ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

# УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ПОКРЫТИЯ

№ 8 (44)
август
2008

Издается с января 2005 г.

**Главный редактор**
д-р физ.-мат. наук,
заслуженный деятель науки РФ
В.Н. НЕВОЛИН

**Председатель редакционного совета**
д-р техн. наук, заслуженный деятель науки и техники РФ
В.Ф. БЕЗЪЯЗЫЧНЫЙ

**Заместители главного редактора:**
И.Н. ЖЕСТКОВА
д-р физ.-мат. наук
В.Ю. ФОМИНСКИЙ

**Заместители председателя редакционного совета:**
д-р техн. наук
В.Ю. БЛЮМЕНШТЕЙН
д-р техн. наук
А.В. КИРИЧЕК
д-р техн. наук
О.В. ЧУДИНА

**Редакционный совет:**
Ю.П. АНКУДИМОВ
А.П. БАБИЧЕВ
В.П. БАЛКОВ
С.Н. ГРИГОРЬЕВ
В.Ю. ЗАМЯТИН
В.А. ЗЕМСКОВ
С.А. КЛИМЕНКО
В.А. ЛАШКО
В.А. ЛЕБЕДЕВ
В.В. ЛЮБИМОВ
Ф.И. ПАНТЕЛЕЕНКО
Ю.В. ПАНФИЛОВ
Х.М. РАХИМЯНОВ
Б.П. САУШКИН
В.П. СМОЛЕНЦЕВ
А.М. СМЫСЛОВ
Г.А. СУХОЧЕВ
В.П. ТАБАКОВ
В.А. ШУЛОВ
М.Л. ХЕЙФЕЦ

**Редакция:**
И.В. СИНЦОВА
Т.В. ПАРАЙСКАЯ

Журнал распространяется по подписке, которую можно оформить в любом почтовом отделении (индексы по каталогам: "Роспечать" **85159**, "Пресса России" **39269**, "Почта России" **60252**) или в издательстве.
Тел.: (495) 269-52-98, 269-66-00, 268-40-77.
Факс: (495) 269-48-97.
E-mail: realiz@mashin.ru, utp@mashin.ru

Журнал зарегистрирован в Министерстве РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций. Свидетельство о регистрации ПИ № 77-17733 от 09.03.04 г.

## СОДЕРЖАНИЕ

### МЕХАНИЧЕСКАЯ УПРОЧНЯЮЩАЯ ОБРАБОТКА

**Амбросимов С.К.** Определение технологических параметров процесса деформирующе-режущего протягивания с опережающим пластическим деформированием и упругопластическим нагружением зоны резания . . . . . 3

**Бабичев А.П., Максимов Д.В., Мотренко П.Д., Пастухов Ф.А., Чучукалов А.П.** Адресная виброударная упрочняющая обработка силовых деталей . . . . . 8

**Попов М.Е.** Упрочняющая обработка деталей поверхностным пластическим деформированием ударно-импульсным инструментом с пружинным приводом . . . . . 10

**Лебедев В.А.** Энергетическое условие эффективности упрочняющей обработки деталей динамическими методами ППД . . . . . 24

### ХИМИЧЕСКАЯ, ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКАЯ И ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА

**Николенко С.В., Потапова Н.М., Метлицкая Л.П.** Исследование жаростойкости модифицированного поверхностного слоя стали Р6М5 после электроискрового легирования . . . . . 32

**Веселовский А.А., Завалищин А.Н.** Исследование кинетики совместного термодиффузионного насыщения серого чугуна алюминием и ванадием из порошковой смеси контактным способом . . . . . 38

**Короткин В.И., Харитонов Ю.Д., Онишков Н.П., Нахимович И.А.** Влияние силовых и геометрических параметров теоретически точечного контакта поверхностно упрочненных зубчатых передач на выбор характеристик упрочненного слоя . . . . . 42

### ОБРАБОТКА КОНЦЕНТРИРОВАННЫМИ ПОТОКАМИ ЭНЕРГИИ

**Коротаев Д.Н., Машков Ю.К.** Восстановление деталей гидроцилиндров электроискровым легированием . . . . . 50

### МЕТОДЫ НАНЕСЕНИЯ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ПОКРЫТИЙ

**Сайфуллин Р.Н.** Способ электроконтактной приварки металлических порошков . . . . . 53

### ИНФОРМАЦИЯ. ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ОПЫТ

**Методы** определения жаростойкости защитных покрытий (по ГОСТ 9.312–89) . . . . . 54

**Журнал входит в Перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней**

© **Издательство "Машиностроение", "Упрочняющие технологии и покрытия", 2008**

THE MONTHLY SCIENTIFIC AND PRODUCTION JOURNAL

# STRENGTHENING TECHNOLOGIES AND COATINGS

№ 8 (44)
August
2008

Since 2005, January

**Editor-in-Chief**
Dr of Phys. Math. Sci.,
The honoured worker
of a science of the RF
V.N. NEVOLIN
**Chair of Editorial Council**
Dr of Eng. Sci., The honoured
worker of a science and
technics of the RF
V.F. BEZYAZYCHNYI
**Editorial Assistants:**
I.N. ZHESTKOVA
Dr of Phys. Math. Sci.
V.Yu. FOMINSKY
**Chairman Assistants:**
Dr of Eng. Sci.
V.Yu. BLUMENSTEIN
Dr of Eng. Sci.
A.V. KIRICHEK
Dr of Eng. Sci.
O.V. CHUDINA
**Editorial council:**
Yu.P. ANKUDIMOV
A.P. BABICHEV
V.P. BALKOV
S.N. GRIGORIEV
V.Yu. ZAMYATIN
V.A. ZEMSKOV
S.A. KLIMENKO
V.A. LASHKO
V.A. LEBEDEV
V.V. LYUBIMOV
F.I. PANTELEENKO
Yu.V. PANFILOV
H.M. RAHIMYANOV
B.P. SAUSHKIN
V.P. SMOLENTSEV
A.M. SMYSLOV
G.A. SUHOCHEV
V.A. SHULOV
V.P. TABAKOV
M.L. KHEIFETS
**Edition:**
I.V. SINTSOVA
T.V. PARAYSKAYA

Journal is spreaded on a subscription, which can be issued in any post office (index on the catalogues: "Rospechat" **85159**, "Pressa Rossii" **39269**, "Pochta Rossii" **60252**) or in publishing office.
Ph.: (495) 269-52-98, 269-66-00, 268-40-77. Fax: (495) 269-48-97
E-mail: realiz@mashin.ru, utp@mashin.ru

Journal is registered by RF Ministry Tele- and Broadcasting of Mass Communications Media. The certificate of registration ПИ № 77-17733, March 9, 2004

## CONTENTS

**MECHANICAL STRENGTHENING PROCESSING**

**Ambrosimov S.K.** Determination parameters of technology deformation-cutting broaching process with advanced plastic deformation and elastic-plastic deformation loading the zone of cutting . . . . . 3

**Babichev A.P., Maksimov D.V., Motrenko P.D., Pastukhov P.A., Chuchukalov A.P.** Address (separate) vibroimpacting strengthening processing of power details . . . . . 8

**Popov M.E.** Strengthening processing of details by superficial plastic deformation by a percussion instrument-pulse with a spring drive . . . . . 10

**Lebedev V.A.** The energy condition of the effectiveness of strengthening of details by the dynamic methods of SPD . . . . . 24

**CHEMICAL, CHEMICO-THERMAL AND ELECTROCHEMICAL PROCESSING**

**Nikolenko S.V., Potapova N.M., Metlitskaja L.P.** Research of the modified superficial layer of steel P6M5 after electro-spark alloying . . . . . 32

**Veselovskiy A.A., Zavalischin A.N.** Research of kinetics of joint thermo-diffusion satiation of grey cast-iron by aluminium and vanadium from powder-like mixture by contact method . . . . . 38

**Korotkin V.I., Haritonov Yu.D., Onishkov N.P., Nahimovich I.A.** Influence of force and geometrical parameters of theoretically point contact of surface strengthened gears on choice strengthened layer characteristics . . . . . 42

**PROCESSING BY CONCENTRATED STREAMS OF ENERGY**

**Korotaev D.N., Mashkov Yu.K.** Restoration of details of hydrocylinders by electrospark modifying . . . . . 50

**METHODS OF DEPOSITION OF FUNCTIONAL COATINGS**

**Sayfullin R.N.** The method of electro-contact welding of metal powders . . . . . 53

**INFORMATION. PRODUCTION EXPERIENCE**

**Methods** of heat-reisistance determination of protection coatings (after GOST 9.312–89) . . . . . 54

**Journal is included in the List of the Highest Attestation Committee of Russian Federation (VAK RF) for publication of basic results of doctoral theses**

© **"Mashinostroenie Publishers", "Strengthening Technologies and Coatings", 2008**

**С.К. Амбросимов** *(Липецкий ГТУ)*

# Определение технологических параметров процесса деформирующе-режущего протягивания с опережающим пластическим деформированием и упругопластическим нагружением зоны резания

*Представлена методика определения базовых параметров процесса деформирующе-режущего протягивания с опережающим пластическим деформированием (ОПД) и упругопластическим нагружением (УПН) зоны резания. Методика позволяет рассчитать подачи и диаметры деформирующих и режущих зубьев протяжек.*

***Ключевые слова:*** *деформирующе-режущее протягивание, опережающее пластическое деформирование, нагружение зоны резания, расчет подач и диаметров протяжки.*

*Methodic of determination based parameters of technology deformation-cutting broaching process with advanced plastic deformation (APD) and elastic-plastic deformation loading (EDL) the zone of cutting is presented. The methodic allows accounting feeds and diameters of deformation and cutting teeth of broaches.*

***Key words:*** *deformation-cutting broaching process, advanced plastic deformation, loading the zone of cutting, accounting of feeds and diameters of broache.*

Как показали исследования [1], *деформирующе-режущее протягивание* (ДРП) с опережающим пластическим деформированием эффективнее режущего протягивания при обработке отверстий. При ДРП сокращается длина протяжек, снижаются силы резания и суммарные энергозатраты на инструмент, повышается качество обработки отверстий. Одним из главных недостатков ДРП с ОПД является то, что после выхода деформирующего зуба из отверстия происходит упругая усадка втулки, что приводит к удару обрабатываемой поверхности о главную режущую кромку, в результате чего на поверхности остается след, глубина которого зависит от упругопластических свойств заготовки и составляет около 0,02...0,04 мм.

Для устранения этого недостатка, а также дальнейшего снижения энергосиловых затрат был разработан ряд способов деформирующе-режущего протягивания и протяжек с совмещением зон резания и деформирования – с размещением режущих кромок в зоне контактной деформации. Совмещение зон резания и деформирования возможно при расположении деформирующих зубьев в зоне стружкоразделительных канавок, т.е. между главными режущими кромками. Это позволяет снизить энергозатраты на процесс резания на 20 % по сравнению с деформирующе-режущим протягиванием с ОПД [2], а также суммарные энергозатраты на резание и деформирование на 10...14 %.

Однако вопросы проектирования таких протяжек требуют определения диаметров режущих и деформирующих зубьев, а также подач на каждом переходе, что является достаточно сложной задачей и требует определенных исследований.

После первого прохода деформирующе-режущих элементов через отверстие диаметром $d_0$ (рис. 1) деформирующие зубья продавливают пазы глубиной $\delta_{вп}$ ($\delta_{впу}$) и диаметром $d_2$. Одновременно участок поверхности между деформирующими зубьями оттесняется за счет неразрывности деформации по толщине втулки до диаметра $d_3$, и на поверхности отверстия образуются продольные выступы высотой $h$ ($h_у$). Но поскольку между деформирующими зубьями расположен режущий зуб, то часть этого выступа толщиной $a_{р1}$ при проходе первого элемента и толщиной $a_{р2}$ при всех последующих срезается, образуя поверхность диаметром $d_4$. При следующем проходе деформирующий зуб располагается в зоне срезанного выступа, а режущий – в зоне впадины. Теперь деформирующий зуб увеличивает отверстие диаметром $d_4$ до $d_{2(2)}$ второго прохода, а режущий увеличивает диаметр $d_2$ до $d_{4(2)}$ второго прохода и т.д.

Деформирующие зубья каждого элемента механически упрочняют поверхностный слой, который срезается следующим за ним режущим зубом элемента. Кроме того, деформирующие зубья при прохождении через отверстие образуют выступ высотой $h$ при первом проходе деформирующе-режущих элементов по ненаклепанному слою, $h_у$ – при втором и последую-

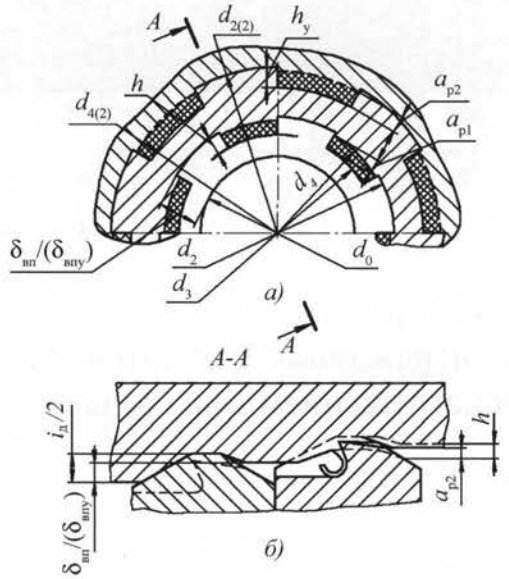



**Рис. 1. Схема определения технологических параметров процесса деформирующе-режущего протягивания с УПН зоны обработки**

щих проходах по механически упрочненному слою. Образованный выступ упругопластически растягивается и в таком состоянии поступает в зону резания, которую образуют режущие зубья того же деформирующе-режущего элемента (см. рис. 1, *а*).

Таким образом, в процессе резания предварительно механически упрочненный поверхностный слой упругопластически растягивается, что значительно снижает энергосиловые затраты на процесс.

Такое более легкое разрушение резанием происходит везде, где режущие зубья расположены между деформирующими, однако уменьшение силы резания возникает при срезании слоя определенной толщины: $a_{p2}$ = 0,02...0,06 мм при экспериментально установленных натягах $i$ = 0,4...0,7 мм (для втулок из конструкционных сталей).

На основании вышеизложенного и приведенной схемы резания и деформирования (рис. 1) на $n$-м переходе подачи на резание и деформирование (рис. 2) определяются следующими выражениями:

$$S_{дп} = (\delta - h + a_{p1})\left(\frac{1-\cos\pi n}{2}\right) + (\delta + a_{p2} - a_{p1})\left(\frac{1+\cos\pi n}{2}\right), \quad (1)$$

$$S_{рп} = (\delta - h + a_{p1})\left(\frac{1+\cos\pi n}{2}\right) + (\delta + a_{p2} - a_{p1})\left(\frac{1-\cos\pi n}{2}\right), \quad (2)$$

где $S_{дп}$ – подача на $n$-м деформирующем элементе;

$S_{рп}$ – подача на $n$-м режущем элементе;

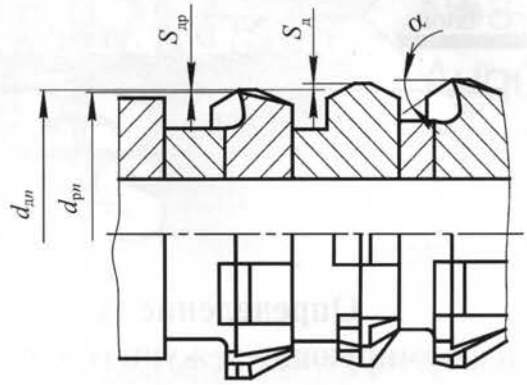



**Рис. 2. Основные расчетные параметры протяжки с УПН зоны обработки**

δ – пластическая деформация по дну канавок, образующихся после прохождения деформирующего элемента с натягом $i$;

$a_{p1}$ – толщина срезаемого слоя на первом переходе;

$a_{p2}$ – толщина срезаемого слоя на втором и всех последующих переходах.

При постоянных режимах резания и деформирования на каждом переходе, а также при обеспечении максимального снижения силы резания, т.е. $S_{дп} = S_{рп}$ = const; $a_{p2}$ = const; $i$ = const, и на основании выражений (1) и (2) получим:

$$a_{p1} = 0{,}5(a_{p2} + h). \quad (3)$$

Тогда выражения (1) и (2) примут вид:

$$S_{дп} = S_{рп} = \delta + 0{,}5a_{p2} - 0{,}5h. \quad (4)$$

На основании принятых условий и формул (3) и (4) получим выражения (5) и (6) для определения диаметров деформирующе-режущих элементов:

$$d_{дп} = d_0 + i + (2\delta + a_{p2} - h)(n-1), \quad (5)$$

$$d_{рп} = d_0 + (2\delta + a_{p2} - h)n. \quad (6)$$

Пластическую деформацию по дну впадин δ и высоту выступа $h$ определяют экспериментально путем измерения после пробного прохода элемента с деформирующими зубьями или по эмпирическим зависимостям, удовлетворяющим приведенным выше условиям и ограничениям.

Для определения подач на деформирующий и режущий зубья проведены исследования влияния натяга $i$ на геометрические параметры образованных выступов (впадин): радиальную пластическую деформацию по дну впадин $\delta_{вп}$, высоту образованного выступа $h$, а для чугуна – также на упругую радиальную деформацию по диаметру зоны резания $d_4$ (см. рис. 1).

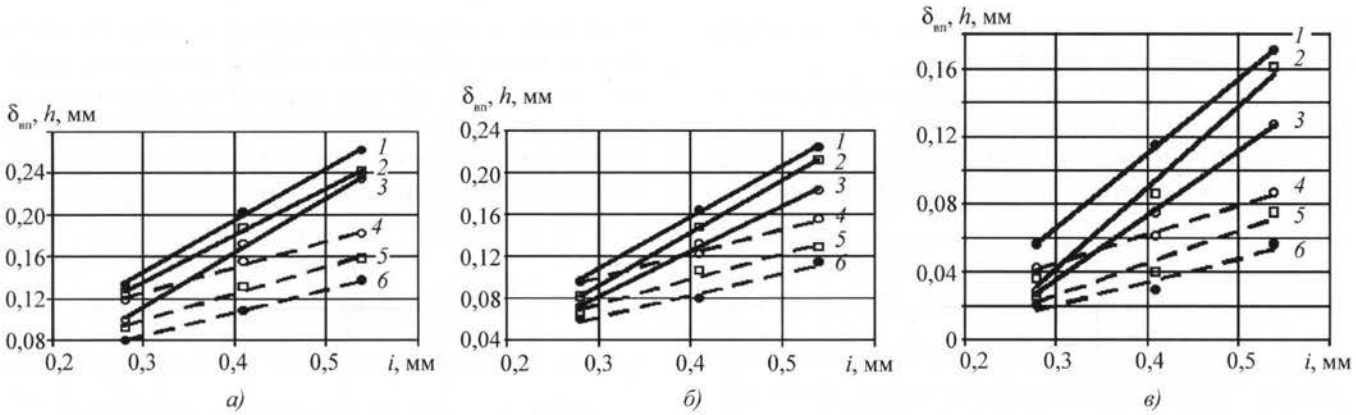



**Рис. 3. Изменение пластической деформации для стали 45 (*а*) и стали 40Х (*б*, *в*) по дну впадины $\delta_{вп}$ (*1–3*), высоты выступа *h* (*4–6*) и натяга *i* при следующих значениях параметров:**
*а*, *б* – $i_п = 0$; *в* – $i_п = 0{,}52$ мм; *1*, *6* – $D/d = 1{,}34$; *2*, *5* – $D/d = 1{,}6$; *3*, *4* – $D/d = 1{,}85$

В результате исследований установлено, что в рассматриваемом диапазоне натягов изменение радиальной пластической деформации по дну впадин имеет практически линейный характер (рис. 3, 4), причем с увеличением жесткости деталей угол наклона графика к оси абсцисс остается неизменным. При увеличении жесткости детали высота выступа при постоянстве натяга увеличивается. Это объясняется тем, что при повышении жесткости втулки материал в большей степени выдавливается внутрь между боковыми поверхностями деформирующих зубьев и создаются такие условия, определяемые соотношением диаметров втулки и натягом, когда радиальная деформация по дну впадины равна высоте образованного выступа. Для втулок из стали 45 при $D/d = 1{,}85$ такое состояние наступает при натяге $i = 0{,}3$ мм (см. рис. 4, линии *3*, *4*). С увеличением пластических свойств материала детали при постоянстве натяга высота образованного выступа возрастает.

Установлено, что при деформирующе-режущем протягивании, несмотря на значительные упругие радиальные деформации по дну впадин, которые при постоянном натяге незначительно изменяются по величине от входного к опорному торцу, постоянны по знаку (рис. 5) и определяются по формуле:

$$\delta_{увп} = \frac{i - 2\delta_{вп}}{2}, \qquad (7)$$

где $\delta_{вп}$ – функция натяга *i*, которую находят по графикам и формулам (5) и (6), упругие радиальные деформации в зоне резания $\delta_{увп}$ в рассматриваемом диапазоне изменения натяга носят сложный характер. Они не только изменяются по величине от входного к опорному торцу, но и по знаку (см. рис. 5). При этом средний диаметр отверстий в зоне резания у стальных втулок равен диаметру режущих зубьев деформирующе-режущего элемента, поэтому радиальную упругую деформацию допускается не учитывать при расчетах подъемов на зуб при обработке стальных деталей.

При обработке материалов с более высокими упругими свойствами (чугунов) упругая радиальная деформация в зоне резания по длине обработки изменяется, оставаясь неизменной по знаку (рис. 5), и ее необходимо учитывать при определении подъемов на

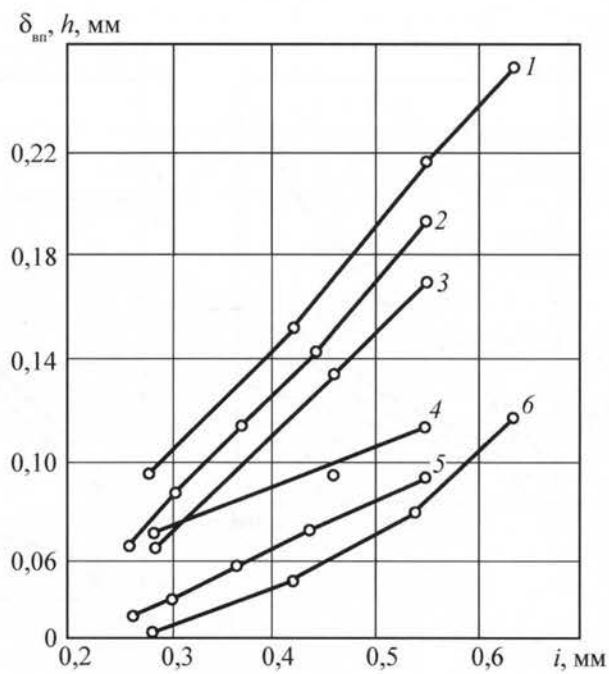



**Рис. 4. Влияние натяга *i* на радиальную пластическую деформацию по диаметру впадины $\delta_{вп}$ (*1–3*) и высоту образованного выступа *h* (*4–6*) при $i_п = 0{,}68$:**
*1*, *6* – $D/d = 1{,}34$; *2*, *5* – $D/d = 1{,}6$; *3*, *4* – $D/d = 1{,}85$

режущие зубья деформирующе-режущих элементов, пользуясь графиком (рис. 6).

Как было отмечено выше, упругая радиальная деформация по дну впадины изменяется незначительно по длине втулки (рис. 7, *а*). Однако высота выступов вследствие изменения знака упругой радиальной деформации в зоне выступов уменьшается по длине втулки от входного к опорному торцу (см. рис. 7, кривые *4–6*, *10–12*, *14–16*) и для нежестких втулок из стали с невысокими пластическими свойствами вызывает значительную неравномерность толщины срезаемого слоя по длине обрабатываемой детали.

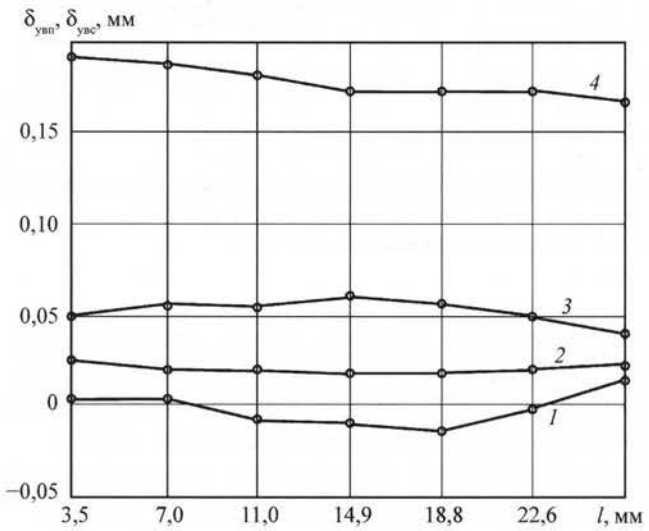



**Рис. 5. Изменение упругой радиальной деформации по длине *l* втулок при *D*/*d* = 1,6 от входного торца в зоне резания (*1*, *2*) и по диаметру впадины (*3*, *4*):**
*1*, *4* – сталь 45; *2*, *3* – чугун СЧ20

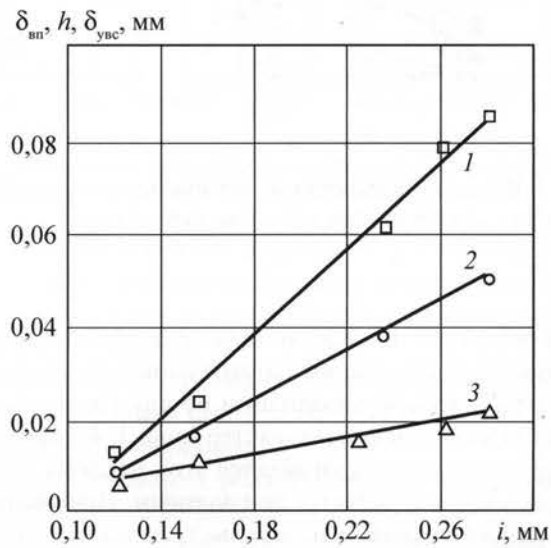



**Рис. 6. Влияние натяга *i* на пластическую радиальную деформацию $\delta_{вп}$ по диаметру впадины (*1*), высоту образованного выступа *h* (*2*) и радиальную упругую $\delta_{впу}$ (*3*) деформацию в зоне резания (СЧ20, *D*/*d* = 1,6)**

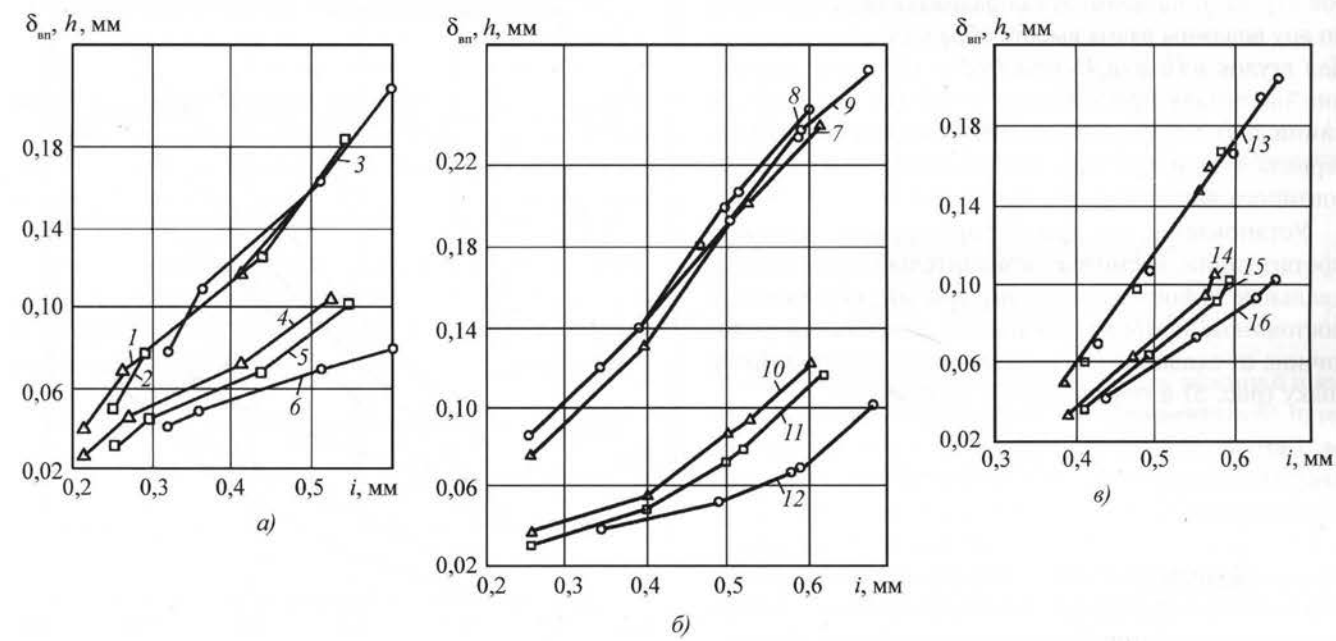



**Рис. 7. Влияние натяга *i* на радиальную пластическую деформацию по диаметру впадины $\delta_{вп}$ (*1–3*, *7–9*, *13*) и высоту образованного выступа *h* (*4–6*, *10–12*, *14–16*):**
*а* – сталь 45, *D*/*d* = 1,6; *б* – сталь 45, *D*/*d* = 1,34; *в* – сталь 40Х, *D*/*d* = 1,6; *1*, *4*, *7*, *10*, *14* – у входного торца; *2*, *5*, *8*, *11*, *15* – в среднем сечении; *3*, *6*, *9*, *12*, *16* – у опорного торца

Анализ полученных зависимостей высоты образованного выступа от натяга $i$ и изменения удельной осевой составляющей силы резания от толщины срезаемого слоя при обработке втулок разной жесткости позволяет определить толщину срезаемых слоев.

При натягах на деформирующий элемент от 0,3 до 0,5 мм толщина срезаемого слоя для втулок из стали 45 определяется по формуле:

$$a_р = (1{,}0...0{,}5)h; \quad (8)$$

для сталей с более высокими пластическими свойствами:

$$a_р = (0{,}7...0{,}5)h; \quad (9)$$

для чугуна при натягах $i$ = 0,15...0,28 мм

$$a_р = (1{,}0...1{,}3)h. \quad (10)$$

Обработку экспериментальных данных проводили в соответствии с методикой регрессионного анализа, результатом которого являются уравнения регрессии степенного вида:

$$h = 508{,}32 i^{0{,}81} (D/d)^{1{,}14} \text{НВ}^{-1{,}55}, \quad (11)$$

$$\delta_{вп} = 18407{,}27 i^{1{,}27} (D/d)^{-0{,}704} \text{НВ}^{-1{,}94}, \quad (12)$$

$$h_у = 10039{,}67 i (D/d)^{1{,}48} \text{НВ}^{-2{,}25} i_п^{-0{,}08}, \quad (13)$$

$$\delta_{впу} = 246274{,}57 i^{1{,}54} (D/d)^{-0{,}97} \text{НВ}^{-2{,}45} i_п^{-0{,}05}. \quad (14)$$

Уравнения (11), (12) получены при $i_п$ = 0 мм и применимы для определения параметров неупрочненного срезаемого слоя, где $i_п$ – натяг предварительного деформирования. Уравнения (13) и (14) получены при $i_п$ = 0,15...0,70 мм.

На основе проведенных исследований сделаны следующие **выводы.**

1. Получены зависимости изменения радиальной деформации по дну впадины и высоты образованного выступа от натяга деформирующего элемента, позволяющие определить связь между натягом деформирующих зубьев и диаметром режущих зубьев.

2. Исследованы особенности изменения высоты выступа и распределение срезаемого слоя по длине образующей втулки.

3. Даны рекомендации по выбору технологических параметров и расчету диаметров и подач режущих и деформирующих зубьев в процессе деформирующе-режущего протягивания с упругопластическим растяжением зоны резания с учетом изменения удельной осевой составляющей силы резания по глубине срезаемого слоя и высоты образованного выступа.

**ЛИТЕРАТУРА**

1. **Амбросимов С.К.** Феноменологическая модель обрабатываемости резанием с опережающим пластическим деформированием при протягивании // Упрочняющие технологии и покрытия, 2008. № 5. С. 14–19.

2. **Кузнецов А.М., Марин А.З.** Обработка комбинированным протягиванием круглых отверстий в деталях из вязких материалов // Автомобильная промышленность. 1970. № 4. С. 33–35.

***Уважаемые читатели!***

**Продолжается подписка**

***на научно-технический и производственный журнал***

**"УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ПОКРЫТИЯ"**

**Журнал входит в Перечень ВАК РФ**

Подписные индексы по каталогам:

"Роспечать" – **85159**, "Пресса России" – **39269**, "Почта России" – **60252**.

*Подписку на журнал можно оформить с любого номера в любом отделении связи или непосредственно в издательстве по адресу:*

***Россия, 107076, Москва, Стромынский пер., д. 4,***
***ООО "Издательство Машиностроение",***
***редакция журнала "Упрочняющие технологии и покрытия".***

**Тел.: (495) 268-40-77. Факс (495) 269-47-98.**

**E-mail: utp@mashin.ru. http://www.mashin.ru**

**А.П. Бабичев, Д.В. Максимов, П.Д. Мотренко,**
**Ф.А. Пастухов, А.П. Чучукалов** *(Донской ГТУ)*

# Адресная (раздельная) виброударная упрочняющая обработка силовых деталей

*Представлены результаты разработки и экспериментальные исследования новой технологической схемы раздельной виброударной обработки силовых деталей летательных аппаратов и других изделий. Приведены примеры обрабатываемых деталей и конструктивно-технологические схемы их обработки.*

***Ключевые слова:*** *силовые детали, упрочнение, виброударная обработка, раздельная (адресная) обработка.*

*Results of development and experimental researches of the new technological circuit separate vibroimpacting processing of power details of flying devices and other products are submitted. Examples of processable details and constructive-technological circuits of their processing are resulted.*

***Key words:*** *power details, strengthening, vibroimpacting, address (separate) processing.*

В конструкцию некоторых изделий (летательных аппаратов, судовых механизмов, энергосиловых установок и т.п.) входят силовые детали, подвергаемые упрочняющей обработке поверхностным пластическим деформированием. С учетом сложной формы их поверхности наиболее приемлемой в этом случае оказывается виброударная обработка в среде стальных тел (шаров, роликов и т.п.). Типы обрабатываемых деталей показаны на рис. 1.

Известные разработки в этой области предусматривают создание специальных рабочих камер с расположением и закреплением в них обрабатываемых деталей. Для обеспечения всесторонней и равномерной обработки поверхности детали сложной формы предусматривается ее периодическая или непрерывная переориентация относительно траектории колебаний обрабатывающей среды и работающей камеры с введением соответствующих устройств и периодической остановкой для переустановки детали. Рабочая камера с загруженной в нее деталью устанавливается на вибростенд с однокоординатной амплитудой колебаний.

**Рис. 1. Типовые детали, подвергаемые упрочнению**

После завершения цикла обработки деталь извлекают из рабочей камеры. Обрабатывающую среду (стальные шары) также изымают для промывки и проверки состояния поверхности (отсутствие выкрашиваний, трещин, слоев коррозии, сколов и других дефектов). К недостаткам этой схемы виброударной обработки относят: большие затраты времени на выполнение вспомогательных работ (установка и переустановка детали, промывка и контроль рабочей среды), относительно низкая производительность операции, необходимость изготовления большого количества технологической оснастки (отдельных рабочих камер), высокий уровень шума и загрязненность рабочего места.

Для повышения эффективности обработки и устранения или уменьшения негативного влияния отмеченных недостатков разработаны технологические схемы раздельной обработки плоских деталей сложной конфигурации с использованием универсальных вибрационных станков. Обработка может осуществляться на станках с рабочей камерой торовой и прямоугольной форм. В первом случае для деталей с размерами 250...300 мм, во втором – до 500...600 мм. Дополнительная модернизация предусматривает встраивание в рабочую камеру раздельных устройств. Рассматриваемые технологические схемы представлены на рис. 2.

Для торовой камеры (рис. 2, *а*) раздельное устройство представляет собой "карусель", имеющую систему решетчатых перегородок, закрепленных на общем дисковом устройстве. "Карусель" установлена соосно с рабочей камерой и циркулирующей рабочей средой и проворачивается вокруг оси рабочей камеры. Решетчатые перегородки также имеют возможность по-

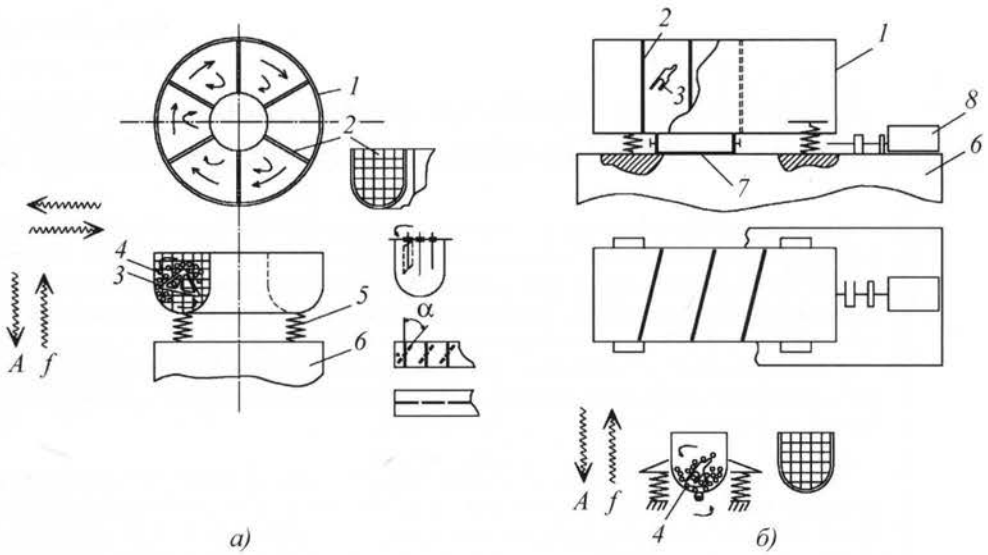



**Рис. 2. Технологические схемы раздельной виброударной обработки:** *1* – рабочая камера; *2* – разделительная перегородка; *3* – обрабатываемая деталь; *4* – рабочая среда; *5* – пружина; *6* – основание; *7* – вибратор; *8* – приводной барабан

ворачиваться вокруг своей оси, изменяя при этом "парусность" (пропускную способность циркулирующей рабочей среды). "Парусность" перегородок создает "напор" среды и ее уплотнение, вследствие чего интенсивность обработки возрастает. В рабочую камеру подается технологическая жидкость, обеспечивающая непрерывную очистку обрабатывающей среды (стальных шаров), таким образом, периодическую выгрузку среды для промывки с последующей загрузкой (возвратом) в рабочую камеру. Создание за счет введения разделительных перегородок подвижных отсеков обеспечивает одновременную обработку детали как одного, так и разных наименований (многономенклатурную обработку), что весьма привлекательно для изделий, изготавливаемых малыми партиями (сериями).

Для обработки деталей более крупных размеров (до 500...600 мм) предложена схема раздельной обработки в рабочей камере прямоугольной формы (рис. 2, *б*). С этой целью в рабочей камере устанавливают решетчатые перегородки, создающие отсеки для разделительной обработки деталей. Перегородки устанавливают под углом $\alpha$ к оси рабочей камеры, создавая за счет этого поперечную циркуляцию среды.

Проведена экспериментальная проверка возможности раздельной виброударной обработки деталей при свободной загрузке в рабочую камеру. Обработке подвергали детали с габаритными размерами 360×220 мм. Материал: титан ВТ3, сталь 40ХН2МА. Обрабатывающая среда – шары диаметром $d$ = 8 мм из закаленной стали ШХ15. Режим и продолжительность обработки: амплитуда $A$ = 3 мм, частота $f$ = 25 Гц, время $t$ = 60 мин. Контроль остаточных напряжений осуществляли по плоским образцам-свидетелям стандартных размеров. В результате обработки прогиб образцов-свидетелей составил 1,16 мм, что соответствует требованиям заводской инструкции. Произведена сравнительная технико-экономическая оценка предлагаемой схемы раздельной виброударной обработки. Установлено, что по сравнению с действующей схемой обработки аналогичных деталей предложенная схема обеспечивает снижение трудоемкости обработки, затрат на заработную плату, энергозатрат, улучшение условий труда, снижение шума и загрязненности рабочего места.

Вместо нескольких (около 10 в рассматриваемом примере) единиц оснащения (рабочих камер к вибростендам) достаточно одной единицы оборудования (вибрационного станка с разделительным устройством в рабочей камере) для обработки всего объема изготавливаемых деталей.

## ЛИТЕРАТУРА

1. **Бабичев А.П., Бабичев И.А.** Основы вибрационной технологии. Ростов-н/Д: ДГТУ, 1999. 620 с.

2. **Чучукалов А.П., Бабичев А.П.** Анализ технологических схем виброударной упрочняющей обработки длинномерных деталей // Упрочняющие технологии и покрытия. 2006. № 6. С. 3–7.

**М.Е. Попов** *(Донской ГТУ, Ростов-на-Дону)*

# Упрочняющая обработка деталей поверхностным пластическим деформированием ударно-импульсным инструментом с пружинным приводом

*Представлены результаты исследования процесса упрочняющей обработки поверхностным пластическим деформированием ударно-импульсным инструментом с пружинным приводом. Рассмотрены феноменологические модели ударно-импульсных систем и математические модели контактного взаимодействия инструмента с обрабатываемой поверхностью. Приведены результаты экспериментальных исследований. Исследовано влияние упрочняющей обработки на материалоемкость деталей машин.*

***Ключевые слова:*** *упрочняющая обработка, поверхностное пластическое деформирование, ударно-импульсный инструмент, феноменологическая модель, математические модели контактного взаимодействия, материалоемкость машин.*

*Results of research of process of strengthening processing by superficial plastic deformation by a percussion pulse instrument with a spring drive are presented. Phenomenological models with great dispatch-pulse systems and mathematical models of contact interaction of the tool with a processable surface are considered. Results of experimental researches are resulted. Influence of strengthening processing on weight of details of machines is investigated.*

***Key words:*** *strengthening processing, superficial plastic deformation, the percussion pulse instrument, phenomenological model, mathematical models of contact interaction, materials consumption.*

## Введение

В машиностроении применяют различные способы упрочнения деталей *поверхностным пластическим деформированием* (ППД) [1]. Применение статических методов ППД (например, выглаживания или накатывания) часто не рационально из-за большой энергоемкости. Аналогичное по эффективности силовое воздействие может быть получено при реализации динамических методов ППД (ударно-импульсной и статико-импульсной обработки), но с меньшими энергетическими затратами [2, 3]. При динамических методах ППД проводится нагружение обрабатываемой поверхности управляемым импульсным (ударным) воздействием.

## Феноменологические модели ударных систем

Виброударные системы по принципу действия обычно делят на *системы с силовым и системы с кинематическим возбуждением* [4].

В виброударных системах с силовым возбуждением (рис. 1) удары упруго закрепленного ударника наносятся по плоской границе неподвижного тела (обрабатываемой поверхности) с неизменными промежутками $2\pi/\omega$, где $\omega$ – угловая частота возбуждения. Если потери энергии в интервале между ударами пренебрежимо малы, то дифференциальное уравнение движения ударника можно записать в виде

$$\ddot{x} + \omega_к^2 x = \frac{P_0}{m}\sin(\omega t + \varphi), \qquad (1)$$

где $m$ – масса ударника;

$P_0$ – амплитуда возбуждающей силы;

$\varphi$ – начальная фаза возбуждающей силы;

$\omega_к = \sqrt{k_0/m}$ – собственная частота колебаний системы ударник–пружина при амплитудах, меньших зазора $\Delta$;

$\Delta$ – зазор между обрабатываемой поверхностью и ударником в положении равновесия, т.е. при недеформированной пружине;

$k_0$ – коэффициент жесткости пружины.

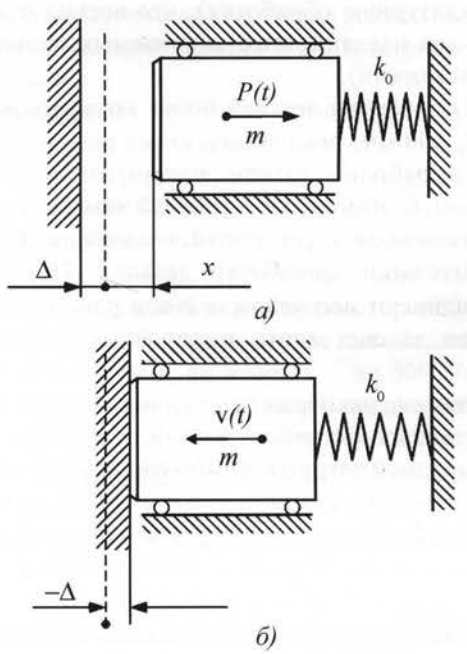



**Рис. 1. Виброударные системы с силовым возбуждением:** *а* – с зазором; *б* – с натягом

Аналогично для виброударных систем с кинематическим возбуждением сила упругости пружины равна $k_0(X - x)$ и если $X = X_0\sin(\omega t + \varphi)$, то дифференциальное уравнение движения между ударами об обрабатываемую поверхность принимает вид

$$\ddot{x} + \omega_к^2 x = \omega_к^2 X \sin(\omega t + \varphi). \qquad (2)$$

После замены $P_0 = k_0 X_0$ уравнение (2) переходит в уравнение (1).

На рис. 2 представлены возможные решения – совокупность различных *механодинамических концепций* как феноменологических моделей ударных систем.

Модель на рис. 2, *а* – самая простая, но она не используется как основа конструкции ударной системы (инструмента), так как не отвечает принципу оптимального распределения нагрузок. Также на рис. 2, *а* представлен момент, возникающий на валу электродвигателя, на котором посажен эксцентриковый кулачок с эксцентриситетом $R$, в результате чего амплитуда $A$ массы $m$ равняется $R$. Если на валу не размещать маховик (рис. 2, *а*), то этот момент будет нагружать непосредственно двигатель, что недопустимо с точки зрения потерь мощности ($\cos\varphi$). Введение маховика $J$ преобразует момент на валу в момент, представленный на рис. 2, *б*. Однако нагрузка на вал и подшипники не уменьшается.

Введение упругой связи, имеющей постоянный коэффициент упругости $k$, изменяет нагружение вала привода. На рис. 2, *б, в* показаны амплитуды нагрузок сцепления $P_0$ (возбуждающая сила). При использовании пружины (рис. 2, *а*) во время разгона появляется момент, который больше, чем на рис. 2, *в*, но при рабочей скорости, которая должна соответствовать критической частоте ($\omega_p = \sqrt{k/m}$), нагрузка незначительна (при отсутствии опор она была бы равна нулю).

Пружинную муфту $k_0$ вводят для уменьшения силы разгона (рис. 2, *г*). Поскольку при критической частоте $\omega_0 = \sqrt{(k + k_0)/m}$ появляется опасность резонанса, желательно его демпфировать (рис. 2, *д*).

Математическая модель, соответствующая механодинамической модели на рис. 2, *д* может быть представлена в виде зависимости:

$$m\frac{\mathrm{d}x^2}{\mathrm{d}t^2} + c\frac{\mathrm{d}x}{\mathrm{d}t} + kx = P_0\sin(\omega t); \qquad (3)$$

$$P_0 = k_0 R\sqrt{\frac{c^2\omega^2 + (k - m\omega^2)^2}{c^2\omega^2 + (k + k_0 - m\omega^2)^2}}, \qquad (4)$$

где $c$ – коэффициент демпфирования.

Эту модель можно упрощать до уровней, соответствующих моделям на рис. 2, *б–г*.

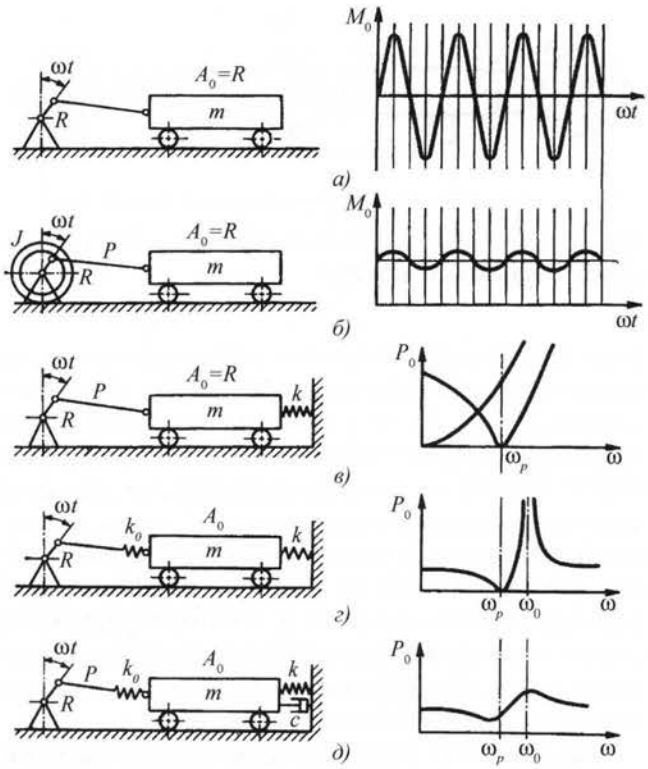



**Рис. 2. Феноменологические модели виброударных систем**

Анализ математической модели (3) выявляет наличие трех видов сил: инерционных, демпфирующих и упругих. Как следует из феноменологической и математической моделей, возбуждающие силы (4) используются для возбуждения упругой силы. В разных известных вибрационных машинах возбуждающей силой служит инерция.

## Кинематическая модель процесса обработки деталей ударно-импульсным инструментом с пружинным приводом

Одним из динамических методов ППД является процесс обработки инструментом, в котором генерирование ударного импульса осуществляется пружинным приводом. При этом инструмент совершает возвратно-поступательные осциллирующие движения в направлении, перпендикулярном обрабатываемой поверхности.

При ударно-импульсной упрочняющей обработке инструментом с пружинным приводом используется кинетическая энергия рабочего элемента инструмента (ударника), имеющего звено упругой связи с ударным механизмом. На рис. 3 показана схема ударно-импульсного инструмента с пружинным приводом, предназначенного для отделочно-упрочняющей обработки деталей методом динамического

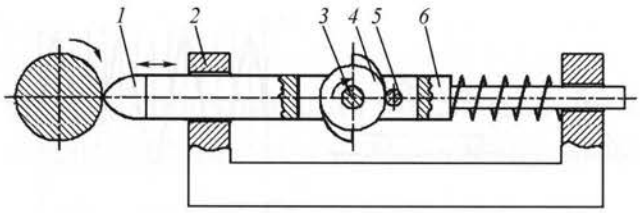



**Рис. 3. Схема ударно-импульсной обработки деталей инструментом с пружинным приводом**

поверхностно-пластического деформирования на токарно-винторезном станке 1К625. Он состоит из корпуса *2* (рис. 3), на раме которого смонтирован электродвигатель *3* постоянного тока 4ПО80В1 (ГОСТ 183–74), от которого вращательное движение передается профильному кулачку *4*. С наружной поверхностью кулачка контактирует подшипник качения *5*, укрепленный на подпружиненном штоке-ударнике *6*. Шток-ударник *6*, к которому крепится сменный рабочий деформирующий элемент инструмента – боек (сферический индентор) *1*, движется в направляющих отверстиях корпуса *2*.

В конструкции устройства вращательное движение вала электродвигателя за счет применения кулачка со ступенчатым профилем преобразуется в возвратно-поступательное импульсное движение ударника. Вращающийся кулачок плавно отводит подпружиненный ударник в сторону сжимаемой пружины. В момент времени, когда профиль кулачка ступенчато изменяется, сжатая пружина возвращает ударник в исходное положение, позволяя наносить удар сферическим индентором, закрепленным на его противоположном конце.

Использование в качестве привода стандартного электродвигателя постоянного тока 4ПО80В1 и двухступенчатого кулачка позволяет инструменту наносить удары с частотой

$$f = \omega_д \zeta,$$

где $\omega_д$ = 16,6...33,3 об/с – угловая частота вращения электродвигателя привода инструмента;

$\zeta$ = 2 – количество ступеней на кулачке.

Ход движения штока-ударника обусловлен конструкцией применяемого кулачка (высотой ступени) и расположением обрабатываемой поверхности. В представленной конструкции максимально возможный ход штока составляет $A$ = 5 мм. Следует отметить, что выбор хода движения штока-ударника зависит от материала обрабатываемой поверхности, параметров пружины и ряда других факторов.

Технология упрочнения включает предварительное статическое (при настройке) и последующее периодическое ударно-импульсное нагружение инструмента.

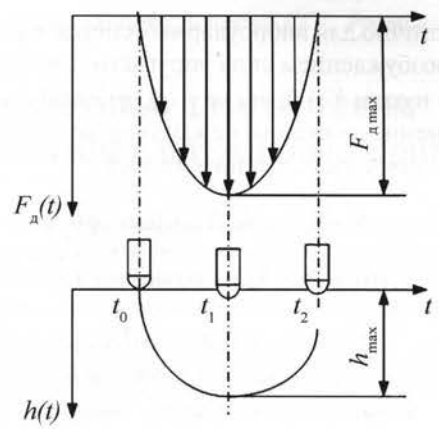



**Рис. 4. Параметры ударных импульсов, формируемых осциллирующим движением инструмента**

В начальный момент за счет сжатия пружины происходит накопление кинетической энергии. На второй стадии под действием энергии пружины происходит перемещение деформирующего элемента инструмента-ударника в направлении детали до начала контакта рабочего элемента с обрабатываемой поверхностью. На заключительной стадии происходит соударение рабочего элемента инструмента с обрабатываемой деталью и упругопластическое деформирование материала детали. При соприкосновении рабочего элемента ударника с поверхностью детали происходит его торможение и механическая энергия переходит в работу пластической деформации отпечатка $A_{от}$.

Основные технологические параметры, определяющие эффективность процесса ударно-импульсной обработки инструментом с пружинным приводом: энергия удара $E_у$; динамическая составляющая нагрузки $P_д$; статическая составляющая нагрузки $P_{ст}$; частота ударов $f$; скорость подачи заготовки относительно инструмента $S_м$; диаметр $D$ рабочего элемента инструмента – бойка (сферического индентора) [3–5]. Данные показатели в совокупности обеспечивают достижение требуемого уровня (степени) упрочнения.

Силовое воздействие на обрабатываемый материал определяется параметрами ударных импульсов $F_д$ (рис. 4), формируемых осциллирующим движением инструмента со скоростью $v_к$. Положение ударного импульса $F_д$ соответствует интервалу контактирования инструмента с деталью ($t_0$ – $t_2$), а максимальное значение действующего усилия $F_д$ – моменту времени $t_1$ внедрения сферического индентора на максимальную глубину $h_{max}$.

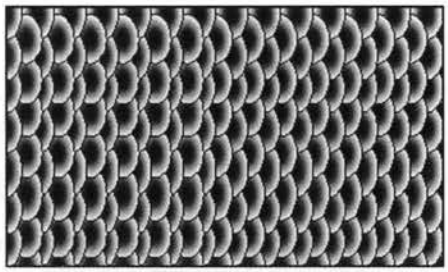


**Рис. 5. Расположение отпечатков на поверхности при ударно-импульсной обработке инструментом с пружинным приводом**

Глубина внедрения индентора в обрабатываемую поверхность (т.е. высота образуемого микропрофиля) $h \geq 240(\sigma_s/E)^2 R'$, где $\sigma_s$ и $E$ – предел текучести и модуль упругости обрабатываемого материала; $R'$ – радиус рабочей поверхности индентора.

Обработка на всей поверхности осуществляется перемещением инструмента вдоль ее образующей в результате сочетания движения детали со скоростью $v_д$ с движением подачи со скоростью $S_м$. Поверхности вращения на токарных станках обрабатывают при сочетании вращательного движения детали и поступательного перемещения инструмента (рис. 3). При упрочнении ударно-импульсным инструментом упрочненный слой формируется в результате наложения множества пластических отпечатков (рис. 5), получаемых под действием динамической нагрузки. Положение отпечатка в любой момент времени определяется как зависимость текущего угла поворота детали φ от времени $t$:

$$\varphi(t) = \varphi_0 + 2\pi\frac{n}{60}t,$$

где $\varphi_0$ – начальный угол поворота детали;

$n$ – частота вращения детали.

Положение отпечатка в направлении подачи $S_0$:

$$z(t) = S_0\frac{n}{60}t.$$

Период времени $T$ между ударами инструментом с пружинным приводом:

$$T = \frac{60}{n_1\zeta},$$

где $n_1$ – частота вращения электродвигателя инструмента.

Общее время обработки цилиндрической поверхности длиной $L$:

$$t_0 = \frac{L60}{S_0 n}.$$

Число отпечатков $i$ на обработанной поверхности определяется по следующей формуле:

$$i = \frac{t_0}{T}.$$

Шаг отпечатков индентора по дуге окружности поверхности заготовки в направлении оси $Y$:

$$l_v = \frac{2\pi R_1 \varphi}{360},$$

где φ – угол поворота заготовки за время одного двойного хода индентора;

$R_1$ – радиус обрабатываемой детали;

$\varphi = \omega t$; $\omega = \frac{\pi n}{30}$;

$t = T$ – промежуток времени между ударами бойка (индентора); $T = 1/f$.

Тогда

$$l_v = \frac{2\pi R_1}{360}\frac{\pi n}{30}T = \frac{2\pi R_1}{360}\frac{\pi n}{30f}.$$

Лунки, образованные инструментом на обрабатываемой поверхности, перекрывают друг друга или соприкасаются в направлении скорости v. В направлении оси $X$ расстояние между центрами соседних отпечатков (шаг отпечатков $l_s$) равно подаче на один оборот детали ($l_s = S_0$). В направлении оси $Y$ шаг отпечатков $l_v$ определяется скоростью перемещения детали $v_д$ и частотой осциллирующих движений инструмента $f$:

$$l_v = \frac{v_д}{f}.$$

В работах [2, 3, 5] показано, что варьирование режимов обработки (скорости движения детали, подачи, частоты колебаний инструмента) дает возможность получать на обрабатываемой поверхности регулярный микрорельеф. При этом возможны два случая: 1) следы обработки частично покрывают исходную поверхность; 2) на исходной поверхности образуется полностью новый регулярный микрорельеф.

Степень, глубина и равномерность наклепа поверхностного слоя зависят от размеров пластических отпечатков и от степени (коэффициента) их перекрытия. Размер единичной вмятины $d$, скорость подачи заготовки относительно инструмента $S_м$ и частота ударов $f$ связаны между собой посредством коэффициента перекрытия:

$$K = 1 - \frac{S_м}{df60}.$$

При ударно-импульсной обработке пластическое деформирование происходит при изменении взаимного расположения детали и инструмента в результате движения со скоростью $v_д$. Для оценки влияния скорости движения $v_д$ (движением подачи со скоростью $S_м$ пренебрегаем, так как $v_д \geq S_м$) на изменение геометрических параметров единичного отпечатка необходимо рассмотреть перемещение инструмента в течение процессов внедрения и выхода.

Анализ процесса деформирования при движении детали со скоростью $v_д$ показывает, что параметры пластического отпечатка зависят от соотношения значений скорости $v_д$ и скорости распространения пластической деформации вдоль поверхности $v_r$:

$$v_r = \frac{dr(t)}{dt} = \sqrt{\frac{D}{4h(t)}}\frac{dh(t)}{dt} = \sqrt{\frac{D}{4h(t)}}v_к,$$

где $r(t)$ – текущее значение радиуса отпечатка;

$D$ – диаметр деформирующего элемента (индентора);

$v_к = dh(t)/dt = dA(t)/dt$ – скорость колебательного движения инструмента;

$A(t)$ – смещение ударника (штока) в момент времени $t$.

При $v_д < v_r$ будет сохраняться сферическая форма отпечатка, параметры которой определяются положением инструмента в момент его внедрения на максимальную глубину $h_{max}$ при $t = t_1$.

При $v_д > v_r$ движение детали приводит к изменению формы отпечатка, выражающемуся в увеличении его размера вдоль оси, совпадающей с направлением $v_д$. Если на графике $|v_r|(t)$ построить прямую, соответствующую значению $|v_д| = |v_r|$, то участки графика, лежащие выше этой прямой, будут отвечать условию $|v_д| < |v_r|$, а ниже – условию $|v_д| > |v_r|$.

Отрезок $\Delta t$, лежащий между точками пересечения прямой и графика $|v_r|(t)$, будет определять промежуток времени, в течение которого скорость детали влияет на форму контура отпечатка. Таким образом, длина оси контура отпечатка, совпадающей с направлением $v_д$ увеличится на $\Delta t v_д$. Обозначим символами $a$ и $b$ соответственно бóльшую и меньшую полуоси эллиптического отпечатка. Из геометрии контакта полуоси эллиптического отпечатка в продольном $a$ и в поперечном $b$ направлениях, а также параметры $h_a$ и $h_b$, характеризующие высоту рельефа поверхности, определяются следующими выражениями [5]:

$$a \approx \sqrt{R_{11}(2h_a + h_у) - h_a^2}; \quad (5)$$

$$b \approx \sqrt{R_{21}(2h_b + h_у) - h_b^2}; \quad (6)$$

$$h_a = \frac{\pm 2R_{12}h - R_{11}h_у - h^2}{2(\pm R_{12} + R_{11} - h)}; \quad (7)$$

$$h_b = \frac{\pm 2R_{22}h - R_{21}h_у - h^2}{2(\pm R_{22} + R_{21} - h)}, \quad (8)$$

где $R_{11}$ и $R_{12}$ – радиус кривизны индентора в продольном и поперечном направлениях;

$R_{21}$ и $R_{22}$ – радиус кривизны обрабатываемой поверхности в продольном и поперечном направлениях;

$h$ и $h_у$ – глубина соответственно пластического и упругого отпечатка индентора.

В формулах (7) и (8) знак "плюс" ставится, когда поверхность детали выпуклая, а знак "минус" – вогнутая.

При токарной обработке поверхностей вращения бóльшая полуось не совпадает с направлением скорости движения детали $v_д$, поэтому полуоси отпечатка будут определяться выражениями:

$$a \approx \sqrt{R_{11}(2h + h_у) - h^2}; \quad (9)$$

$$b \approx \sqrt{R_{21}(2h + h_у) - h^2} + 0{,}5\Delta t v_д, \quad (10)$$

где $\Delta t$ – время соударения.

Таким образом, выражения (3)–(10) устанавливают связь параметров очага деформации с геометрическими и силовыми параметрами ударно-импульсной обработки.

Рассмотрим условия перекрытия отдельных пластических отпечатков в процессе обработки, т.е. формирования полностью нового микрорельефа. При токарной обработке эллиптическая форма отпечатка возникает не только по причине влияния скорости перемещения детали, как при плоской схеме, но и из-за кривизны контактирующих поверхностей. При этом бóльшая полуось отпечатка направлена вдоль оси $OX$ (движение подачи). В общем случае на единичном витке следа обработки укладывается $(M + j)$ пластических отпечатков, где $M$ – целое, а $j$ – дробное число отпечатков. В результате на развертке обработанной поверхности оси отпечатков, лежащих на последовательных витках обработки, будут смещены относительно друг друга на величину

$$\Delta_s = \left|(1-j)l_v - \frac{l_v}{2}\right|\frac{1}{2} - j|l_v|.$$

При таком расположении отпечатков для образования сплошного микрорельефа достаточно, чтобы точки пересечения отпечатков лежали на контурах отпечатков последующего и предыдущего витков соответственно. В этом случае условие сплошности

микрорельефа может быть представлено в следующем виде:

$$S_м \le a\left(\sqrt{1-\left(\frac{v}{120bf}\right)^2}+\sqrt{1-\left[\left(\frac{1}{2}-\left|\frac{1}{2}-j\right|\right)\frac{v}{60bf}\right]^2}\right).$$

При выполнении этого условия на поверхности будет формироваться регулярный микрорельеф с сегментами шестиугольной формы. Вершины сегментов, образованные точками пересечения контуров отдельных отпечатков, будут определять высоту неровностей профиля. Взаимосвязь высотного параметра шероховатости поверхности с параметрами ударно-импульсного деформирования можно описать выражением:

$$Rz\cdot 10^{-3}=\frac{D}{2}-\sqrt{\frac{D^2}{4}-\left(\frac{v}{120f}\right)^2-a^2\left(1-\left[\frac{v}{120fb}\right]^2\right)}.$$

Полученные зависимости позволяют назначать режимы ударно-импульсной обработки, обеспечивающие как требуемое деформированное состояние поверхностного слоя, так и необходимую микрогеометрию поверхности. Регулируя усилие пружины и форму кулачка, можно подобрать оптимальную энергию ударного импульса инструмента-ударника при отделочно-упрочняющей обработке конкретных деталей.

## Динамическая модель процесса обработки деталей ударно-импульсным инструментом с пружинным приводом

Общее решение уравнения (1) имеет вид

$$x = A\sin(\omega t+\varphi)+B\cos(\omega_к t+\psi).$$

Здесь

$$A=\frac{P_0}{m\omega^2(\lambda^2-1)};\quad \lambda=\frac{\omega_к}{\omega};\quad \psi=\frac{\pi}{2}-\pi\lambda;$$
$$\cos\varphi=-\frac{v_0(1-\xi)}{2A\omega\xi};\quad B=\frac{v_0(1+\xi)}{2\omega_к\xi\sin(\pi\lambda)},$$

где $\xi$ – коэффициент восстановления.

Теперь из первого уравнения находим два значения начальной скорости

$$v_0=\frac{2\xi\omega\Delta}{1-\xi}\frac{-\alpha\pm\sqrt{\frac{1+\alpha^2}{\beta^2}-1}}{1-\alpha^2},$$

где

$$\alpha=\frac{1+\xi}{1-\xi}\frac{\operatorname{ctg}(\pi\lambda)}{\lambda};\quad \beta=\frac{\Delta}{A}.$$

Будем считать материал обрабатываемой детали сплошной изотропной средой, характеризуемой упругопластическими свойствами (твердостью НВ, модулем Юнга $E$ и коэффициентом Пуассона $\mu$).

Уравнение движения стержневой колебательной системы, описывающее возмущение свободных колебаний ударника в момент соприкосновения деформирующего элемента (индентора) с обрабатываемой поверхностью,

$$\frac{dA(t)}{dt}=v_{к0}(x,t)+\frac{dA_0(x,t)}{dt}+\frac{F_д(t)}{\rho\zeta S},\qquad (11)$$

где $A(t) = A(0, t)$ – смещение деформирующего элемента;

$v_{к0} = dA(x, t_0)/dt$, $A_0(x, t) = A(x, t_0)$ – распределение колебательной скорости и смещений по длине ударника в момент времени $t_0$ (перед ударом);

$F_д(t)$ – действующее усилие;

$\rho$ – плотность материала ударника;

$\zeta$ – скорость распространения в нем продольных звуковых волн;

$S$ – площадь поперечного сечения ударника.

Решение уравнения (11) позволяет установить изменение глубины внедрения индентора в течение фаз внедрения $(t_0 - t_1)$ и выхода $(t_1 - t_2)$, а также определить значения действующего и статического усилий:

$$h(t)=A_{\max}[\sin(\omega t+\varphi_1)-e^{-q\omega t}\sin(\varphi_1)],\quad t\in[t_0;t_1];$$
$$h(t)=h_{\max}+A_{\max}[\sin(\omega t+\varphi_2)-$$
$$-e^{-q\omega(t-t_1)/R}\sin(\omega t_1+\varphi_2)],\quad t\in[t_1;t_2];$$
$$F_д(t)=\pi НД D h(t);$$
$$F_{ст}=\int_{t_0}^{t_2}F_д(t)dt,$$

где $A_{\max}$ – амплитуда колебаний ударника;

$\omega$ – круговая частота колебаний ударника;

$q = \pi НД D/(\omega\rho\zeta S)$ – безразмерный параметр;

$\varphi_0$, $\varphi_1 = \varphi_0 + \operatorname{arctg} q$, $\varphi_2 = \varphi_1 + \operatorname{arctg}(q/\xi)$ – фазовые углы колебаний инструмента, соответствующие моментам времени $t_0$, $t_1$, $t_2$ процесса деформирования;

$\xi$ – коэффициент упругого восстановления, учитывающий упругопластические свойства обрабатываемого материала;

НД – динамическая твердость материала.

Энергия ударного механизма расходуется на разгон рабочего элемента инструмента до необходимой скорости или кинетической энергии; на внедрение

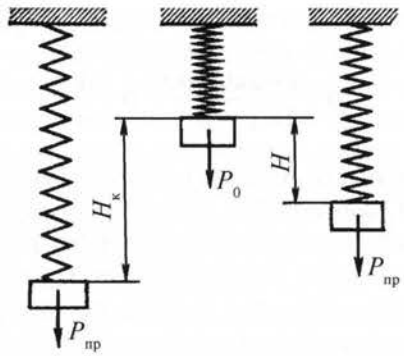



**Рис. 6. Схема работы ударного механизма с пружинным приводом**

рабочего элемента в упрочняемый материал; при передаче силы через звено упругой связи; на упругую деформацию звена упругой связи в момент удара; на преодоление сил трения в опорах и зоне контакта деформирующего элемента с обрабатываемой поверхностью.

При проектировании ударного механизма необходимо выбрать массу ударника, его ход и параметры пружины (рис. 6). Сила пружины $P_{пр}$ и ее ход $H$ связаны между собой линейной зависимостью [6]:

$$P_{пр} = P_0 \frac{H_к - H}{H_к},$$

где $H$ и $H_к$ – максимальная из условия работы и конечная осадка пружины;

$P_0$ – сила пружины при полной деформации.

Зная среднюю силу сжатия пружины $P_{ср}$ и ход штока (индентора) $x$, можно с достаточной точностью определить потенциальную энергию $E_п$ и энергию удара $E_у$:

$$E_п = P_{ср} x = E_у + E_{от}.$$

Рабочий элемент ударника помимо полезной работы деформирования затрачивает энергию на упругий отскок $E_{от}$ и на преодоление сил трения. Поэтому потенциальная энергия ударника при обработке конструкционных сталей должна быть на 15...20 % больше полезной работы деформирования. Энергия упругого отскока ударника $E_{от}$ зависит от массы, жесткости обрабатываемой детали и характеристик ее материала, она может составлять 25...30 % и более [1, 3, 5].

В зависимости от диаметра вдавливаемого сферического индентора и твердости обрабатываемого материала оптимальное значение энергии удара составляет 5...80 Дж, для конструкционных сталей – 15...50 Дж.

Показателями, определяющими эффективность работы ударно-импульсного инструмента является энергия $E_у$ и частота $f$ ударов, которые в совокупности обеспечивают достижение требуемого уровня (степени) упрочнения. Реализованная ударная мощность ударно-импульсного инструмента

$$N_у = E_у f,$$

где $E_у$ – энергия единичного удара определяемая основными конструктивными и энергетическими параметрами инструмента.

Работа, необходимая для получения пластического отпечатка глубиной $h$,

$$A_{отп} = \int_0^{h_{max}} F(h)\mathrm{d}h,$$

где $F(h)$ – сила, действующая на инструмент на текущей глубине внедрения;

$h_{max}$ – максимальная глубина внедрения инструмента.

После отвода инструмента материал упруго деформируется, уменьшая остаточную глубину отпечатка на $\Delta h = h_{max} - h_у$.

Закон изменения затраченной работы на образование остаточных отпечатков в зависимости от их конфигурации и глубины, а также материала детали может быть получен экспериментально [6]. Для этого устанавливают зависимость глубины отпечатка от затраченной при ударе работы $A_{отп}$. Последняя равна произведению массы тела на высоту, с которой выполнялся удар (рис. 7). Работа, необходимая для образования отпечатка с достаточной точностью, аппроксимируется уравнением

$$A_{отп} = a_1 h b_1,$$

где $a_1$ и $b_1$ – коэффициенты, определяемые экспериментально.

Сила, действующая на инструмент,

$$F = q l_к, \qquad (12)$$

где $q$ – давление на единицу контура отпечатка;

$l_к$ – длина контура отпечатка.

Давление $q$ связано линейной зависимостью с твердостью материала детали, на поверхность которой наносится отпечаток, что вытекает из метода определения твердости по Бринеллю, тогда

$$q = \beta \mathrm{HB}, \qquad (13)$$

где β – коэффициент, учитывающий степень подобия формы отпечатка рабочего элемента инструмента поверхности сферического индентора, вдавливаемого в деталь при измерении ее твердости по Бринеллю.

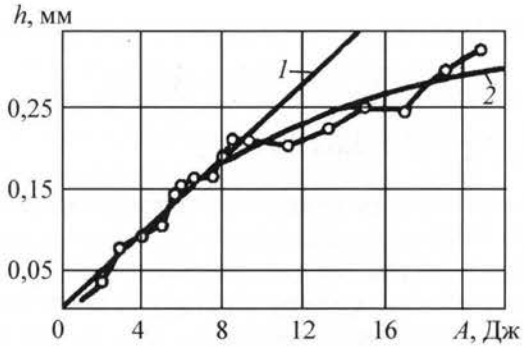



**Рис. 7. Зависимость глубины отпечатка *h* от произведенной работы *A* при ударе:**
*1* – при $h < 0{,}17$ мм; *2* – при $h > 0{,}17$ мм

Тогда с учетом выражений (12) и (13) работа пластического деформирования

$$A_{\text{отп}} = \beta \text{HB} l h. \qquad (14)$$

При вертикальном перемещении рабочего элемента массой $m$ под действием силы тяжести и силы пружины $P_{\text{пр}}$ кинетическая энергия ударника

$$E_{\text{пр}} = \int_0^H (P_{\text{пр}} + mg)\mathrm{d}H = (P_0 + mg)H - P_0 \frac{H^2}{2H_{\text{к}}}. \qquad (15)$$

Осадка пружины

$$H_{\text{к}} = \frac{P_0 H}{P_0 - P_1},$$

где $P_1$ – сила пружины при предварительной деформации.

Введя коэффициент степени разгрузки пружины $\alpha = \frac{P_0}{P_1}$, получим

$$H_{\text{к}} = \frac{P_0 H}{P_0 - (P_0/\alpha)} = \frac{\alpha H}{\alpha - 1}.$$

Тогда уравнение (15) запишется

$$E_{\text{пр}} = (P_0 + mg)H - P_0 \frac{(\alpha - 1)H}{2\alpha}.$$

Кинетическая энергия ударника должна быть не меньше работы, затрачиваемой на образование отпечатка (14), и потерь на трение, которые в общем случае могут быть приняты равными 20 %. Тогда $E_{\text{пр}} = 1{,}2A_{\text{отп}}$ или

$$(P_0 + mg)H - P_0 \frac{(\alpha - 1)H}{2\alpha} = 1{,}2\beta \text{HB} l h.$$

Решив это уравнение, найдем

$$P_0 = \frac{2\alpha(1{,}2\beta \text{HB} l h - mgH)}{h(\alpha + 1)}. \qquad (16)$$

По полученной формуле при заданном материале детали и характеристике остаточного отпечатка можно выполнить расчет параметров ударного механизма. Экспериментальные исследования рассчитанного устройства подтвердили достоверность расчетов по приведенным выше формулам.

Из условия равенства работ $A_{\text{отп}} = E_{\text{у}}$, так как

$$E_{\text{у}} = m\frac{\text{v}^2}{2},$$

где $m_{\text{р}}$ – приведенная масса рабочего элемента и ударника,

v – скорость сближения рабочего элемента с упрочняемой поверхностью в момент соприкосновения, то

$$\text{v} = \sqrt{2\frac{A_{\text{от}}}{m}}.$$

Приняв сумму действующих на массу ударника $m_p$ сил равной $P_{\max} = P_0$, при которой достигается максимальная деформация звена упругой связи, получим ускорение разгона рабочего элемента ударника

$$a_{\text{разг}} = \frac{P_{\max}}{m}.$$

Исходя из требуемой скорости рабочего элемента в момент соприкосновения с упрочняемой поверхностью, получим время разгона

$$t_{\text{разг}} = \frac{\text{v}}{a_{\text{разг}}}.$$

## Математическое моделирование процесса контактного взаимодействия при обработке деталей ударно-импульсным инструментом с пружинным приводом

Характер деформирования обрабатываемой поверхности и поведение ударника или деформирующего инструмента определяется физико-механическими свойствами материала детали.

Для прочных материалов характерна упругая деформация материала детали, поэтому поведение материала может быть описано моделью жесткоупругого тела (рис. 8, *а*). У пластичных материалов преобладает пластическое деформирование, поэтому поведение материала может быть описано моделью вязкоупругого тела (рис. 8, *б*).

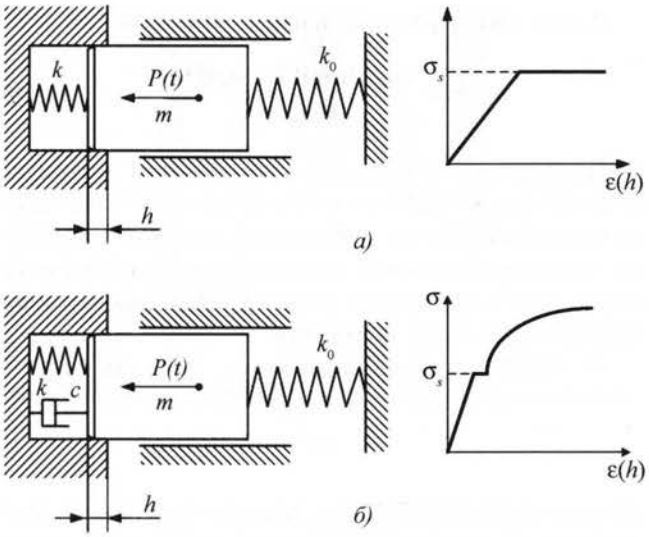



**Рис. 8. Модели ударно-импульсной обработки упрочняющегося жесткопластического тела (*а*) и вязкоупругого пластического тела с нелинейным упрочнением (*б*)**

В первом случае для систем с зазором (см. рис. 1, *а*) ударник массой $m$ перемещается в заданном направлении и ударяется о жесткоупругую среду (рис. 8, *а*). Будем рассматривать инструмент и обрабатываемую поверхность как абсолютно упругие тела.

Уравнение движения инструмента (ударника) в момент удара о среду имеет вид:

$$-m\ddot{x} - R - F + P(t) = 0,$$

где $\ddot{x}$ – ускорение инструмента;

$R$ – сила трения;

$F$ – сила упругости, действующая на инструмент со стороны упругодеформируемой среды;

$P(t)$ – возмущающая сила со стороны упругого элемента (пружины).

Для линейной системы

$$F = kx,$$

где $k$ – коэффициент упругости деформируемой среды.

Представляет интерес рассмотрение свободных колебаний идеализированной системы при отсутствии сил трения. В этом случае $P(t) = 0$ и $R = 0$ – система изолирована от окружающей среды и запас энергии в ней постоянен. Такие системы называются консервативными [4, 7].

Дифференциальное уравнение движения при свободных колебаниях консервативной линейной системы имеет вид:

$$m\ddot{x} + kx = 0. \qquad (17)$$

Как известно, решение уравнения (17) имеет вид

$$x = C_1 \cos(\omega_p t) + C_2 \sin(\omega_p t), \qquad (18)$$

где $\omega_p = \sqrt{\dfrac{k}{m}}$ – угловая частота;

$C_1$ и $C_2$ – постоянные интегрирования, определяемые из начальных условий.

Обозначив смещение и скорость в начальный момент $t = 0$ соответственно через $x_0$ и $\dot{x}$, после подстановки в уравнение (18) найдем:

$$C_1 = x_0;$$

$$C_2 = \frac{\dot{x}_0}{\omega_p}.$$

Выражение (18) можно записать в виде

$$x = A\sin(\omega_p t + \varphi).$$

Таким образом, движение рабочего элемента ударника при свободных колебаниях консервативной одномассовой линейной системы описывается синусоидальным законом с амплитудой колебаний $A$, периодом колебаний $T$ и начальной фазой $\varphi$, при этом

$$A = \sqrt{C_1^2 + C_2^2},$$

$$\operatorname{tg}\varphi = \frac{C_1}{C_2}.$$

Период колебания $T$ определяется из условия $\omega_p T = 2\pi$, откуда

$$T = \frac{2\pi}{\omega_p} = 2\pi\sqrt{\frac{m}{k}}.$$

Число колебаний в единицу времени (техническая частота)

$$f = \frac{1}{T} = \frac{\omega_p}{2\pi}.$$

Частота и период колебаний связаны со статической деформацией $y_{ст}$ упругой связи, вызванной силой, равной весу рабочего элемента и ударника,

$$y_{ст} = \frac{mg}{k}.$$

Имеют место следующие зависимости:

$$\omega_p = \sqrt{\frac{g}{y_{ст}}};\quad f = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{g}{y_{ст}}};\quad T = 2\pi\sqrt{\frac{y_{ст}}{g}}.$$

Изложенное решение можно применить также к случаю "отрицательного" зазора (см. рис. 1, *б*), когда в положении равновесия ударник прижат к обрабаты-

ваемой поверхности (система с натягом), при этом значение Δ нужно считать отрицательным.

В положении равновесия инструмент прижат к обрабатываемой поверхности, причем начальное укорочение пружины (т.е. значение натяга) равно Δ. Этим укорочением определяется статическое значение сжимающей силы $P = k_0\Delta$.

Если сместить ударник из состояния равновесия на расстояние $x_0$, а затем отпустить с нулевой начальной скоростью, то под действием силы упругости пружины он станет двигаться к обрабатываемой поверхности, ударится об нее, отскочит, затем после некоторого промежутка времени произойдет новое соударение и т.д. Общее число ударов бесконечно велико, но длительность процесса соударений конечна.

Движение инструмента на первом этапе описывается выражением

$$x = (x_0 + \Delta)\cos(\omega_p t) - \Delta,$$

где координата $x$ отсчитывается от состояния равновесия инструмента, т.е. от обрабатываемой поверхности;

$$\omega_p = \sqrt{k/m};$$

$m$ – масса инструмента.

Скорость инструмента непосредственно перед первым ударом равна

$$v_1 = \dot{x}(t) = -k\sqrt{x_0^2 + 2x_0\Delta}.$$

Последовательные послеударные значения скорости образуют геометрическую прогрессию со знаменателем ξ (коэффициент восстановления).

Следовательно, в упругой системе с натягом, показанной на рис. 8, *б*, могут возникнуть бесконечно ударные процессы, при этом деформирующий элемент инструмента в результате упругого последействия (отскока) может совершать повторное затухающее колебательное движение (рис. 9) [7].

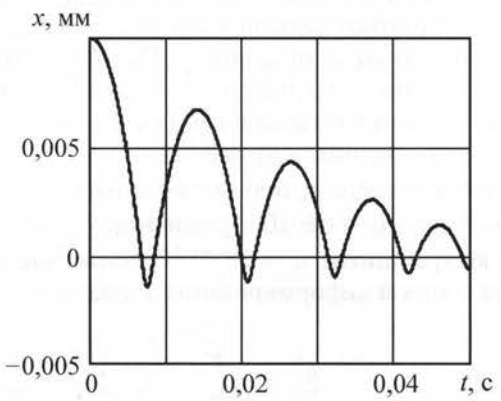



**Рис. 9. Характер движения бойка при контакте с упрочняющимся жесткопластическим телом**

Во втором случае инструмент является абсолютно жестким, а обрабатываемая поверхность имеет вязкоупругие характеристики (рис. 8, *б*), при этом необходимо учесть влияние демпфирующих сил. Эти силы могут иметь различное происхождение: трение между сухими поверхностями скольжения, трение между смазанными поверхностями, сопротивление воздуха или жидкости, обусловленное несовершенной упругостью материалов и т.д. В нашем случае учитываем вязкость материала обрабатываемой поверхности.

Уравнение движения этой системы в момент удара о среду имеет вид

$$m\ddot{x} = -c\dot{x} - kx + P,$$

где $c$ – коэффициент демпфирования.

Это дифференциальное уравнение движения демпфированной системы с одной степенью свободы при действии возмущающей силы $P = P(t)$.

Таким образом, при ударно-импульсной обработке вязкопластичных материалов имеет место демпфирование ударного воздействия, а упругое последействие (отскок) деформирующего элемента отсутствует.

## Экспериментальные исследования процесса упрочняющей обработки ударно-импульсным инструментом с пружинным приводом

Экспериментальные исследования процесса проводили на токарно-винторезном станке, на суппорте которого устанавливали ударно-импульсный инструмент с пружинным приводом (рис. 10). В результате обработки экспериментальных данных получены графики зависимости длины, ширины и шага отпечатков от частоты вращения детали (рис. 11).

С помощью рассмотренного ударно-импульсного инструмента можно осуществлять поверхностный

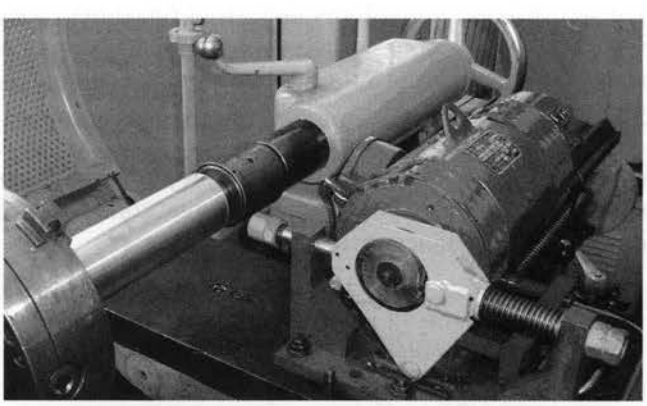


**Рис. 10. Наладка токарного станка для обработки деталей ударно-импульсным инструментом с пружинным приводом**

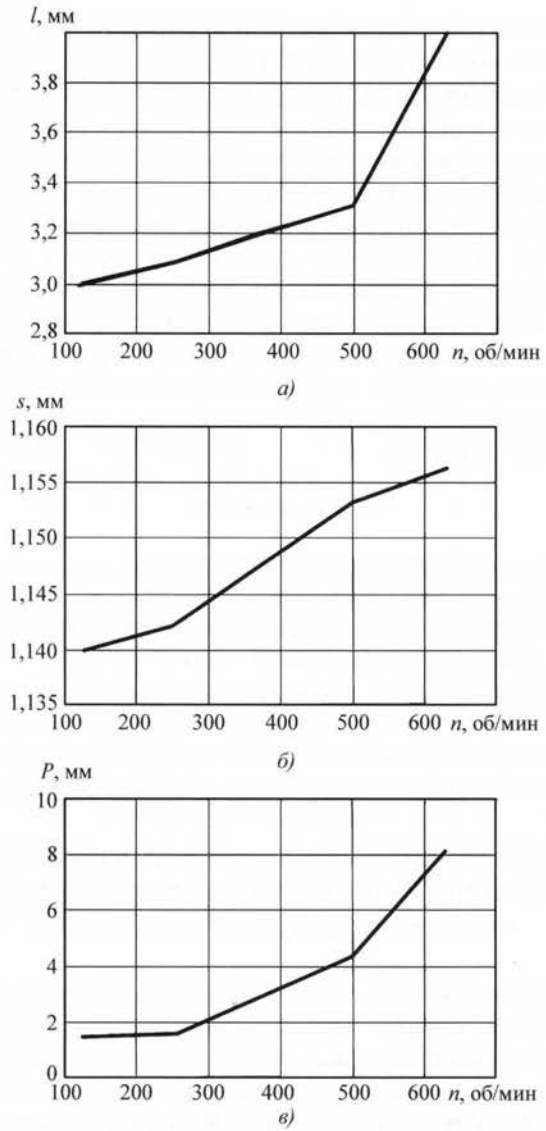



**Рис. 11. Экспериментальные зависимости длины *l* (*а*), ширины *s* (*б*) и шага *P* (*в*) отпечатков (следов обработки) от частоты вращения детали *n***

наклеп, применяемый для создания больших сжимающих напряжений в поверхностном слое детали в целях одновременного повышения их контактной и усталостной прочности.

Как известно [1], зависимость между диаметром отпечатка $d$ и нагрузкой $P$ на сферический индентор при его внедрении в упругой и пластической областях описывается уравнениями Герца и Мейера:

$$P = \frac{1}{3D\left(\frac{1-\mu^2}{E} + \frac{1-\mu_1^2}{E_1}\right)} d^3;$$

$$P = a_2 d^n,$$

где $D$ – диаметр сферического индентора;

$E$, $E_1$ – модуль упругости материала сферического индентора и обрабатываемого материала;

$\mu$, $\mu_1$ – коэффициенты Пуассона сферического индентора и обрабатываемого материала;

$a_2$, $n$ – константы пластичности обрабатываемого материала.

Эти формулы справедливы для условий деформирования без учета трения, когда контактирующие тела изотропны, подчиняются закону Гука, площадь контакта мала и нагрузки приложены перпендикулярно к обрабатываемой поверхности. Экспериментальные исследования показали, что процессы ППД протекают в более сложных условиях, поэтому указанные формулы в данном виде имеют ограниченное применение, однако они показывают основные силовые зависимости при ППД.

Степень пластического деформирования оценивали по формуле

$$\varepsilon = \frac{d}{D},$$

где $d$ – диаметр отпечатка (лунки);

$D$ – диаметр вдавливаемого сферического индентора.

Для различных методов ППД и различных условий обработки $\varepsilon$ = 0,1...0,9, а для конструкционных сталей $\varepsilon$ = 0,3...0,7.

Исследования показали, что структурные составляющие материала обрабатываемой поверхности имеют различную способность к упрочнению. Для структуры мартенсита глубина наклепанной зоны больше, чем при тех же условиях для других структур. Структура сорбита имеет наименьшие глубину наклепанного слоя и степень наклепа.

Толщина пластически деформированного (наклепанного) поверхностного слоя, полученного при ударном вдавливании шара, практически равна глубине наклепанной зоны, полученной при статическом однократном вдавливании шара, при условии равенства диаметров отпечатков. Поэтому зависимости параметров от толщины наклепанного слоя для условий статического вдавливания могут быть применимы и для ударного нагружения.

Глубина наклепа $h_н$ пропорциональна глубине отпечатка $h$, т.е. $h_н = \alpha h$. Для различных условий обработки коэффициент $\alpha$ = 2...20. Глубина наклепа $h_н$ связана с силой деформирования $P$ соотношением

$$h_н = \sqrt{\frac{P}{2\sigma_s}},$$

где $\sigma_s$ – предел текучести материала.

Для конструкционных сталей с погрешностью не более ±10 % справедливо соотношение $\sigma_s = \frac{HB}{3}$, поэтому

$$h_н = \sqrt{\frac{3P}{HB}};$$

$$h_н = 1{,}5d.$$

Многократное приложение одной и той же нагрузки при статическом вдавливании сферического индентора в одну и ту же точку не приводит к заметному увеличению размеров пластического отпечатка. В отличие от статического, при ударном вдавливании сферического индентора с увеличением числа ударов до 15...20 размер отпечатка для различных условий обработки увеличивается в 1,25...1,55 раза. Это увеличение будет меньше, если обрабатываются более твердые стали, при этом диаметр сферического индентора не оказывает существенного влияния:

$$\frac{d_{max}}{d} = 1{,}55 - \frac{HB}{1000}.$$

В результате обработки в поверхностном слое создаются сжимающие напряжения порядка 600 МПа, а на поверхности образуются регулярные микронеровности высотой до 0,5...1,0 мм, которые удаляются последующей отделочной обработкой. Создание такого слоя нейтрализует вредное влияние контактной нагрузки и концентрации напряжений на циклическую прочность контактирующих поверхностей и повышает сопротивляемость сдвигу контактных поверхностей.

## Снижение материалоемкости машин упрочняющей обработкой

Эффект упрочнения обычно оценивают коэффициентом упрочнения, характеризующим повышение предела выносливости упрочненной детали по отношению к пределу выносливости неупрочненной:

$$\beta_{упр} = \frac{\sigma_{-1упр}}{\sigma_{-1}},$$

где $\sigma_{-1}$, $\sigma_{-1упр}$ – пределы выносливости до и после упрочняющей обработки.

Коэффициент $\beta_{упр}$ зависит от толщины упрочненного слоя, а следовательно, от способа и режимов упрочнения ППД. Представляет интерес оценка возможного снижения материалоемкости упрочняемых деталей. Для случая подслойного разрушения упрочненной детали значение медианного предела выносливости можно вычислить по уравнению подобия усталостного разрушения [8]

$$\sigma_{-1упр} = \frac{\sigma_{-1}}{\alpha_\sigma}\theta^{-\nu_\sigma},$$

где $\sigma_{-1упр}$ и $\sigma_{-1}$ – медианное значение предела выносливости при симметричном цикле гладких поверхностно-упрочненных и неупрочненных образцов соответственно;

$\theta$ – относительный критерий подобия усталостного разрушения;

$\alpha_\sigma$ – теоретический коэффициент концентрации напряжений;

$\nu_\sigma$ – показатель степени, как параметр уравнения подобия зависящий от механических свойств материала.

Зная предел выносливости $\sigma_{-1упр}$, можно вычислить соотношение между осевыми моментами сопротивления и диаметрами поверхностно-упрочненной и неупрочненной деталей на стадии проектирования исходя из условия, что в рассматриваемых сечениях деталей действуют одинаковые по величине изгибающие моменты, т.е.

$$\sigma_{-1упр} W_{упр} = \sigma_{-1} W.$$

Тогда коэффициент поверхностного упрочнения будет равен

$$\beta_{упр} = \frac{\sigma_{-1упр}}{\sigma_{-1}} = \frac{W}{W_{упр}} = \left(\frac{d}{d_{упр}}\right)^3,$$

где $W$ и $W_{упр}$, $d$ и $d_{упр}$ – осевые моменты сопротивления и диаметры рассматриваемых поперечных сечений соответственно неупрочненной и поверхностно-упрочненных деталей.

Зная величину $\beta_{упр}$, характеризующую эффект упрочнения, можно вычислить соотношение

$$\frac{d_{упр}}{d} = \frac{1}{\sqrt[3]{\beta_{упр}}}. \qquad (19)$$

Массы неупрочненной $m$ и поверхностно-упрочненной $m_{упр}$ деталей одинаковой длины $L$ определяются по зависимости

$$m = \rho\pi d^2 L/4;$$

$$m_{упр} = \rho\pi d_{упр}^2 L/4,$$

где $\rho$ – плотность материала детали.

Тогда соотношение

$$m_{упр}/m = (d_{упр}/d)^2. \qquad (20)$$

Преобразуем выражение (20), умножив и разделив его правую часть на ($dd_{упр}$) и приняв во внимание выражение (19), получим

$$\frac{m_{упр}}{m} = \frac{1}{\beta_{упр}} \frac{d}{d_{упр}} = \sqrt[3]{\frac{1}{\beta_{упр}}}. \qquad (21)$$

Полученная зависимость (21) выражает связь изменения массы детали и ее диаметра через коэффициент влияния поверхностного упрочнения $\beta_{упр}$.

При подслойном разрушении поверхностно-упрочненных деталей $\beta_{упр}$ зависит от теоретического коэффициента концентрации напряжений $\alpha_\sigma$ и толщины упрочненного слоя $h_н$.

По полученным формулам построена номограмма (рис. 12), с помощью которой можно назначать фактическую относительную толщину упрочненного слоя $h_н$ по требуемой величине коэффициента упрочнения $\beta_{упр}$ и известным геометрическим параметрам детали ($\alpha_\sigma$). По относительной толщине упрочненного слоя $h_н$ можно оценить степень уменьшения диаметра детали и ее массу. Можно решить также и обратную задачу: в зависимости от потребностей производства устанавливать необходимое уменьшение массы упрочненной детали и по нему определить требуемую, в пределах возможного, относительную толщину упрочненного слоя $h_н$. Зная соотношение $d_{упр}/d$, можно найти диаметр $d_{упр}$ по исходному диаметру $d$ детали.

В ряде случаев может возникнуть необходимость уменьшить массу и одновременно несколько повысить предел выносливости детали. В этом случае согласно требуемому уменьшению материалоемкости определяется необходимая относительная толщина упрочненного слоя и полученный эффект упрочнения $\beta'_{упр}$ (коэффициент поверхностного упрочнения), к которому прибавляется требуемый по условию прочности недостающий эффект упрочнения $\delta\beta_{упр}$. Тогда суммарный эффект упрочнения детали пониженной материалоемкости будет равен $(\beta'_{упр} + \delta\beta_{упр})$. По этому значению определяют относительную толщину упрочненного слоя $(h'_н + \delta h_н)$ детали, по которой окончательно выбирают режим упрочнения.

С помощью номограммы удобно оценить (через изменение относительной толщины $h_н$ упрочненного слоя) влияние упрочнения на изменение размеров поперечного сечения и, следовательно, массы поверхностно-упрочненной детали.

Разработаны конкретные рекомендации по снижению металлоемкости деталей, подвергнутых упрочнению [9, 10]. Полученные данные позволяют обоснованно выбрать относительную толщину упрочненного слоя, а следовательно, и режим упрочнения, уменьшение диаметра и снижение массы детали. Разработаны методы оптимизации процесса ударно-импульсной обработки деталей по критериям прочности и металлоемкости, которые могут быть использованы при разработке соответствующих алгоритмов и программ САПР, конструкций деталей машин и технологических процессов их упрочняющей обработки. Результаты работы обеспечивают принятие оптимальных ресурсосберегающих конструктивных и технологических решений в машиностроении.

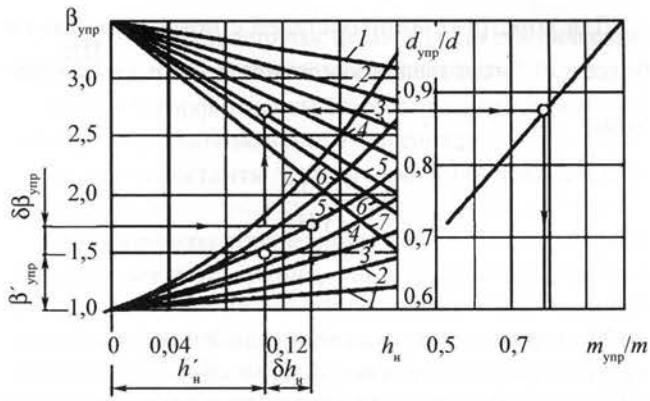



**Рис. 12. Номограмма для определения снижения массы круглых деталей при упрочнении ППД:**
*1–7* – соответственно для $\alpha_\sigma$ =1,00; 1,25; 1,50; 1,75; 2,00; 2,25; 2,50; верхнее семейство кривых относится к $d_{упр}/d$, нижнее – к $\beta_{упр}$

## Выводы

Таким образом, совершенствование кинематики контактного взаимодействия инструмента с обрабатываемой поверхностью детали за счет изменения конструкции инструмента или применения дополнительного привода для создания осциллирующих движений является перспективным направлением повышения эффективности отделочно-упрочняющей обработки деталей.

Теоретически и экспериментально установлено, что обработка осциллирующим инструментом со скользящим контактом позволяет в широких пределах изменять параметры траектории перемещения точки контакта, обеспечивает получение поверхности с различной микрогеометрией и открывает возможность управлять свойствами материала поверхностного слоя обрабатываемой детали.

Исследование динамики процесса ударно-импульсной обработки инструментом с пружинным приводом раскрывает закономерности протекания процесса для различных стадий работы устройства, позволяет в полной мере использовать технологиче-

ские возможности этого процесса при отделочно-упрочняющей обработке поверхностей различных деталей. В результате выполненных исследований разработаны рекомендации по проектированию процесса ударно-импульсной обработки инструментом с пружинным приводом.

### ЛИТЕРАТУРА

1. **Одинцов Л.Г.** Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: справ. М.: Машиностроение, 1987. 328 с.

2. **Попов М.Е.** Упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием осциллирующим инструментом // Упрочняющие технологии и покрытия. 2006. № 11. С. 3–9.

3. **Механика** нагружения поверхности волной деформации /А.Г. Лазуткин, А.В. Киричек, Ю.С. Степанов, Д.Л. Соловьев; под ред. Ю.С. Степанова. М.: Машиностроение-1, 2005. 149 с.

4. **Пановко Я.Г.** Введение в теорию механического удара. М.: ГРФМЛ изд-ва "Наука", 1977. 224 с.

5. **Технологические** процессы поверхностного пластического деформирования: моногр. / И.Р. Асланян и др. Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2007. 404 с.

6. **Рыковский Б.П., Смирнов В.А., Щетинин Т.М.** Местное упрочнение деталей поверхностным наклепом. М.: Машиностроение, 1985. 151 с.

7. **Нагаев Р.Ф.** Механические процессы с повторными затухающими соударениями. М.: Наука, 1985. 200 с.

8. **Олейник Н.В., Кравчук В.С.** Снижение материалоемкости деталей, упрочненных поверхностным пластическим деформированием // Детали машин: Респуб. межвед. науч.-техн. сб. 1982. Вып. 35. С. 104–109.

9. **Попов М.Е.** Основы САПР технологических процессов упрочняющей обработки: уч. пос. Ростов н/Д.: РИСХМ, 1987. 91 с.

10. **Попов М.Е.** Основы ресурсосберегающей технологии: уч. пос. Ростов н/Д.: РИСХМ, 1991. 87 с.

## ПРЕДСТАВЛЯЕМ НОВУЮ КНИГУ

**Комбалов В.С.**

Методы и средства испытаний на трение и износ конструкционных и смазочных материалов: справочник / под ред. К.В. Фролова, Е.А. Марченко. М.: Машиностроение, 2008. 384 с.; ил.

Цена с НДС 407 р.

Рассмотрены схемы и технические характеристики отечественных и зарубежных установок, машин и стендов, предназначенных для триботехнических испытаний конструкционных и смазочных материалов в различных условиях, а также специальные средства для определения параметров испытаний, необходимых для расчетной оценки процессов трения и изнашивания при выборе пар трения и условий их смазывания. Приведены различные методы испытаний, в том числе в вакууме и в контролируемых газовых средах. При этом широко представлена нормативно-техническая документация по испытаниям на трение и износ.

Для широкого круга конструкторов и специалистов, занимающихся вопросами трения, износа и смазки в различных областях промышленности, может быть полезна студентам и преподавателям высших учебных заведений при проведении исследований на лабораторных установках и стендах.

**В.А. Лебедев** *(Азовский технологический институт – филиал Донского ГТУ, Азов)*

# Энергетическое условие эффективности упрочняющей обработки деталей динамическими методами ППД

*На основе структурно-энергетической интеграции процесса поверхностного пластического деформирования (ППД), анализа результатов экспериментальных исследований влияния условий деформирования на изменение скрытой энергии деформации предложено уравнение энергетического баланса, позволяющее обеспечить эффективное повышение эксплуатационных свойств деталей при упрочнении их динамическими методами ППД, а также решить ряд оптимизационных технологических задач на стадии технологической подготовки производства.*

***Ключевые слова:*** *упрочнение, поверхностное пластическое деформирование, энергонесущая среда, поверхностный слой, внутренняя энергия, удельная работа, твердость.*

*On the basis of structural energetic integration of surface plastic deformation (SPD) process, the analysis of the results of experimental researches of the influence of deformation conditions on the change of hidden deformation energy, an energetic balance equation was offered. This equation allows to provide effective increase of exploitative properties of the parts by consolidating them with dynamic methods of SPD as well as to solve the chain sequence of optimized technological problems on the stage of technological preparation of production.*

***Key words:*** *strengthening, surface plastic deformation, energy-carrier agent, superficial layer, internal energy, specific energy, hardness.*

Для обоснования технологических режимов обработки деталей методами ППД требуется количественно оценить необходимую для эффективного упрочнения *поверхностного слоя* (ПС) работу инструмента или энергонесущей среды, приходящейся на единицу обрабатываемой поверхности. В общем виде предельно допустимое (без разрушений) энергетическое состояние единичного объема упрочненного ПС высотой $h_s$ согласно [1] можно записать следующим образом:

$$E^* = \sum_{h=0}^{h_i=h_s} E(h_i) = \Delta H^* \int_0^{h_s} n(h_i)\mathrm{d}h - \int_0^{h_S} E_0 \mathrm{d}h, \qquad (1)$$

где $E^*$ – предельная плотность внутренней энергии упрочненного ППД единичного объема ПС;

$h_i$ – текущее значение глубины упрочненного ПС;

$E(h_i)$ – плотность внутренней энергии локального объема упрочненного ПС, расположенного на глубине $h_i$;

$n(h_i)$ – коэффициент, характеризующий энергетические изменения, происходящие в локальном объеме ПС в зависимости от глубины его залегания $h_i$;

$E_0$ – исходная плотность внутренней энергии ПС до упрочнения ППД;

$\Delta H^*$ – изменение энтальпии материала в процессе ППД.

Если принять характер энергетических изменений, происходящих в локальных объемах по высоте единичного объема упрочненного ПС, линейным, то в соответствии со структурно-энергетической интерпретацией ППД [1] получим выражение для вычисления максимальной удельной работы пластической деформации, которую необходимо подвести к единичному объему поверхности, чтобы обеспечить эффективную с точки зрения повышения эксплуатационных свойств пластическую деформацию ПС:

$$W^*_{\text{пл}}(p,\ \tau,\ h_s) = \sum_{h_i=0}^{h_i=h_s} A_{\text{пл}}(p,\ \tau,\ h_i) = 0{,}5h_s\,(\Delta H^* + q' - 2E_0), \qquad (2)$$

где $A_{\text{пл}}(p,\ \tau_i,\ h_i)$ – удельная работа пластической деформации локального объема, расположенного на глубине $h_i$ упрочненного ПС;

$p$ – удельное давление;

$\tau_i$ – продолжительность нагружения;

$q'$ – часть удельной работы пластической деформации, затрачиваемой на теплообмен (тепловой эффект ППД).

При этом плотность внутренней энергии предельно упрочненного единичного объема ПС будет равна

$$E^* = 0{,}5h_s\,\Delta H^*, \qquad (3)$$

а ее изменение в процессе ППД составит, МДж/м$^2$,

$$\Delta E = 0{,}5h_s\,\Delta H^* - E_0 h_s = 0{,}5h_s\,(\Delta H^* - 2E_0). \qquad (4)$$

Известно, что часть энергии, накапливаемой в материале в результате механического воздействия на него внешних сил, идет на его упругое восстановление и не задерживается в деформируемых элементах ПС. Эту часть удельной работы внешних сил оценим

коэффициентом упругого восстановления $K_у$, представляющего собой отношение

$$K_у = \frac{A_{упр}}{A}, \quad (5)$$

где $A_{упр}$ – удельная работа, затрачиваемая на упругое восстановление локального объема ПС;

$A$ – удельная работа, обеспечивающая эффект упрочнения локального объема ПС в процессе ППД;

$$A = A_{упр} + A_{пл}.$$

Кроме того, как следует из уравнения энергетического баланса процесса ППД [1],

$$A_{пл} = \Delta E + q,$$

т.е. часть удельной работы внешних сил, которая затрачивается на пластическую деформацию, обусловливает тепловой эффект, не задерживается в пластически деформируемых элементах ПС и рассеивается в окружающую среду за счет теплообмена. Эту часть удельной работы внешних сил пластической деформации оценим посредством коэффициента деформационных и тепловых потерь $K_т$:

$$K_т = \frac{q'}{A_{пл}}. \quad (6)$$

При рассмотрении энергетического баланса работы внешних сил в зависимости от метода ППД в качестве структурных составляющих можно учитывать затраты энергии на протекание в материале волновых процессов, преодоление пленок СОЖ и других покрытий. Однако применительно к динамическим методам ППД, как свидетельствуют исследования в этом направлении, эти процессы не оказывают существенного влияния на энергетическое состояние деформируемых объемов в процессе ППД динамическими методами и в общем балансе работы внешних сил не превышают 5 %.

Таким образом, плотность внутренней энергии, накапливаемой в локальном объеме упрочненного ПС глубиной $h_s$ при ППД, можно после преобразований записать в виде:

$$\Delta E = (1 - K_т)(1 - K_у)A. \quad (7)$$

Если предельно допустимую удельную работу внешних сил ППД, приходящуюся на единицу площади, представить как

$$W^* = E_{уд}\tau^*, \quad (8)$$

где $E_{уд}$ – удельная энергия, подводимая к единице площади упрочняемой ППД поверхности в единицу времени;

$\tau^*$ – время обработки, при котором обеспечивается наибольший эффект упрочнения ПС методами ППД.

Энергетическое условие наибольшего эффекта упрочнения ПС в процессе ППД с учетом (4) и (7) будет иметь вид

$$E_{уд}\tau^* = \frac{\Delta E^*}{(1 - K_т)(1 - K_у)} = \\ = 0{,}5h_s(\Delta H^* - 2E_0)/(1 - K_т)(1 - K_у). \quad (9)$$

По сути полученное условие является критериальным, поскольку на его основе с энергетических позиций может быть решен целый ряд оптимизационных задач, связанных как с выбором технологических режимов упрочнения, конкретного метода ППД, так и с определением физико-механических характеристик упрочненного поверхностного слоя.

С целью более полно раскрыть физическую сущность энергетического условия (9) необходимо учесть следующие обстоятельства. При последовательном энергосиловом воздействии внешних сил происходит изменение физико-механических характеристик поверхностного слоя материала, а значит, идет процесс количественного перераспределения структурных составляющих энергетического баланса процесса ППД. Таким образом, коэффициенты $K_т$ и $K_у$ меняются при изменении плотности внутренней энергии, накапливаемой в пластически деформированных объемах поверхностного слоя, т.е.

$$K_т = K_т(\Delta E), \quad (10)$$

$$K_у = K_у(\Delta E). \quad (11)$$

Экспериментально установлено [8], что в процессе последовательного воздействия внешних сил наряду с изменением энергетического состояния локальных микрообъемов меняется энергетическое состояние условно выделенного единичного "столбика" ПС, что позволяет сделать вывод о том, что глубина пластически деформированного ПС также зависит от плотности внутренней энергии, накапливаемой в процессе ППД, т.е. $h = h(\Delta E)$.

С учетом вышеизложенного энергетическое условие (9) предельно упрочненного ПС, при котором обеспечивается эффективное повышение эксплуатационных свойств детали при ППД, можно записать в виде:

$$E_{уд}\tau^* = \frac{0{,}5h_s(\Delta E^*)(\Delta H^* - 2E_0)}{[1 - K_т(\Delta E^*)][1 - K_у(\Delta E^*)]}. \quad (12)$$

Для практического применения энергетического условия необходимы зависимости, позволяющие ко-

личественно оценить значение коэффициентов $K_т = K_т(\Delta E)$ и $K_у = K_у(\Delta E_i)$ в конкретных условиях ППД.

Одной из наиболее обобщенных физико-механических характеристик материала, позволяющей косвенно судить об изменениях плотности внутренней энергии, накапливаемой в микрообъемах упрочненного ПС в процессе внешнего силового воздействия, является микротвердость. Поэтому для количественной оценки значений коэффициентов упругого восстановления, деформационных и тепловых потерь целесообразно выявить корреляционные связи вида:

$$K_т(\Delta E) = K_т(\mathrm{HV}); \qquad (13)$$

$$K_у(\Delta E) = K_у(\mathrm{HV}). \qquad (14)$$

Анализ изменения коэффициента упругого восстановления в зависимости от твердости материала по данным работ [2–4] позволяет предложить следующую функциональную зависимость для оценки $K_у(\Delta E)$:

$$K_у(\Delta E) = \frac{0{,}15 + 0{,}85(\mathrm{HV} - \mathrm{HV}_{min})}{\mathrm{HV}_{max} - \mathrm{HV}_{min}}, \qquad (15)$$

где HV, $\mathrm{HV}_{max}$, $\mathrm{HV}_{min}$ – текущее, максимальное и минимальное значения твердости.

Из зависимости (15) следует, что при достижении HV максимального значения $K_у = 1$ (соударение инденторов с закаленными телами).

При ППД отожженных металлов при $\mathrm{HV} = \mathrm{HV}_{min}$ согласно экспериментальным исследованиям [3] $K_у = 0{,}1...0{,}2$.

Обоснование корреляционной связи (13) представляет более сложную задачу, так как тепловой эффект, которым сопровождается процесс ППД, является следствием условий протекания деформации и определяется следующими основными факторами процесса: скоростью деформации, степенью упрочнения, химическим составом упрочняемого материала и температурой упрочнения.

В связи с этим особый интерес представляют исследования скрытой энергии, накапливаемой в ходе пластической деформации. В настоящее время можно считать установленным, что скрытая энергия деформации закономерно растет с увеличением степени деформации, но при этом ее доля от затраченной работы деформации падает. Характерный вид [5] зависимости скрытой энергии деформации от степени деформации приведен на рис. 1. Уменьшение доли скрытой энергии деформации от затраченной работы деформации выявляется особенно резко, если рассматривать ее на каждом этапе сжатия. Например, по данным Кунина и Сенплова [6], при обжатии на 39 % скрытая энергия деформации составляла всего 1 % работы деформации, в то время как на начальных стадиях она достигала 1,4 %. При этом полная скрытая энергия изменялась от 15 до 8,2 % работы деформации.

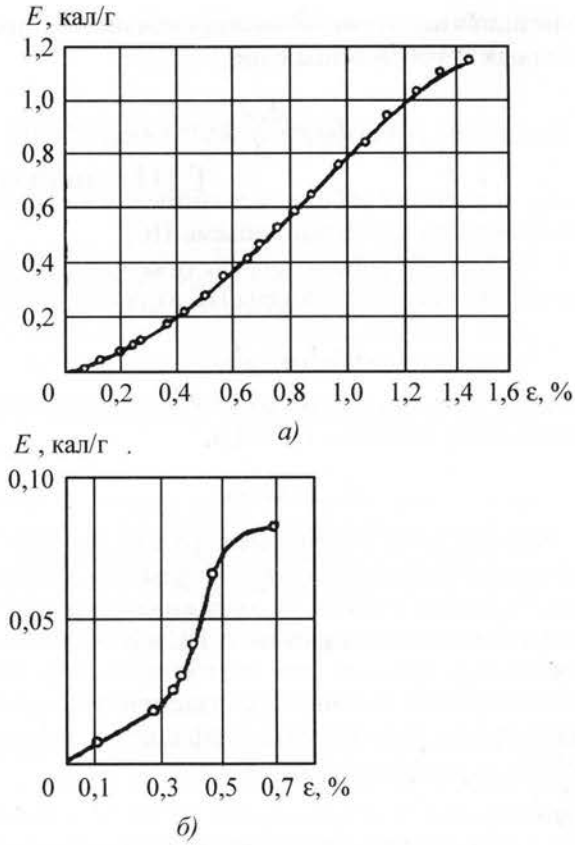



**Рис. 1. Зависимость скрытой энергии деформации *E* от степени деформации ε [5]:**
*а* – при кручении меди по данным Тейлора и Квинни; *б* – при сжатии монокристаллов меди по данным Канзаки

На рис. 2 представлена зависимость изменения процента скрытой энергии деформации от затраченной работы деформации, полученная Клэрбро [6] при кручении, растяжении и сжатии меди, никеля и мышьяковистой меди.

Экспериментально доказано [7, 8], что для создания одинаковых степеней деформации при большей скорости деформации требуется более высокое напряжение. Например (рис. 3), при ударном вдавливании в сравнении со статическим в зависимости от твердости обрабатываемого материала требуется энергии в 1,7...2,8 раза больше. Вместе с тем, как показывают исследования [7, 8], предел упругости при однократном ударе практически не увеличивается, но значительно повышаются пределы текучести и прочности. Увеличение скорости нагружения до 100 м/с приводит к повышению предела текучести, например, для армко-железа – в 3,4 раза, для стали 45 – в 3 раза, для Ст3 – в 2,8 раза. Предел прочности для

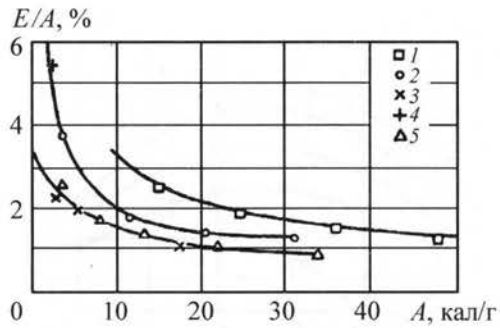



**Рис. 2. Зависимость доли скрытой энергии *E* от затраченной работы деформации *A* по данным Клэрбро и др.:**
*1* – никель, кручение; *2* – мышьяковистая медь, кручение; *3* – мышьяковистая медь, растяжение; *4* – чистая медь, сжатие; *5* – чистая медь, кручение

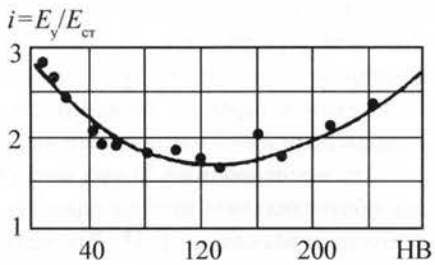



**Рис. 3. Увеличение энергии вдавливания при ударном нагружении $E_у$ по сравнению со статическим нагружением $E_{ст}$ для материалов различной твердости**

углеродистых термообработанных сталей возрастает на 43 %, для армко-железа – на 55 %, т.е. с увеличением твердости материала интенсивность изменения этих характеристик уменьшается. Меньше всего указанные характеристики изменяются для высокопрочных сталей [8].

Если металл, деформированный при большей скорости, обладает бóльшим запасом энергии, то можно ожидать, что при последующей деформации он будет менее способен к поглощению энергии, чем металл, деформированный медленно. Решетка динамически деформированного металла искажена сильнее (при одинаковых степенях деформации), запас скрытой энергии в таком металле больше, набор искажений в целом менее устойчивый, чем у образца, деформированного медленно. Состояние такого металла соответствует как бы большей степени деформации, хотя степень деформации макроскопически одинакова. Это объясняется тем, что за более короткий промежуток времени деформирования в меньшей степени протекают процессы возврата, частично уничтожающие искажения, которые возникают при деформации, и увеличивается степень упрочнения [6, 7, 9].

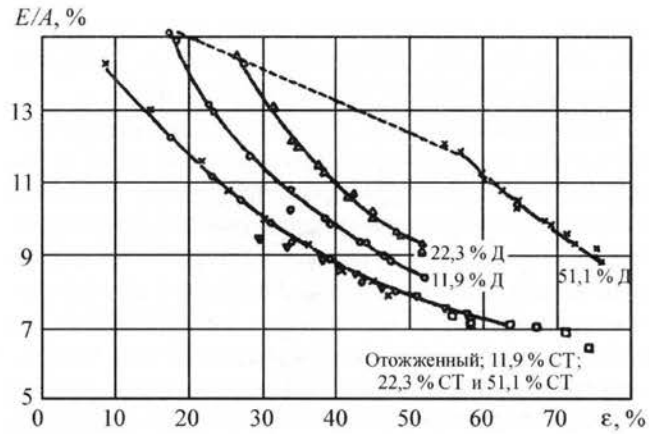



**Рис. 4. Зависимость скрытой энергии *E* (в процентах от работы *A*) от степени деформирования ε с учетом предварительной истории образца:**
СТ – предварительное статическое обжатие; Д – предварительное динамическое обжатие

По данным [6, 9, 10], при динамическом сжатии доля скрытой энергии деформации от затраченной работы деформации составляет 15...25 %, в то время как при статическом – менее 10 %. Таким образом, в первом приближении можно говорить о двукратном увеличении процента поглощаемой энергии при скоростях деформации более 1...2 м/с, характерных для динамических методов ППД. Вместе с тем установлено, что при деформациях со скоростями от 1 до 100 м/с процент поглощенной энергии приблизительно одинаков [7, 9, 11]. При многократном ударно-импульсном воздействии инденторов на ПС доля скрытой энергии от затраченной работы пластической деформации изменяется от 15...25 % в начале до 1...2 % в конце процесса ППД.

На рис. 4 приведены исследования влияния предварительных изменений поглощенной энергии в процентах от затраченной работы при динамическом сжатии [5], из которых видно, что кривые для образцов, подвергавшихся предварительно динамическому сжатию до 10, 20 и 40 % (истинные деформации соответственно 11,9, 22,3 и 51,1 %), и статическому сжатию не совпадают. Это обусловлено разным исходным состоянием образцов и определяется предварительно накопленной энергией в материале, так как поглощение энергии зависит от скорости деформации.

Можно сделать вывод, что большое влияние на соотношение скрытой деформации и затраченной работы пластической деформации оказывает скорость деформирования, которая может иметь статический или динамический характер.

Изменение скорости деформирования в пределах от 0,1 до 100 м/с, как отмечалось ранее, практически

не влияет на изменение предела упругости материала, для динамических методов ППД влияние скорости деформирования на $K_y$ можно не учитывать.

Несмотря на то, что доля скрытой энергии от затраченной работы деформации зависит от вида деформации и других факторов, предельные значения плотности скрытой энергии деформации при различных видах нагружения остаются практически одинаковыми для данного металла. Последнее обстоятельство предопределяет возможность использования для относительной оценки степени упрочнения поверхностного слоя в процессе ППД такой физико-механической характеристики материала, как твердость, которая наиболее достоверно характеризует степень искажения структуры при любых видах энергетического воздействия.

Если принять, что при термическом упрочнении деталей закалкой искажение структуры металла достигает своего критического значения, то, используя аналогию между процессами поглощения энергии кристаллической решеткой при механическом нагружении и при нагреве, влияние степени деформации на скрытую энергию деформации, накапливаемую в поверхностном слое при ППД, можно оценить посредством деформационного коэффициента

$$K'_{д} = (HV - HV_{от})/(HV_{зак} - HV_{от}), \qquad (16)$$

где HV – текущая твердость металла;

$HV_{от}$ – твердость металла в отожженном состоянии;

$HV_{зак}$ – твердость металла после закалки.

При рассмотрении закономерностей накопления в упрочненном поверхностном слое скрытой энергии деформации важно выявить степень влияния химического состава обрабатываемого материала на долю поглощенной энергии, поскольку на практике объектом упрочнения являются сплавы (твердые растворы).

Исследования, проведенные в этом направлении [3, 5, 6] на достаточно обширном экспериментальном материале, показали, что зависимости поглощенная энергия–концентрация примесей (рис. 5) коррелируют с зависимостями состав–твердость. Значит, можно считать, что наличие примесей является фактором, влияющим на твердость металла, как и предварительная деформация. Это означает, что сплавы, в которых концентрация примесей относительно невелика, могут рассматриваться как чистые металлы с наличием некоторой предварительной степени упрочнения.

Температурный фактор, сопровождающий процесс ППД, как и степень деформации, является одним из существенных факторов формирования физико-механических характеристик упрочненного поверхностного слоя, определяемых запасенной в нем скрытой энергией деформации.

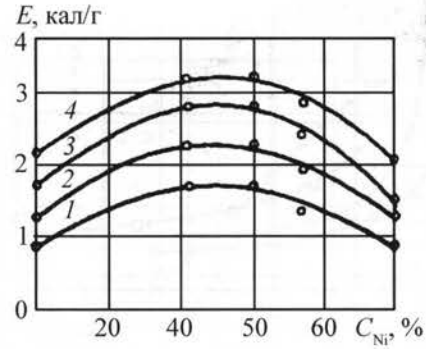



**Рис. 5. Кривые состав–скрытая энергия при различных степенях деформации ε для сплава медь–никель:**
*1* – 15 %; *2* – 20 %; *3* – 25 %; *4* – 30 %

Проведенные к настоящему времени исследования влияния температуры на запасенную энергию позволяют лишь дать качественную оценку полученных в результате исследований зависимостей.

Наиболее обстоятельные исследования в этом направлении были проведены В.И. Хоткевичем [9]. Импульсным нагревом, начиная с низких температур, определялась скрытая энергия кадмия и свинца, деформированных сплющиванием при температуре жидкого азота. Скрытая энергия была тем больше, чем выше степень деформации, и достигала для кадмия значения 1,13 и для свинца 0,53 кал/г. При низких температурах в начальной стадии деформации скрытая энергия составила почти 100 % от работы. По мере увеличения степени деформации доля скрытой энергии от работы уменьшается до 5 %. Это явление, по мнению автора, связано с понижением энергии активации процесса, снятием искажений по мере роста деформации, а также с увеличением работы перемещения искажений.

В работе [6] изучали наклеп меди, созданный предварительной статической и динамической деформацией при разных температурах – от –150 до 400 °С предварительное статическое обжатие осуществляли со скоростью $5 \cdot 10^{-3}$ см/с, а динамическое – со скоростью $3 \cdot 10^{2}$ см/с. Затем все образцы обжимали вторично со скоростью $5 \cdot 10^{-3}$ см/с; степень деформации составляла ε = 5 %, при этом определяли скрытую энергию деформации.

Исследования показали, что наиболее ярко проявляются свойства материала, приобретенные в результате предварительной деформации при малых степенях вторичной деформации. Сравнение свойств образцов, деформированных в разных условиях при вторичной деформации ε = 5 % представлено на

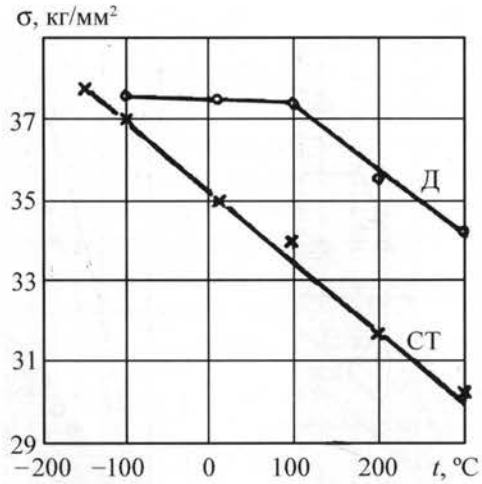



**Рис. 6. Влияние температуры *t* и скорости предварительной деформации на напряжения σ при последующей деформации:**
СТ – предварительная статическая деформация; Д – предварительная динамическая деформация

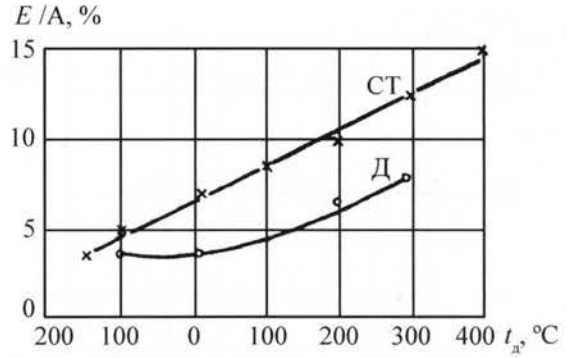



**Рис. 7. Влияние температуры *t* и скорости предварительной деформации меди на скрытую энергию *E* при последующей деформации при ε = 5 %:**
СТ – предварительная статическая деформация; Д – предварительная динамическая деформация

рис. 6 и 7. Видно, что чем выше температура предварительного сжатия, тем меньшую степень упрочнения приобретают образцы при последующем сжатии.

Образцы, прошедшие предварительную динамическую деформацию, имеют при –150 °С такую же степень упрочнения, как и статически деформированные. Следовательно, при –150 °С эффект упрочнения наблюдается независимо от скорости деформации. Это объясняется тем, что при такой низкой температуре не протекает процесс отдыха ни при статической, ни при динамической деформации. В результате сжатия при –100 °С статически деформированный образец оказывается мягче и поглощает больше энергии при вторичном обжатии. Последнее свидетельствует о меньшей искаженности его решетки. Дальнейшее повышение температуры обжатия приводит к возрастанию различия свойств.

Следует отметить следующее обстоятельство, вытекающее из экспериментальных исследований (рис. 6, 7): образцы, предварительно подвергнутые динамической деформации в диапазоне температур –160...+100 °С при вторичной деформации имеют одинаковую степень упрочнения. Это свидетельствует о том, что в этом диапазоне температур не успевает проходить отдых при скорости деформирования $3 \cdot 10^3$ см/с. При температурах 200...300 °С процесс отдыха в известной мере успевает протекать и при динамических нагрузках. Соответственно напряжению ведет себя и скрытая энергия (см. рис. 7). Чем больше предварительно упрочнен материал, тем меньше он поглощает энергии при последующей деформации.

Качественный анализ результатов исследований влияния температурного фактора на изменение скрытой энергии в пластически деформированном материале при разных способах его нагружения позволяет предложить эмпирическое соотношение для количественной оценки изменения коэффициента деформационных и тепловых потерь в зависимости от температуры, возникающей в деформационном материале, обусловленной тепловым эффектом процесса ППД

$$K_t = 1 - \left(3\frac{T}{T_p}\right)^{0,25}, \qquad (17)$$

где $T$ – текущая температура материала;

$T_p$ – температура плавления по шкале Кельвина.

Данная зависимость установлена на основе результатов экспериментальных подтверждений: а) изменение скрытой энергии при снижении температуры имеет характер квадратичной зависимости; б) при температуре, близкой к нулю по Кельвину, практически вся энергия пластической деформации переходит в скрытую; в) при температуре, равной около 1/3 от температуры плавления по шкале Кельвина, начинается низкотемпературный отжиг, при котором динамический возврат снимает большинство искажений кристаллической решетки, полученных динамическим методом, т.е. влияние пластической деформации практически отсутствует или ее последствия быстро снимаются.

Таким образом, в общем виде коэффициент деформационных и тепловых потерь процесса ППД может быть записан в следующем виде:

$$K_T = K_д K_t = (1 - (3T_i / T_p)^{0,25}) \frac{(\mathrm{HV} - \mathrm{HV_{от}})}{(\mathrm{HV_{зак}} - \mathrm{HV_{от}})}. \qquad (18)$$

Используемая при обосновании этой зависимости аналогия между процессами поглощения энергии

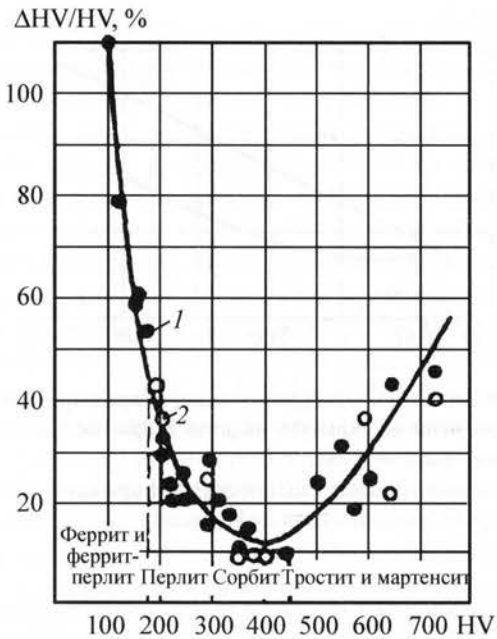



**Рис. 8. Упрочнение $\frac{\Delta HV}{HV}$ при пластическом деформировании углеродистых (*1*) и легированных (*2*) сталей в различных структурных состояниях при ε = 0,5 %**

кристаллической решетки при механическом нагружении и при нагреве требует уточнения применительно к процессу ППД. Основная трудность при сопоставлении энергии плавления и энергии механического разрушения заключается в том, что в процессе нагрева и плавления энергия поглощается кристаллической решеткой практически равномерно по всему объему металла, а при механическом нагружении вследствие анизотропии свойств и несовершенства строения кристаллической решетки происходит неоднородное поглощение энергии. Поэтому сопоставление энергоемкости металла при плавлении и при механическом нагружении возможно лишь на уровне локальных микрообъемов металла, которые насыщены предельной энергией. Об этом наглядно свидетельствуют результаты исследований по упрочнению материалов в зависимости от степени деформации в разных структурных состояниях [12], представленные на рис. 8.

Анализ результатов исследований показывает, что на степень упрочнения микрообъемов металла влияют два основных фактора: степень деформации и их структурное состояние. При ППД в зоне деформации степени деформации микрообъемов значительно различаются. Данная неравномерность в процессе упрочнения увеличивается.

Несмотря на то что зернистая структура металла после интенсивной обработки, направленной на упрочнение, сильно измельчается, а границы зерен

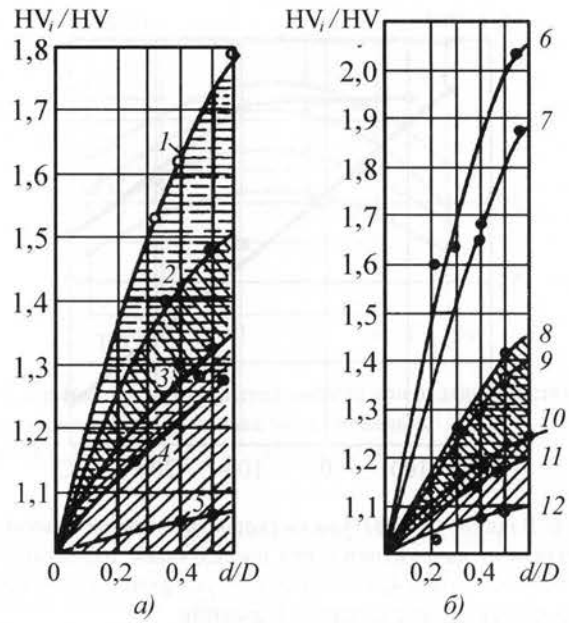



**Рис. 9. Зависимость твердости различных структур сталей от степени деформации углеродистых (*а*) и легированных сталей (*б*):**
*1* – феррит, армко-железо; *2* – перлит, У8; *3* – мартенсит, У8; *4* – мартенсит, сталь 35, сорбит, сталь 25; *5* – сорбит У8; *6* – аустенит, ЭИ123; *7* – аустенит, ЭИ257; *8* – мартенсит, 9Х; *9* – перлит, 9Х; *10* – перлит+феррит, 40Х; *11* – мартенсит, 18ХНВА; *12* – сорбит, ЭХ; *d* – диаметр пластического отпечатка; *D* – диаметр индентора

размываются, ее нельзя считать однородной, не имеющей зон с повышенной или пониженной плотностью скрытой энергии и поглощающей энергию практически равномерно. В пользу данного утверждения свидетельствуют фрактографические исследования поверхностного слоя, проведенные В.В. Петросовым, Б.П. Рыковским, А.П. Бабичевым [2, 13, 14] и др.

Таким образом, некоторые микрообъемы металла изначально упрочнены значительно сильнее, чем металл в целом (рис. 9), и в ходе обработки данная неравномерность только увеличивается. Это явление является причиной того, что переупрочнение у различных сплавов наступает при разной твердости, что объясняется равномерным распределением скрытой энергии по всей структуре металла при закалке или введении легирующих упрочняющих элементов. Уменьшение размеров зерна и повышение однородности структуры в ходе термообработки также являются факторами, способствующими более однородному распределению скрытой энергии, запасенной в процессе ППД. Поэтому более твердые сплавы упрочняются сильнее мягких, а также имеют большую твердость после обработки.

Согласно предложенной структурно-энергетической модели процесса ППД [1] скрытая энергия для кристаллической решетки одного и того же подвергаемого упрочнению металла в момент разрушения одинакова независимо от состава сплава или его структурного состояния. В связи с этим, основываясь на экспериментальных исследованиях [2, 9, 10, 13, 14 и др.], твердость микрообъемов упрочненного поверхностного слоя, ответственных за начало разрушения, предложено оценивать следующей зависимостью:

$$HV_m = HV\left(\frac{HV_{max}}{HV}\right)^{0,95}, \qquad (19)$$

где $HV_m$ – твердость наиболее упрочненных микрообъемов поверхностного слоя;

HV – текущая твердость металла;

$HV_{max}$ – максимальная твердость сплавов на данной основе (железо, алюминий, титан и т.д.).

Из анализа вышеприведенных и других исследований энергетического состояния упрочненного слоя, формируемого в процессе ППД, вытекает ряд *основополагающих положений,* раскрывающих энергетическую сущность ППД динамическими методами.

1. Скорость роста плотности скрытой энергии главным образом определяется: природой обрабатываемого металла, на основе которого выполнен сплав детали; твердостью материала поверхностного слоя упрочняемой детали и ее изменением в процессе упрочнения; температурой, при которой происходит упрочняющая обработка; энергетическими параметрами режима упрочнения, влияющими на распределение скрытой энергии в поверхностном слое (энергия удара, масса инденторов инструмента или энергонесущей среды).

2. Рост плотности скрытой энергии практически не зависит: от скорости соударения (в пределах от 1 до 100 м/с); геометрических размеров инденторов энергонесущей среды; исходной шероховатости (при условии, что она меньше глубины отпечатка, формируемого на поверхности); угла контакта энергонесущей среды (в пределах от 0 до 30° от нормали); от химического состава сплава, поскольку он определяет твердость материала.

Установить связь энергетического состояния пластически деформированного в процессе ППД поверхностного слоя с энергетическими параметрами упрочняющей обработки позволяет энергетическое условие, при котором обеспечивается эффективное с точки зрения повышения эксплуатационных свойств упрочнение деталей динамическими методами. Это условие можно представить в виде

$$E_{уд}(m,\ v,\ D)\tau^* = \frac{0,5h_s(\Delta E^*)(\Delta H^* - 2E_0)}{0,85[1-0,85(HV_m - HV_{min})/(HV_{max} - HV_{min})]} \times \qquad (20)$$

$$\times \frac{1}{[1-[1-(3T_i/T_p)^{0,25}](HV_m - HV_{min})/(HV_{max} - HV_{min})]},$$

где $m$, v и $D$ – масса, скорость соединения и размер обрабатывающей среды.

Решение уравнения (20) с учетом изменения ряда факторов в процессе упрочнения ППД аналитически весьма затруднительно, поэтому расчеты рекомендуется проводить численными методами с использованием ЭВМ.

## ЛИТЕРАТУРА


1. **Лебедев В.А.** Технология динамических методов поверхностного пластического деформирования. Ростов н/Д.: Изд. центр ДГТУ, 2006. 183 с.

2. **Отделочно-упрочняющая** обработка деталей многоконтактным виброударным инструментом / А.П. Бабичев, П.Д. Мотренко и др. Ростов н/Д.: Изд. центр ДГТУ, 2003. 192 с.

3. **Бабичев А.П.** Основы вибрационной обработки. Ростов н/Д.: Изд. центр ДГТУ, 1999. 620 с.

4. **Шевцов С.Н.** Компьютерное моделирование динамики гранулированных сред в вибрационных технологических машинах. Ростов н/Д.: Изд-во СКНЦ ВШ, 2001. 194 с.

5. **Павлов В.А.** Физические основы пластической деформации металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1962.

6. **Исследования** по физике твердого тела / М.А. Большанина, В.Е. Панин. М.: Изд-во АН СССР, 1957. 422 с.

7. **Повышение** надежности тяжело нагруженных зубчатых передач / М.Д. Генкин, Н.М. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 231 с.

8. **Одинцов Л.Г.** Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 1987. 328 с.

9. **Федоров В.В.** Кинетика повреждаемости и разрушения твердых тел. Ташкент.: ФАН, 1985. 166 с.

10. **Папшев Д.Д.** Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 1978. 152 с.

11. **Технология** и оборудование статико-импульсной обработки поверхностным пластическим деформированием / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, А.Г. Лазуткин. М.: Машиностроение, 2004. 288 с.

12. **Поверхностное** динамическое упрочнение деталей машин / Н.В. Олейник, В.П. Косчин и др. Киев: Техника, 1984. 150 с.

13. **Петросов В.В.** Гидродробеструйное упрочнение деталей и инструмента. М.: Машиностроение, 1977. 166 с.

14. **Рыковский Б.П., Смирнов В.А.** Местное упрочнение деталей поверхностным наклепом. М.: Машиностроение, 1985. 152 с.

УДК 666.189

**С.В. Николенко, Н.М. Потапова, Л.П. Метлицкая**
*(Институт материаловедения ХНЦ ДВО РАН, Хабаровск)*

# Исследование жаростойкости модифицированного поверхностного слоя стали Р6М5 после электроискрового легирования

*Проведено исследование поверхностного слоя стали Р6М5 после электроискрового легирования. Полученные результаты позволяют рекомендовать для модифицирования поверхности покрытия, созданные последовательным электроискровым легированием электродами Св-04Х19Н11М3 и хромом, а также Св-04Х19Н11М3 и алюминием.*

***Ключевые слова:*** *электроискровое легирование, модифицирование поверхности, высокотемпературные испытания, жаростойкость, адгезия, коэффициент детерминации.*

*It is carried out research of a superficial layer of steel P6M5 after electro-spark alloying. The received results allow to recommend for modifying a surface a coating created consecutive electro-spark alloying by welding electrode Св-04Х19Н11М3 and chrome, and as welding electrode Св-04Х19Н11М3 and aluminium.*

***Key words:*** *electrospark alloying, surface modification, high-temperature tests, heat resistance, adhesion, determination factor.*

## Введение

Одна из наиболее серьезных проблем технологического прогресса состоит в необходимости обеспечивать постоянное соответствие свойств новых материалов, применяемых в машиностроении, и все более жестких условий их работы. Как правило, оказывается, что хотя бы по одному из параметров эти материалы не соответствуют предъявляемым требованиям. Чаще всего наиболее слабым элементом в системе материал – рабочая среда, определяющим допустимые условия эксплуатации и ресурс всей системы, является поверхность материала. Из этого следует, насколько важна задача разработки методов и технологии нанесения защитных покрытий на поверхность материалов.

Необходимость применения покрытий для материалов, работающих при высоких температурах, вытекает из невозможности соответствующего улучшения эксплуатационных характеристик узлов и деталей даже в случае использования новых материалов с улучшенным комплексом физических, механических и металлургических свойств. Выбор конкретной системы покрытия определяется балансом результатов и затрат, т.е. соотношением между улучшением эксплуатационных характеристик детали и стоимостью нанесения соответствующего покрытия.

В настоящее время техника располагает многочисленными методами изменения физико-химических и эксплуатационных свойств металлических поверхностей в заданном направлении, каждый из которых имеет свои оптимальные области применения. К числу современных методов упрочнения и нанесения защитных покрытий относится *электроискровое легирование* (ЭИЛ). К достоинствам метода ЭИЛ относятся: возможность нанесения на обрабатываемую поверхность компактным электродом любых токопроводящих материалов и токонепроводящих порошковых материалов; высокая прочность сцепления наносимого слоя с материалом основы; низкая энергоемкость процесса (0,5...1 кВт), простота осуществления технологических операций.

В настоящий момент для оценки защитной способности покрытий часто ограничиваются определением удельного изменения массы и сопоставлением значений этой характеристики жаростойкости образцов с покрытием и без него [1]. Однако в случае ЭИЛ поверхности с нанесением на металл материалов с резко отличающейся плотностью как самого материала, так и его оксидов, основываясь лишь на удельном изменении массы образца, можно сделать неверные заключения о защитных свойствах исследуемых слоев [2].

В данной работе для поверхностных слоев, созданных методом ЭИЛ, кроме стандартных испытаний на

жаростойкость оценивали долговечность влияния модифицирования поверхности на жаростойкость по истинной скорости прироста массы (ГОСТ 21910–76) и кинетическим закономерностям окисления в условиях изотермической выдержки образцов при температуре испытания по методике, изложенной в работе [3].

При обработке в области высоких температур важно, чтобы образующиеся оксиды имели достаточную прочность сцепления покрытия с основой и были плотными, защищая металл от дальнейшего окисления.

Целью настоящей работы была попытка улучшить адгезию и плотность окалины, сформировав на поверхности стали Р6М5 модифицированные слои методом электроискрового легирования для повышения их жаростойких и эксплуатационных свойств.

## Материалы и методики эксперимента

Модифицирование поверхностного слоя сталей электроискровым легированием проводили на установке IMES-03 ($I_{раб}$ = 2 А, $I_{кз}$ = 5 А, $E$ = 1,0...1,5 Дж, $f$ = 400 Гц, $C$ = 360 мкФ). В качестве основы использовали сталь Р6М5 (ГОСТ 19265–73). Покрытия формировали из двух слоев: первый из сварочной проволоки марки Св-04Х19Н11М3 (ГОСТ 2246–70), второй слой – из чистых металлов Cr, Al, Ni, Co. Нанесение каждого из слоев осуществляли в одном режиме.

Полностью покрытые образцы исследовали на жаростойкость. Каждый образец нагревали дважды: до 700...740 °С и 900...940 °С со скоростью 10 °С/мин с последующей выдержкой 5...5,5 ч в первом интервале температур, затем охлаждали вместе с печью. Затем образцы снова нагревали до второго интервала температур с той же скоростью и также выдерживали 5 ч при температуре второго интервала. Образцы – цилиндры диаметром 10 мм и высотой 6 мм. Нагрев проводили в печи дериватографа венгерской фирмы "МОМ" системы Е. Паулик, Ж. Паулик, Л. Эрдеи при непрерывном взвешивании. Прирост массы при нагреве измеряется с точностью до 0,25 мг.

По экспериментальным результатам изменения массы образцов определяли удельный прирост массы образцов $\Delta q/S$, г/м$^2$ ($\Delta q$ – прирост массы, $S$ – площадь поверхности образца до испытания) через равные промежутки времени. Материал основы и первого электрода выбирали таким образом, чтобы линейные коэффициенты теплового расширения были близки. Высокотемпературные испытания и длительная выдержка образцов необходима для исследования разрушения *измененного поверхностного слоя* (ИПС) образуемыми оксидами и оценки защитных свойств оксидных слоев.

Вид кинетических закономерностей роста толщины оксидного слоя выбран на основании исследований, проведенных в работе [3]. Для периода времени окисления, когда формируется слой оксида, обладающий защитными свойствами, в виде полинома второй степени запишем

$$q(t) = at^2 + bt + C, \quad (1)$$

где $q(t)$ – удельный прирост массы, г/м$^2$;

$t$ – время окисления;

$a$, $b$ – постоянные коэффициенты;

$C$ – константа, зависящая от толщины оксида в начальный момент изотермической выдержки.

Для периода интенсивного окисления, когда слой оксида становится пористым и не защищает нижележащую поверхность, выразим удельный прирост массы в виде линейной зависимости

$$Q(t) = kt + C, \quad (2)$$

где $k$ – постоянный коэффициент, характеризующий скорость роста толщины оксидного слоя для периода интенсивного окисления.

Металлографические исследования на микроскопе МИМ-10 проводились на "косых" сечениях цилиндрических образцов после температурных испытаний. Поверхность всех образцов покрыта оксидным слоем. На металлографических шлифах определяли глубину коррозии при окислении (толщину оксидного слоя), а также микротвердость покрытия и основы на микротвердомере ПМТ-3М.

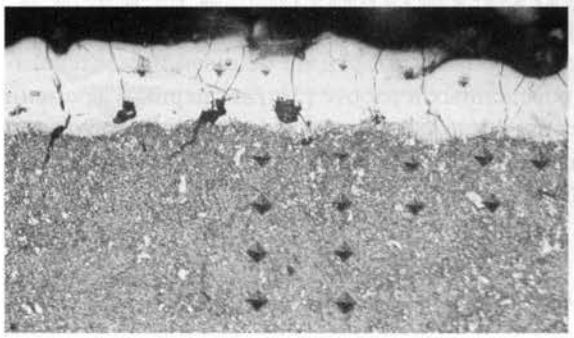
## Результаты и обсуждение

При работе в области высоких температур важно, чтобы образующиеся оксиды защитных покрытий имели достаточную прочность сцепления с основой. В данной работе сделана попытка улучшить адгезию оксидного слоя, сформировав двухслойные покрытия методом ЭИЛ.

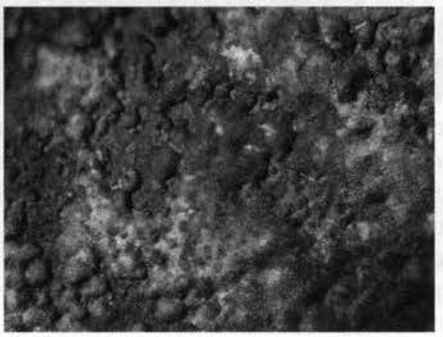
На рис. 1, *а* представлен характерный вид микроструктуры *модифицированного поверхностного слоя* (МПС), полученного после ЭИЛ стали Р6М5 электродом Св-04Х19Н11М3 и хромом.

После нагрева визуальный осмотр при увеличении до ×28 показал, что оксидный слой не отслоился ни на одном из образцов с модифицированной поверхностью (рис. 1, *б*) в обоих интервалах температур в отличие от образца с исходной поверхностью, на которой оксидный слой начинает отслаиваться после выдержки при 700...740 °С и последующем охлаждении до комнатной температуры. Удельный прирост массы – положительный на всех образцах.

На рис. 2 показана зависимость удельного прироста массы образцов стали Р6М5 при температуре



*а)*



*б)*

**Рис. 1. Структура модифицированного поверхностного слоя стали Р6М5:**
*а* – после ЭИЛ электродом Св-04Х19Н11М3 и хромом (×24); *б* – после нагрева при температуре 900...940 °С (×28)

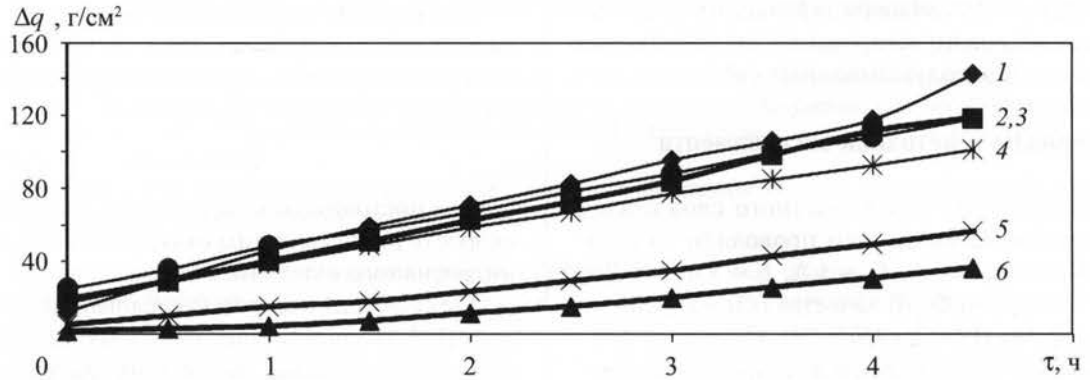



**Рис. 2. Удельный прирост массы $\Delta q$ в зависимости от времени τ для изотермической выдержки при температуре 900...940 °С стали Р6М5 до и после электроискрового легирования разными электродами:**
*1* – исходное состояние поверхности; *2* – Св-04Х19Н11М3; *3* – Св-04Х19Н11М3+Со; *4* – Св-04Х19Н11М3+Ni; *5* – Св-04Х19Н11М3+Al; *6* – Св-04Х19Н11М3+Cr

900...940 °С после ЭИЛ поверхности разными по химическому составу электродами, удельный прирост массы – положительный.

Результаты определения вида кинетических закономерностей для температуры испытания 900...940 °С, истинной скорости прироста массы образца за счет окисления через 5 ч изотермической выдержки $v_5$ и времени $t_x$, через которое слой окалины теряет защитные свойства и начинается сильное окисление, приведены в табл. 1. Сравнение найденных закономерностей с экспериментальными данными проводили по коэффициенту множественной корреляции $R^2$ (коэффициент детерминации). Во всех рассмотренных случаях коэффициент множественной корреляции был более чем $R^2 = 0,9$, что указывает на хорошее соответствие теоретических зависимостей, найденных по методу наименьших квадратов, с экспериментальными результатами.

При рассмотренных температурах испытания образцы из Р6М5 без покрытия и с покрытием, созданным ЭИЛ электродом Св-04Х19Н11М3, окисляются в соответствии с линейной зависимостью прироста массы, что указывает на образование пористой окалины, не защищающей нижележащие слои металла. Лучшую защиту поверхности обеспечивает комбинированное электроискровое легирование электродами Св-04Х19Н11М3+Cr и Св-04Х19Н11М3+Al. При этом в первом случае за время испытания прирост окалины происходит согласно кинетической закономерности, описываемой полиномом второй степени на всем временном интервале, что указывает на достаточно хорошие защитные свойства окалины. Во втором случае в течение 2,5 ч ($t_x$ = 2,5 ч) испытания окалина обладает защитными свойствами (прироста массы не происходит), но затем прирост массы изменяется согласно линейному закону. При модифицировании поверхностных слоев стали электродами Св-04Х19Н11М3+Ni и Св-04Х19Н11М3 +Со переход к линейному приросту массы происходит быстрее, чем в предыдущем случае (см. табл. 1).

Механизм улучшения адгезии покрытий Fe–Cr–Ni на стали при быстром нагреве был предложен М.В. Ярмоленко и др. [4, 5]. Они показали, что при быстром нагреве ускоренно растет фаза, наиболее богатая компонентом с меньшим коэффициентом теплового расширения в чистом веществе, и подавле-

*Таблица 1*

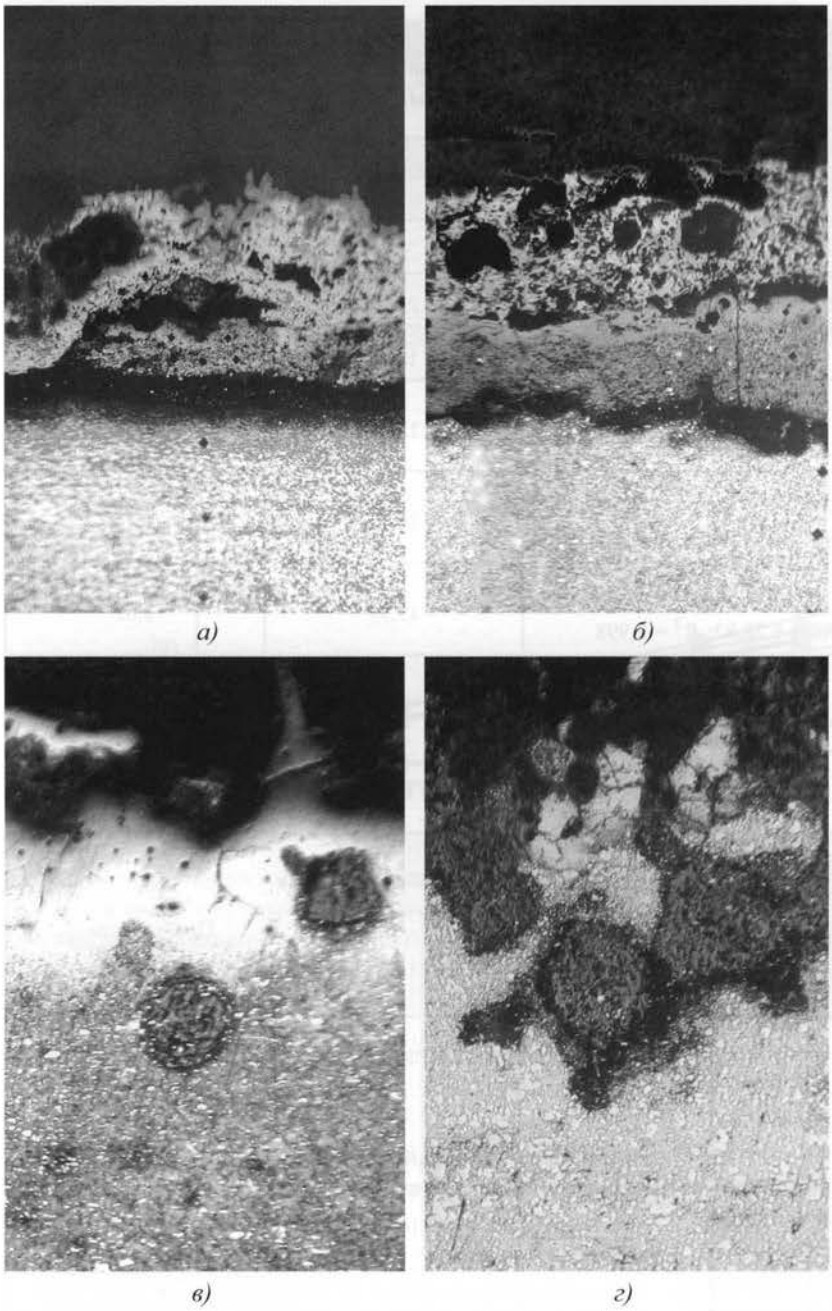
**Кинетические закономерности роста окалины на образцах из стали Р6М5 при изотермической выдержке при температуре 900 °С и разном состоянии поверхностных слоев**

| Номер варианта | Материал электродов | Кинетические закономерности роста окалины | Истинная скорость $v_5$, г/м$^2$·ч | Время $t_x$, ч |
|---|---|---|---|---|
| 1 | Исходный без ЭИЛ | $q(t) = 26{,}97t + 15{,}55$; $R^2 = 0{,}991$ | 26,97 | – |
| 2 | Св-04Х19Н11М3 | $q(t) = 22{,}78t + 17{,}28$; $R^2 = 0{,}998$ | 22,78 | – |
| 3 | Св-04Х19Н11М3+Cr | $q(t) = 1{,}49t^2 + 0{,}88t + 3{,}23$; $R^2 = 0{,}980$ | 15,78 | – |
| 4 | Св-04Х19Н11М3+Al | $q(t) = 0{,}61t^2 + 7{,}95t + 5{,}45$; $R^2 = 0{,}995$<br>$g(t) = 13{,}56t - 4{,}76$; $R^2 = 0{,}998$ | 13,56 | 2,50 |
| 5 | Св-04Х19Н11М3+Ni | $q(t) = -1{,}02t^2 + 22{,}56t + 17{,}22$; $R^2 = 1{,}000$<br>$g(t) = 16{,}12t + 28{,}54$; $R^2 = 0{,}999$ | 16,12 | 1,14 |
| 6 | Св-04Х19Н11М3+Co | $q(t) = -1{,}64t^2 + 22{,}39t + 24{,}73$; $R^2 = 0{,}996$<br>$q(t) = 19{,}97t + 28{,}82$; $R^2 = 0{,}998$ | 19,97 | 1,02 |

*Таблица 2*

**Характеристики измененного поверхностного слоя после испытаний на жаростойкость**

| Материал электрода | Сплошность, % | Толщина ЛС, мкм | Микротвердость после нагрева, ГПа | | | Микротвердость, ГПа | | | Примечание |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | оксидного слоя | ЗТВ | основы | ЛС | ЗТВ | основы | |
| Без покрытия (после нагрева) | – | Толщина оксида 210...460 мкм | – | 2,73 | 3,19 | – | – | 2,86...3,57 | Структура основы: сорбит отпуска с первичными и вторичными карбидами. Полное окисление поверхности |
| Св-04Х19Н11М3 | 100 | 19 (среднее значение) | – | 2,68 | 3,22 | – | – | 2,86...3,57 | ЛС полностью окислился. Структура основы: сорбит отпуска с первичными и вторичными карбидами |
| Св-04Х19Н11М3+Cr | 100 | 17 (среднее значение) | 12,6 | 5,44 | 5,20 | 12,17 | 3,56 | 2,86...3,57 | После нагрева сохранились фрагменты слоя толщиной $h_{ср} = 0{,}015$ мм. Структура основы: троостосорбит отпуска с первичными и вторичными карбидами |
| Св-04Х19Н11М3+Al | 100 | – | – | 2,41 | 3,11 | – | – | 2,86...3,57 | ЛС полностью окислился. Структура основы: сорбит отпуска с первичными и вторичными карбидами |
| Без покрытия (исходный) | – | – | – | – | – | – | – | 3,93...4,91 | Сорбит отпуска, первичные и вторичные карбиды |



*а)* *б)* *в)* *г)*

**Рис. 3. Микроструктура стали Р6М5 (×200) после испытания на жаростойкость:** *а* – исходное состояние; *б* – после легирования электродом Св-04Х19Н11М3; *в* – после легирования последовательно электродами Св-04Х19Н11М3 и хромом; *г* – после легирования последовательно электродами Св-04Х19Н11М3 и алюминием

ны остальные фазы. Таким элементом в данной системе является Cr, коэффициент линейного расширения которого в два раза меньше, чем у Fe и Ni. Ускорение диффузии проходит за счет генерации неравновесных вакансий в слое, обогащенном Cr, и проникновением вакансий в другие фазы, а также Fe и Ni в данную фазу. Следует учитывать также градиент концентрации фаз. Наличие Ni обеспечивает пластичность фаз и слоев. При ЭИЛ все эти условия выполняются: нагрев от комнатной температуры до температуры плавления металла происходит за доли секунды, образуются участки сплава, состоящие из нескольких слоев, из однослойного покрытия и из чистого металла, на который наносят покрытие.

Структура поверхностных слоев и исследование микротвердости после испытаний жаростойкости представлены на рис. 3 и 4. Образцы из стали Р6М5 подвергали электроискровой обработке разными по химическому составу электродами для вариантов 1–4 (см. табл. 1). Поверхность всех образцов покрыта слоем окалины. На металлографических шлифах определяли глубину коррозии при окислении (табл. 2). Исследования поверхностных слоев образцов после изотермических испытаний на жаростойкость подтвердили сделанные выше выводы.

На поверхности первого образца (рис. 3, *а*) образуется равномерный слой оксидов, содержащий поры и раковины, между основой и слоем начинает образовываться полость. Глубина коррозионного повреждения $h_{кор}$ = 0,11 мм. В основном металле обнаружен обезуглероженный слой толщиной 0,19 мм. На поверхности второго образца (рис. 3, *б*) образуется равномерный слой более плотных оксидов, а модифицированный поверхностный слой полностью окисляется. Полость между основой и оксидным слоем не обнаружена, глубина коррозионного повреждения $h_{кор}$ = 0,10 мм, обезуглероженный слой составляет 0,02 мм.

Третий образец показал наилучшую коррозионную стойкость (рис. 3, *в*). На поверхности этого образца сохранилось до 80 % нанесенного ЭИЛ слоя толщиной 0,015 мм и микротвердостью HV = = 10,57...13,50 ГПа, а толщина слоя оксида над ним составляет 0,008 мм. Остальную поверхность образца подвергали локальному коррозионному повреждению на глубину 0,08 мм.

Коррозионное повреждение поверхности четвертого образца (рис. 3, *г*) отличается от рассмотренных выше тем, что слой оксидов не сплошной, а в виде глубоких локальных эрозий, покрывающих всю поверхность образца. На поверхности сохранились

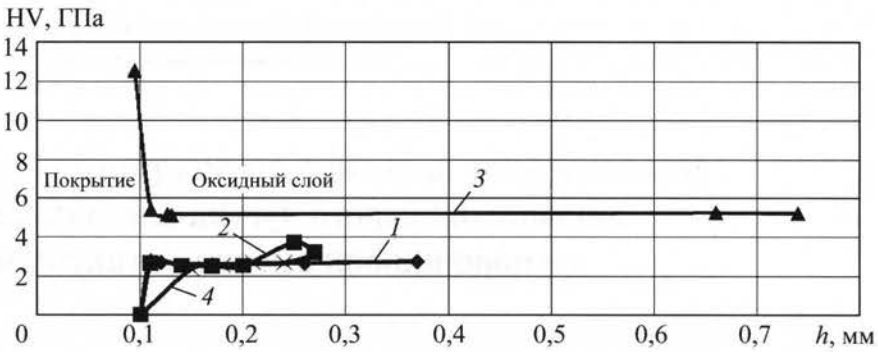



**Рис. 4. Распределение микротвердости HV модифицированного поверхностного слоя образцов после нагрева по толщине слоя *h*:** *1* – Р6М5; *2* – Р6М5+сварочный электрод; *3* – Р6М5+сварочный электрод+Cr; *4* – Р6М5+сварочный электрод+Al

небольшие фрагменты нанесенного ЭИЛ слоя. Глубина коррозионного повреждения составляет 0,10 мм. Обезуглероженный слой невозможно выделить.

На рис. 4 показано распределение микротвердости в поверхностных слоях образцов ниже слоя оксидов.

Обнаружено, что непосредственно под оксидным слоем для образцов (см. рис. 3, *а*, *б* и *г*) микротвердость основы – низкая в результате частичного обезуглероживания, тогда как на поверхности исходной стали Р6М5 твердость HV = 2,86...3,57 ГПа. Третий образец (см. рис. 3, *в*), который дополнительно обработан хромом, имеет под оксидным слоем сохранившиеся участки модифицированного слоя с повышенной микротвердостью HV = 10,57...13,50 ГПа, а ниже расположен материал основы со структурой стали Р6М5 и повышенной микротвердостью HV = = 5,14...5,44 ГПа. Повышение микротвердости материала, прилегающего к модифицированному поверхностному слою участков основы, получено после испытаний жаростойкости, что связано с дополнительным легированием стали хромом в результате его диффузии вглубь при нагреве и длительной выдержке.

## Выводы

1. Электроискровое легирование поверхности стали Р6М5 образцов 2 и 4 (см. табл. 1) повышает жаростойкость, но в следствие того, что оно неравномерно по толщине и имеет недостаточную толщину, коррозионное повреждение при рассмотренной схеме испытания значительное.

2. Образец из стали Р6М5, легированный последовательно Св-04Х19Н11М3+Cr, показал наилучшую защиту при термообработке. Он имеет под оксидным слоем сохранившиеся участки модифицированного слоя с повышенной микротвердостью HV = = 10,57...13,50 ГПа, а ниже расположен материал основы со структурой стали Р6М5 и повышенной микротвердостью HV = 5,14...5,44 ГПа. Повышение микротвердости модифицированного слоя связано с дополнительным легированием хромом в результате его диффузии в глубь МПС и эффектом старения стали.

## ЛИТЕРАТУРА

1. **Кубашевский О., Гопкинс Б.** Окисление металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1976. 208 с.

2. **Никитин В.И.** Метод прогнозирования долговечности защитных покрытий // Физико-химическая механика материалов. 1982. № 23. С. 95–99.

3. **Мулин Ю.И., Метлицкая Л.П., Климова Л.А., Потапова Н.М.** К вопросу обработки результатов, полученных для оценки жаростойкости вольфрамсодержащих покрытий // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2002. Т. 62. № 3. С. 59–62.

4. **Ярмоленко М.В.** Структурные изменения в системе Fe–Cr и Fe–Ni–Cr при быстром нагреве // Физика и химия обработки материалов. 1992. № 5. С. 107–111.

5. **Ярмоленко М.В.** Диффузионные процессы в системе обработки материалов Fe–Cr при циклическом нагреве // Физика и химия обработки материалов. 1992. № 1. С. 103–108.

## АНОНС

*Читайте в следующем номере журнала:*

**Верхотуров А.Д., Коневцов Л.А., Шпилёв А.М., Гордиенко П.С., Панин Е.С.** Исследование влияния электроискрового упрочнения вольфрамокобальтовых твердых сплавов на жаростойкость при нагреве до 1000 °С.

**А.А. Веселовский** *(Орский гуманитарно-технологический институт, филиал ОГУ),*
**А.Н. Завалищин** *(Магнитогорский государственный технологический университет им. Г.И. Носова)*

# Исследование кинетики совместного термодиффузионного насыщения серого чугуна алюминием и ванадием из порошковой смеси контактным способом

*Рассмотрены кинетические особенности одновременного термодиффузионного насыщения изделий из серого чугуна алюминием и ванадием из порошковой смеси контактным способом. Использованы порошки алюминия А5 и феррованадия ФВ50У0,3. Выявлены коэффициенты диффузии компонентов под влиянием взаимных потоков.*

***Ключевые слова:*** *термодиффузионное насыщение, серый чугун, порошковая смесь, насыщение алюминием, насыщение ванадием, кинетика.*

*The kinetic features of simultaneous of thermodiffusion satiation of wares from grey cast-iron by an aluminium and vanadium from powder-like mixture by a contact method are considered. The powders of aluminium of A5 and ferrovanadium ФВ50У0,3 are utillized. The coefficients of diffusion of components are exposed under influencing of streams of each other.*

***Key words:*** *thermodiffusion satiation, grey cast iron, powder-like mixture, satiation by aluminium, satiation by vanadium, kinetics.*

## Введение

В практике термодиффузионного упрочнения поверхности металлов, как правило, применяют методы одновременного и последовательного насыщения двумя и более элементами.

Обычно для математического описания многокомпонентных диффузионных процессов используют уравнения, пригодные, строго говоря, только для случая самодиффузии. Однако в экспериментах с многокомпонентными системами часто встречаются случаи такого распределения концентраций элементов, которые не могут быть описаны обычным способом [1–4]. В частности, если на концентрационных кривых имеются экстремальные значения, то такой случай не описывается ни в одном из решений уравнения Фика, записанного в обычной форме.

В настоящее время для математического описания процессов диффузии в сложных сплавах развивается теория, основанная на представлениях термодинамики необратимых процессов [5, 6].

Поэтому целью данной работы является выявление теоретических закономерностей одновременной диффузии двух компонентов в третий и их практическая проверка на примере одновременного термодиффузионного насыщения серого чугуна СЧ20 алюминием и ванадием в целях создания износо- и коррозионно-стойкого покрытия.

## Методика проведения расчетов

В основу исследования одновременной диффузии двух компонентов в третий положены дифференциальные уравнения диффузии, полученные из предположения, что потоки диффундирующих элементов $I$ пропорциональны не только градиентам собственных концентраций, но также и градиентам концентраций других элементов, участвующих в процессе [7]. В математической форме для трехкомпонентной системы в области твердых растворов можно записать:

$$\begin{aligned} I_1 &= -D_{11}\frac{\partial c_1}{\partial x} - D_{12}\frac{\partial c_2}{\partial x} - D_{13}\frac{\partial c_3}{\partial x};\\ I_2 &= -D_{21}\frac{\partial c_1}{\partial x} - D_{22}\frac{\partial c_2}{\partial x} - D_{23}\frac{\partial c_3}{\partial x};\\ I_3 &= -D_{31}\frac{\partial c_1}{\partial x} - D_{32}\frac{\partial c_2}{\partial x} - D_{33}\frac{\partial c_3}{\partial x}, \end{aligned} \qquad (1)$$

где $D_{11}$; $D_{22}$; $D_{33}$ – коэффициенты диффузии, характеризующие потоки элементов под действием собственных градиентов концентрации.

$D_{12}$; $D_{13}$; $D_{21}$; $D_{31}$; $D_{32}$ – потоки одного элемента под действием градиентов концентрации двух других;

$x$ – толщина упрочненного слоя.

При условии $c_1 + c_2 + c_3 = 1$ уравнения (1) упрощаются, поскольку достаточно знать распределения концентраций лишь двух элементов.

От системы (1) можно перейти к дифференциальным уравнениям типа второго закона Фика, которые при указанном выше предположении и случая одновременной диффузии (Al + V) имеют вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial c_{Al}}{\partial \tau} &= D_{Al}\frac{\partial c_{Al}}{\partial x^2} + D_{Al,\,V}\frac{\partial c_V}{\partial x^2},\\ \frac{\partial c_V}{\partial \tau} &= D_{V,\,Al}\frac{\partial c_{Al}}{\partial x^2} + D_V\frac{\partial^2 c_V}{\partial x^2}, \end{aligned} \qquad (2)$$

где $D_{Al}$ и $D_V$ – коэффициенты диффузии чистых элементов, см/с;

$D_{Al, V}$ и $D_{V, Al}$ – коэффициенты диффузии элементов под действием друг друга, см$^2$/с;

$\tau$ – время упрочнения, с.

Для случая одновременной диффузии двух компонентов в третий систему уравнений (2) решают при следующих начальных и граничных условиях:

$$c_{Al}(\infty, \tau) = c_{Al}(x, 0) = c_{Al}^0 \quad \text{для } x > 0;\ c_{Al}(0, \tau) = c_{Al}^1,$$
$$c_V(\infty, \tau) = c_V(x, 0) = c_V^0 \quad \text{для } x > 0;\ c_V(0, \tau) = c_V^1. \tag{3}$$

Полным решением сформулированной задачи являются выражения (3):

$$c_{Al}(x, \tau) = c_{Al}^0 + \frac{1}{D}[(c_{Al}^0 - c_{Al}^1)u + (c_V^0 - c_V^1)D_{Al, V}] \times$$
$$\times \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{\frac{2(D_{Al} D_V - D_{Al, V} D_{V, Al})}{D_{Al} + D_V + D}\tau}} -$$
$$-\frac{1}{D}[(c_{Al}^0 - c_{Al}^1)\upsilon + (c_V^0 - c_V^1)D_{Al, V}] \times \tag{4}$$
$$\times \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{\frac{2(D_{Al} D_V - D_{Al, V} D_{V, Al})}{D_{Al} + D_V - D}\tau}};$$

$$c_V(x, \tau) = c_V^0 + \frac{1}{D}[(c_{Al}^0 - c_{Al}^1)D_{V, Al} - (c_V^0 - c_V^1)\upsilon] \times$$
$$\times \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{\frac{2(D_{Al} D_V - D_{Al, V} D_{V, Al})}{D_{Al} + D_V + D}\tau}} +$$
$$+\frac{1}{D}[(c_V^0 - c_V^1)\upsilon + (c_{Al}^0 - c_{Al}^1)D_{V, Al}] \times \tag{5}$$
$$\times \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{\frac{2(D_{Al} D_V - D_{Al, V} D_{V, Al})}{D_{Al} + D_V - D}\tau}},$$

где $D = \sqrt{(D_{Al} - D_V)^2 + 4D_{Al, V} D_{V, Al}}$;

$$u = \frac{D_{Al} - D_V - D}{2};$$

$$\upsilon = \frac{D_{Al} - D_V + D}{2}.$$

Коэффициент диффузии подчиняется закону Аррениуса, см/с:

$$D = D_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right), \tag{6}$$

где $D_0$ – предэкспоненциальный множитель,

$E$ – энергия активации, ккал/(г·атом),

$R$ – газовая постоянная, ккал/(г·атом),

$T$ – температура, К.

С другой стороны, зная толщину упрочненного слоя, коэффициент диффузии в случае диффузии отдельно ванадия или алюминия в серый чугун можно оценить как:

$$D = \frac{x^2}{2\tau}. \tag{7}$$

## Обсуждение результатов

Пользуясь полученными значениями коэффициента диффузии, рассчитанными по формуле (7) на основании экспериментальных данных ($x$, $\tau$) для шихтового состава, содержащего 60 % мас. феррованадия (ФВо50У0,3) при соответствующих температурах процесса (табл. 1), определим зависимость, аналогичную (6), для процесса ванадирования серого чугуна СЧ20. Для этого заполним матрицу планирования эксперимента (см. табл. 1).

Запишем уравнение (6) в виде:

$$D = D_0 \exp\left(\frac{-\alpha}{T}\right),$$

где $\alpha = \frac{E}{R}$, и прологарифмируем его для получения линейной функции:

$$\ln D = \ln D_0 - \frac{1}{T}\alpha.$$

Приняв $x = \frac{1}{T}$, $y = \ln D$, $b = \ln D_0$, $m = -\alpha$, получим

$$y = mx + b.$$

Составим следующую систему уравнений для расчета параметров $m$ и $b$:

$$\begin{cases} \Sigma x_i^2 m + \Sigma x_i b = \Sigma x_i y_i, \\ \Sigma x_i m + 6b = \Sigma Y_i. \end{cases}$$

Учитывая введенные замены переменных и разделив каждый член уравнения на количество опытов (шесть), перейдем к следующей записи:

$$\begin{aligned} \bar{x}^2 m + \bar{x} b &= \overline{xy}, \\ \bar{x} m + b &= \bar{y}, \end{aligned} \tag{8}$$

где $\bar{x}$, $\bar{y}$, $\bar{x}^2$, $\overline{xy}$ – соответственно средние арифметические значений $x$, $y$, $x^2$, $xy$.

Введя численные характеристики в уравнение (8), получим

$$D_V = 5\exp\left(\frac{-66069}{RT}\right), \text{ см}^2/\text{с}. \tag{9}$$

*Таблица 1*

**Матрица планирования эксперимента**

| Температура $t$, °С | $D\cdot10^{10}$, см$^2$/с | ln $D$ | $(1/T)\cdot10^4$ | $(1/T)^2\cdot10^7$ | $(1/T)\ln D$ |
|---|---|---|---|---|---|
| 840 | 1,84 | –22,410 | 8,98 | 8,06 | –0,02012 |
| 870 | 3,875 | –21,671 | 8,75 | 7,65 | –0,01896 |
| 900 | 5,25 | –21,367 | 8,53 | 7,27 | –0,01823 |
| 930 | 6,90 | –21,024 | 8,31 | 6,90 | –0,01747 |
| 990 | 12,12 | –20,530 | 7,92 | 6,27 | –0,01626 |
| 1020 | 22,20 | –19,926 | 7,73 | 5,97 | –0,01540 |
| $T = t + 273$ | – | $\Sigma \ln D = -126{,}928$ | $\Sigma\frac{1}{T} = 50{,}22\cdot10^{-4}$ | $\Sigma\left(\frac{1}{T}\right)^2 = 42{,}12\cdot10^{-7}$ | $\Sigma\frac{1}{T}\ln D = -0{,}10644$ |

Температурная зависимость коэффициента диффузии алюминия в серый чугун определена по аналогичной методике:

$$D_{Al} = 30{,}1\exp\left(\frac{-56000}{RT}\right),\ \text{см}^2/\text{с}. \qquad (10)$$

Полученные результаты хорошо сочетаются с данными работ [8–10].

Зная величины $D_V$ и $D_{Al}$, можно определить коэффициенты диффузии потоков элементов под влиянием друг друга – $D_{V, Al}$ и $D_{Al, V}$, используя зависимости (4) и (5) и компьютерную программу MathCad. При этом следует учесть, что на расстоянии $x$ от поверхности в глубь образца, соответствующем ширине упрочненной зоны величины $C_{Al}(x, \tau)$ и $C_V(x, \tau)$ равны нулю. Результаты проведенных расчетов представлены в табл. 2.

*Таблица 2*

**Результаты расчетов $D_{V, Al}$ и $D_{Al, V}$**

| Температура, °С | $D_V\cdot10^{10}$, см$^2$/с | $D_{Al}\cdot10^{10}$, см$^2$/с | $D_{V, Al}\cdot10^{10}$, см$^2$/с | $D_{Al, V}\cdot10^{10}$, см$^2$/с |
|---|---|---|---|---|
| 840 | 7,35 | 3,913 | 3,768 | 0,5994 |
| 870 | 7,75 | 54,0 | 9,69 | 0,8168 |
| 900 | 7,00 | 10,2 | 16,41 | 1,231 |
| 930 | 6,90 | 18,5 | 51,26 | 0,7256 |
| 960 | 9,70 | 33,1 | 93,51 | 0,9767 |
| 1020 | 14,80 | 93,3 | 225,10 | 1,544 |

При определении показателей диффузионных процессов от взаимовлияния диффузионных потоков было принято: марка материала упрочняемого изделия – СЧ20, время упрочнения $\tau$ = 5 ч; концентрация на поверхности $C_{Al}^1$ = 2 % мас.; $C_V^1$ = 60 % мас., толщина сформированного покрытия – $4\cdot10^{-3}$ см; $C_{Al}^0 = C_V^0 = 0$ и $C_{Al}(x, \tau) = C_V(x, \tau) = 0$, температура процесса 840...1020 °С (см. табл. 2).

Анализируя расчетные данные табл. 2, можно заключить, что алюминий усиливает диффузию ванадия в серый чугун, а поток ванадия замедляет диффузию алюминия.

Полученные данные хорошо согласуются с практическими результатами. Так, при содержании в шихте 5...10 % мас. алюминиевого порошка полностью блокируется диффузия ванадия в формирующийся слой (при содержании феррованадия ФВо50У0,3 в шихте 60 % мас.). Кроме того, после одного часа насыщения образцов из серого чугуна в шихте, содержащей 10 % мас. алюминия без присутствия ванадия, в образцах наблюдается отслоение покрытия вследствие высокой скорости диффузии алюминия. Отслоение покрытия наблюдается и в случае последовательного насыщения сначала ванадием в течение пяти часов, затем алюминием в течение часа. Следовательно, способ совместного алюмованадирования является единственно возможным для создания такого рода покрытий.

Для установления аналитических зависимостей в качестве входных переменных выбраны $D_V$, $D_{Al}$, $T$ (табл. 3), а в качестве выходных – $D_{V, Al}$, $D_{Al, V}$. Обозначив $D_V = x_1$, $D_{Al} = x_2$, $T = x_3$ и $D_{V, Al} = y$, получим матрицу планирования (табл. 4).

*Таблица 3*

**Результаты расчета параметров алюмованадирования**

| $D_V \cdot 10^{10}$, см$^2$/с | $D_{Al} \cdot 10^{10}$, см$^2$/с | Температура $T$, °С | $D_{V,Al} \cdot 10^{10}$, см$^2$/с |
|---|---|---|---|
| 7,35 | 3,913 | 840 | 3,768 |
| 7,50 | 4,11 | 860 | 7,34 |
| 7,75 | 7,75 | 870 | 9,69 |
| 7,00 | 7,00 | 900 | 16,41 |
| 6,90 | 6,90 | 930 | 51,26 |
| 9,70 | 33,10 | 960 | 93,51 |
| 11,40 | 62,80 | 990 | 104,00 |
| 14,80 | 93,30 | 1020 | 225,10 |

Применяя методику многофакторного регрессионного анализа для плана $2^3$, получаем регрессионную зависимость $D_{V,Al}$ от $D_V$, $D_{Al}$ и $T$:

$$y_1 \cdot 10^{-10} = 63{,}87225 + 21{,}70525x_1 + 24{,}91525x_2 + 54{,}582x_3 + 10{,}23725x_1x_2 + 19{,}13225x_1x_3 + 21{,}16725x_2x_3 + 9{,}46275x_1x_2x_3.$$

Полученная зависимость адекватна, все коэффициенты регрессии значимы. Переходя от кодированных значений к натуральным, получаем:

$$D_{V,Al} \cdot 10^{11} = 15{,}401 - 20{,}402 \cdot 10^{10} D_V + 4{,}8223 \cdot 10^{10} D_{Al} - 0{,}4959 \cdot 10^{20} D_{Al} D_V + 0{,}0538 \cdot 10^{10} D_V T + 4{,}8223 \cdot 10^{10} D_{Al} + 0{,}00059 \cdot 10^{20} D_{Al} D_V T + 0{,}0053 \cdot 10^{10} D_{Al} T. \quad (11)$$

Аналогичным образом получим регрессионную зависимость для определения $D_{Al,V}$ (в кодированных значениях):

$$y_2 \cdot 10^{11} = 9{,}4656 + 1{,}6136x_1 + 1{,}1476x_3 + 2{,}01114x_2 + 0{,}7844x_1x_2 + 0{,}3766x_1x_3 + 0{,}0904x_2x_3 - 0{,}0496x_1x_2x_3.$$

После перехода от кодированных значений к натуральным:

$$D_{Al,V} \cdot 10^{11} = 6{,}5675 - 0{,}6513 \cdot 10^{10} D_V - 1{,}426 \cdot 10^{-3} T - 5{,}56 \cdot 10^{8} D_{Al} + 7{,}3 \cdot 10^{17} D_V D_{Al} + 1{,}25 \cdot 10^{7} D_V T + 5{,}647 \cdot 10^{4} D_{Al} T - 3{,}1 \cdot 10^{13} D_{Al} D_V T. \quad (12)$$

*Таблица 4*

**Матрица планирования эксперимента $2^3$**

| Номер опыта | Переменные | | | | | | | | Результаты ($y_1$) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $x_0$ | $x_1$ | $x_2$ | $x_3$ | $x_1x_2$ | $x_1x_3$ | $x_2x_3$ | $x_1x_2x_3$ | |
| 1 | + | – | – | – | + | + | + | – | $3{,}768 \cdot 10^{-10}$ |
| 2 | + | + | – | – | – | – | + | + | $7{,}340 \cdot 10^{-10}$ |
| 3 | + | – | + | – | – | + | – | + | $9{,}690 \cdot 10^{-10}$ |
| 4 | + | + | + | – | + | – | – | – | $1{,}641 \cdot 10^{-9}$ |
| 5 | + | – | – | + | + | – | – | + | $5{,}126 \cdot 10^{-9}$ |
| 6 | + | + | – | + | – | + | – | – | $9{,}351 \cdot 10^{-9}$ |
| 7 | + | – | + | + | – | – | + | – | $1{,}040 \cdot 10^{-8}$ |
| 8 | + | + | + | + | + | + | + | + | $2{,}251 \cdot 10^{-8}$ |
| Коэффициенты регрессии | | | | | | | | | |
| – | $B_0$ | $B_1$ | $B_2$ | $B_3$ | $B_{1,2}$ | $B_{1,3}$ | $B_{2,3}$ | $B_{1,2,3}$ | – |

## Выводы

1. Теоретически определены дифференциальные уравнения, позволяющие рассчитать градиенты концентраций основных диффузантов – алюминия и ванадия – для случая их одновременной диффузии в серый чугун. Выявлены решения этих уравнений.

2. Для шихтового состава, содержащего 60 % мас. феррованадия (ФВо50У0,3), методом планирования эксперимента установлена зависимость коэффициента диффузии ванадия (9) от температуры при отсутствии в шихте алюминия.

3. С использованием выведенных теоретических зависимостей для случая диффузии двух компонентов (Al и V) в третий (Fe) были определены коэффициенты диффузии компонентов под влиянием друг друга ($D_{V, Al}$ и $D_{Al, V}$) при упрочнении чугунных образцов из СЧ20 в шихтовом составе, содержащем 2 % мас. алюминия и 60 % мас. феррованадия ФВо50У0,3 в порошковой смеси контактным способом.

4. Методом многофакторного эксперимента установлены регрессионные зависимости величин $D_{V, Al}$ и $D_{Al, V}$ от коэффициентов диффузии чистых компонентов $D_V$ и $D_{Al}$.

## ЛИТЕРАТУРА


1. **Зайт В.В.** Диффузия в металлах. М.: Иностр. лит-ра, 1988. 252 с.
2. **Щербединский Г.В., Шайдеров В.И.** // Физика металлов и металловедение. 1988. С. 25, 6, 965.
3. **Кришталл М.А. и др.** В кн.: Диффузия в металлах и сплавах. Изд-во Тульского политехн. ин-та, 1992. 143 с.
4. **Kirkaldy I.S. et al** // Acta metallurgica. 1985. P. 13, 8, 907.
5. **Sundelof L.O.** // Arkiv for kemi. 1982. P. 20, 30, 369.
6. **Sundelof L.O., Sodervi I.** // Arkiv for kemi. 1982. P. 21, 15, 143.
7. **Защитные** покрытия на металлах. Киев: Наукова Думка. 1980. Вып. 4.
8. **Минкевич А.Н.** Химико-термическая обработка металлов и сплавов. М.: Машиностроение, 1985.
9. **Дубинин Г.Н., Карпман М.Г., Альтшуллер Д.Ф.** Защитные покрытия на металлах. Киев: Наукова думка. 1983. № 5. С. 14–16.
10. **Панфилова Л.М., Сырейщикова В.И.** Диффузия легирующих элементов 4-й и 5-й групп из карбидных покрытий в аустенит сталей различного состава / Тез. докл. 2-й научн. конф. по химико-термической обработке металлов и сплавов, 22–23 мая, 1994. (Минск). Минск, 1994. С. 124–125.


УДК 621.833

**В.И. Короткин, Ю.Д. Харитонов** *(НИИ механики и прикладной математики им. И.И. Воровича, Ростов-на-Дону),*
**Н.П. Онишков** *(Ростовский государственный строительный университет),*
**И.А. Нахимович** *(Ростовский государственный университет путей сообщения)*

# Влияние силовых и геометрических параметров теоретически точечного контакта поверхностно упрочненных зубчатых передач на выбор характеристик упрочненного слоя*

*Рассмотрены условия выбора упрочняющей поверхностной обработки зубчатых передач с теоретически точечным контактом, в частности с зацеплением Новикова, и назначения параметров упрочненного слоя в зависимости от модуля передачи и уровня нагрузки. На базе анализа характеристик нормируемых параметров упрочненного слоя и основных видов отказа передач даны предварительные рекомендации по выбору рационального вида термической или химико-термической обработки.*

***Ключевые слова:*** *зубчатая передача, точечный контакт, поверхностное упрочнение, упрочненный слой, цементация, нитроцементация, азотирование, контактная прочность, изгибная прочность, нагрузочная способность.*

*Conditions of choice of surface strengthening treatment of theoretically point contact, Novikov gears in particular, are under consideration. The of strengthened layer parameters depending on gear modulus and load level are considered. Preliminary recommendation on choice of rational form of standardizations parameters of strengthened layer and basic forms of endurance failure of gears are given.*

***Key words:*** *gearing, point contact, surface strengthening, strengthened layer, carburizing, carbonitriding, nitriding, contact strength, bending strength, load-carrying capacity.*

Как известно, нормализация, термоулучшение, объемная и поверхностная закалка, азотирование, цементация и нитроцементация – основные методы упрочняющей *термической* (ТО) и *химико-термической* (ХТО) обработки сталей, используемые при производстве зубчатых колес. Причем если нормализации и улучшению подвергают заготовки (поковки, штамповки и др.) в целях стабилизации свойств мате-

*Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ 06-08-00454.

риала и улучшения условий последующей мехобработки, то закалка с низким либо средним отпуском и ХТО – приемы упрочнения, в первую очередь, поверхностей деталей, прошедших окончательную обработку лезвийным инструментом, после которых может проводить только финишную, чаще всего абразивную, отделку рабочих поверхностей.

Целью поверхностного упрочнения является получение требуемых физико-механических свойств материала приповерхностных слоев путем изменения его структуры и (при ХТО) химического состава.

На рис. 1 приведены соответствующие прочностные характеристики зубчатых передач с теоретически линейным контактом зубьев (эвольвентных) в зависимости от качества материала и видов упрочняющей обработки. На рис. 1 обозначено: $\sigma_{F\lim}(\sigma_{H\lim})$ – предел изгибной (контактной) усталости; $H_{HV}$ – твердость поверхности зубьев по Виккерсу; *1* – легированные стали, нормализация или термоулучшение; *2* – объемнозакаленные стали, газовое азотирование; *3* – термоулучшенные легированные стали, газовое азотирование; *4* – любые стали, нормализация, поверхностная закалка; *5* – легированные стали, цементация; *6* – любые стали, цементация, дробеструйная обработка.

Следует подчеркнуть, что при работе передачи альтернативные процессы исчерпания работоспособности (изнашивание, поверхностная и глубинная контактная усталость, изгибная усталость и т.д.) протекают параллельно, и каждый из них характеризуется собственным механизмом усталостной долговечности, предъявляя к параметрам упрочненного слоя различные, часто противоположные требования.

Необходимые эксплуатационные свойства достигаются сочетанием комплекса факторов – прочности и пластичности сердцевины, структурного и фазового состояния упрочненного слоя, его толщины и др. Для эвольвентных передач на базе многолетнего опыта их производства и эксплуатации определены рациональные параметры упрочнения, в первую очередь твердость поверхности $H_0$, сердцевины $H_K$, толщина упрочненного слоя. В большинстве случаев регламентируется не полная $h_t$, а так называемая эффективная толщина $h_{te}$ упрочненного слоя – расстояние по нормали от поверхности до глубины с некоторой заданной твердостью $H_e$, называемой эффективной.

При цементации и нитроцементации чаще всего используют $H_e$ = 550 HV, при азотировании – $H_e$ = = 400 HV либо $H_e = H_K + 50$ HV. При поверхностной закалке эффективную толщину слоя определяют как расстояние до зоны с полумартенситной структурой, твердость которой зависит от содержания углерода, т.е. от конкретной марки стали.

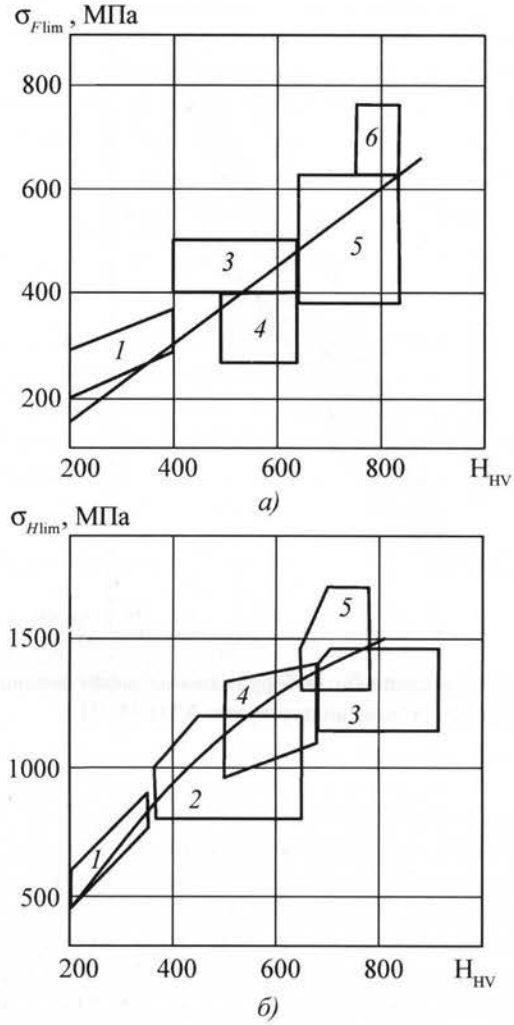



**Рис. 1. Пределы изгибной усталости $\sigma_{F\lim}$ [1] и поверхностной контактной усталости $\sigma_{H\lim}$ эвольвентных зубьев**

С точки зрения обеспечения контактной прочности ограничения по толщине упрочненного слоя отсутствуют. Что же касается изгибной прочности, то здесь приходится ограничивать глубину упрочнения. Оценка влияния на прочность при изгибе толщины упрочненного слоя ориентировочно производится на основе решения известной задачи об упругопластическом изгибе бруса. Экспериментальные данные показывают, что максимальный уровень усталостной выносливости достигается при $0{,}2 \le (h_{te}/r) \le 0{,}3$, где $r$ – радиус цилиндрического либо полуширина прямоугольного образца. Применительно к эвольвентным зубчатым передачам за величину $r$ принимают полуширину зуба рейки по делительной линии, т.е. $0{,}2 \le h_{te}/(0{,}25\,\pi m) \le 0{,}3$, или $h_{te} = (0{,}15...0{,}24)m$.

На рис. 2 представлены некоторые рекомендации отечественных и зарубежных источников по эффективной толщине упрочненного слоя $h_{te}$ в зависимости

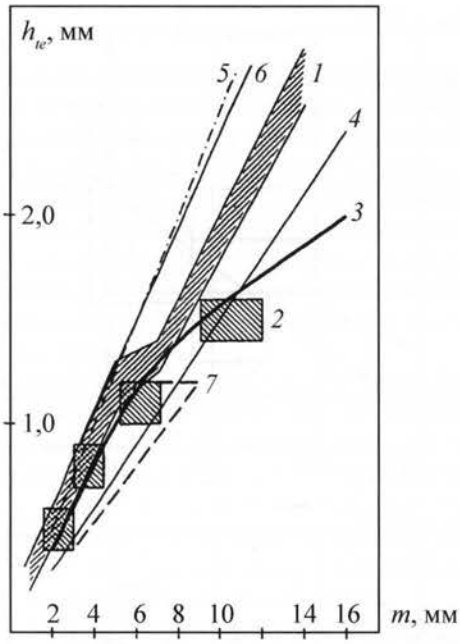



**Рис. 2. Рекомендации по выбору толщины диффузионного слоя эвольвентных зубьев, подвергнутых ХТО [1, 2]**

от модуля $m$ для эвольвентных передач [1, 2]: *1–6* – цементация, *7* – нитроцементация. На рис. 2: *1* – обработка выполнена фирмой "Глиссон" (США), *2* – по TGL 29 612/01 (Германия), *3* – по условию контактной выносливости, *4* – $h_{te} = 0{,}15m$ – по условию изгибной выносливости, *5* – $h_{te} = 0{,}25m$ – по условию контактной выносливости, *6* – $h_{te} = 0{,}24m$ – максимальное значение интервала, оптимального по условию изгибной выносливости, *7* – $h_{te} = (0{,}13...0{,}20)m \leq$ ≤ 1,2 мм. Если для малых и средних модулей приведенные рекомендации более или менее согласуются, то уже для $m$ = 10 мм разброс толщин $h_{te}$ достигает 0,4...0,5 мм, имея тенденцию к дальнейшему росту.

Промышленное освоение поверхностно упрочненных передач с теоретически точечным контактом поверхностей зубьев поставило вопрос разработки для них соответствующих нормативов по рациональным параметрам диффузионного слоя. Использование для передач Новикова нормативов эвольвентных передач следует считать неправомерным, поскольку напряженное состояние в области контакта существенно различается для этих двух типов зацеплений. Более того, оно различно даже для самих передач Новикова с разными исходными контурами.

В настоящей работе предпринята попытка на основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований дать некоторые рекомендации по выбору упрочняющей термической или химико-термической обработки и назначению параметров упрочненного слоя для передач Новикова с исходным контуром по ГОСТ 30224–96, предназначенным в основном для высокотвердых зубьев.

Как и для эвольвентных передач, параметром, на который целесообразно ориентироваться при выборе вида и характеристик упрочнения, является модуль.

Заметим, что для передач Новикова его использование даже более обосновано, поскольку в этом случае от модуля зависит уровень не только изгибных, но и контактных напряжений – радиусы кривизны выпуклого и вогнутого взаимодействующих профилей пропорциональны модулю и при данном усилии однозначно определяют величину $b_H$ – малой полуоси контактного эллипса для передач Новикова. Другие параметры передачи – числа зубьев $z_1$, $z_2$, передаточное число $u$ и угол β наклона зуба влияют преимущественно на так называемую эллиптичность мгновенного пятна контакта (отношение длины малой полуоси эллипса контакта к большой), изменяя большую полуось и практически не изменяя малую. Так, при изменении $z_1$ от 10 до 15, β – от 10 до 30° и $u$ – от 1 до 5 эллиптичность меняется до пяти раз, при этом изменения $b_H$ не превышают 10 % [3].

## Изгибная прочность

Разрушающие напряжения на ножке зуба при изгибе обусловлены свойствами материала, а не характером контактирования, поэтому прочностные характеристики эвольвентных передач (см. рис. 1) можно считать приемлемыми и для передач Новикова. Но при назначении параметров упрочненного слоя следует принять во внимание следующее: зубья передач Новикова с исходным контуром по ГОСТ 30224–96, имея практически такую же толщину по делительной линии, что и эвольвентные, ниже последних по высоте (по ножке – до 20 %) и существенно шире у основания, что сохраняется и при нарезании малозубых колес. Кроме того, в указанных передачах Новикова отношение сжимающей составляющей напряжения к изгибающей на растянутом профиле ножки зуба значительно больше, чем у эвольвентной передачи, что благоприятно сказывается на изгибной прочности.

Так, стендовые испытания нитроцементованных передач со стандартным исходным контуром в ОАО "Редуктор" (Ижевск) при $h_{te} = (0{,}20...0{,}22)m$ показали нагрузочную способность на 30...40 % выше в сравнении с эвольвентными аналогами [4]. Это позволяет для указанных передач Новикова, не исключая необходимости дальнейших исследований, ориентироваться на верхнюю границу интервала $h_{te}$, рекомендованного для эвольвентных передач.

### Контактная прочность

Допустимые контактные напряжения при теоретически точечном контакте существенно выше, чем при линейном. Однозначного объяснения этому превышению пока не дано; предполагается, что при локальном приложении нагрузки сказывается позитивное влияние соседних, менее нагруженных, объемов материала [5, 6]. В любом случае поверхностные контактные разрушения, как показывает опыт эксплуатации и стендовые испытания при $\sigma_{H\max}$ до 2100 МПа [4, 7], лимитирующим фактором не являлись. Основными причинами отказов были изломы, в том числе на фоне развивающихся глубинных трещин, а также краевые сколы. В процессе же испытаний эвольвентных передач при $\sigma_{H\max} > 1500...1600$ МПа прогрессирующий питтинг (выкрашивание) развивался уже на ранних стадиях, даже если опережающими видами отказа становились глубинные контактные разрушения или излом [4, 8]. Следовательно, рекомендации (см. рис. 1, *б*) для передач Новикова неприменимы.

Поскольку в условиях высоких контактных нагрузок и значительной глубины залегания максимальных критериальных напряжений *глубинная контактная прочность* (ГКП) определяет наибольшую (по сравнению с альтернативными) толщину слоя, анализ несущей способности упрочненного слоя проведем по этому виду отказа.

Для передач со стандартным исходным контуром при $\beta < 25°$ коэффициент эллиптичности не превышает 0,3, и $b_H$ с достаточной для практических расчетов точностью можно определять по формуле, мм,

$$b_H = mR\sigma_H,$$

$$R = \begin{cases} 1{,}107\cdot10^{-4}, & 2{,}5 \le m < 5{,}0; \\ 1{,}391\cdot10^{-4}, & 5{,}0 \le m \le 8{,}0; \\ 2{,}031\cdot10^{-4}, & m > 8{,}0. \end{cases}$$

Рассмотрим возможность применения различных видов химико-термического и термического упрочнения передач Новикова в зависимости от модуля, уровня нагрузки и ограничений, обусловленных изгибной прочностью.

### Цементация и нитроцементация

Корректность результатов во многом определяется степенью достоверности прогнозирования распределения твердости по толщине упрочненного слоя. Несущая способность упрочненного слоя характеризуется максимальной твердостью приповерхностной зоны $H_0$, находящейся (при отсутствии финишной обработки поверхности) на глубине $h_0 = 0{,}15...0{,}30$ мм, твердостью сердцевины $H_K$, а также эффективной толщиной $h_{te}$. Общая толщина $h_t$ слоя, как правило, не контролируется вследствие ее "размытости". Несмотря на это, зависимость

$$H_z = H_0\left[\left(\frac{H_0}{H_K}-1\right)\left(\frac{z}{h_t}\right)^2+1\right]^{-1},$$

используемая в ГОСТ 21354–87, "привязана" к $h_t$, а не к контролируемой эффективной толщине $h_{te}$ слоя, что, как правило, ведет к завышению расчетных значений твердости в подслое. Лучшее согласование дает зависимость [9]:

$$H_z = (H_0 - H_K)\left[\frac{h_t - z}{h_t - h_0}\exp\left(\frac{z-h_0}{h_t-h_0}\right)\right]^B + H_K,$$

$$B = \ln\left(\frac{H_0 - H_K}{H_e - H_K}\right)\left(\ln\frac{h_t - h_0}{h_t - h_{te}} - \frac{h_{te}-h_0}{h_t-h_0}\right)^{-1}.$$

Рекомендуемые значения $H_e \approx 550$ и 610 HV соответственно при цементации и нитроцементации. Нитроцементованные слои по своей структуре несколько отличаются от цементованных. Главные отличия – более значительная, чем при цементации, интенсивность снижения твердости в переходной зоне и более стабильные размеры этой зоны. При $H_K > 350$ HV общая толщина (при одинаковой эффективной толщине) цементованных и нитроцементованных слоев наиболее распространенных марок конструкционных сталей и распределение твердости по толщине слоя достаточно близки. Но при снижении $H_K$ (при неизменной $h_{te}$) увеличение за счет переходной зоны общей толщины слоя при нитроцементации меньше [3]. Схематично эти отличия показаны на рис. 3. В этом, возможно, состоит одна из причин повышенной чувствительности нитроцементованных слоев к уровню твердости сердцевины.

Для эвольвентных передач при типажных нагрузках показанное различие не играет большой роли, поскольку глубина залегания максимальных критериальных контактных напряжений не превышает нескольких десятых долей миллиметра и находится почти всегда в пределах эффективной зоны. Для передач же Новикова эта глубина значительно больше.

На рис. 4 отображены результаты расчета малых полуосей $b_H$ контактного эллипса при различных $\sigma_H$ и максимально возможные (с учетом оговоренных выше ограничений по излому) значения $h_{te}$ при 550 HV. Поскольку критериальные контактные напряжения достигают максимальных значений на глубинах $z = (0{,}7...1{,}0)b_H$, это заставляет ограничивать $\sigma_{H\max}$

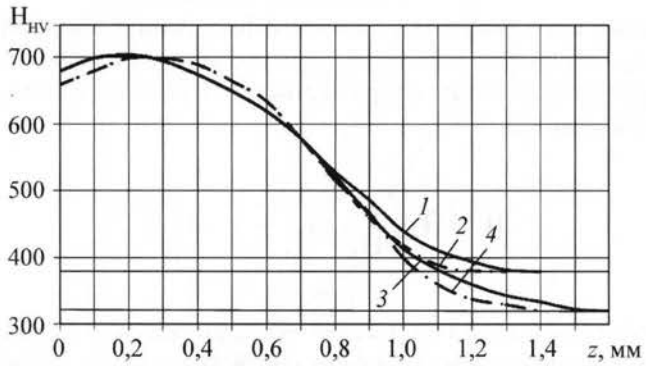



**Рис. 3. Влияние твердости сердцевины ($H_K$ = 380 HV (*1*, *2*) и 320 HV (*3*, *4*)) на общую толщину $h_t$ диффузионного слоя и распределение твердости в переходной зоне (при неизменной эффективной толщине) [4] при цементации (*1*, *3*) и нитроцементации (*2*, *4*):**

*1* – $h_t \approx$ 1,35...1,45 мм; *2* – $h_t$ = 1,3 мм; *3* – $h_t$ = 1,5...1,6 мм; *4* – $h_t$ = 1,35...1,40 мм

величиной менее 2000 МПа при $m$ = 8,0 мм и до 1600 МПа при бóльших модулях.

Линия *1* на рис. 4 соответствует максимальным значениям эффективной толщины упрочненного слоя в соответствии с оговоренным условием по излому, которые примем за верхнюю нормируемую границу слоя. Однако в реальных условиях всегда имеет место разброс $\Delta h$ получаемых толщин упрочненного слоя даже в пределах одной детали. Его величина обусловлена множеством факторов – качеством материала, культурой технологического процесса, требуемой глубиной упрочнения и др. Принимая интервал $\Delta h$ колебаний толщины слоя равным 0,10...0,15 мм для $m$ = 2 мм и 0,2...0,3 мм для $m$ = 10 мм, получаем линию *2* – гарантированную нижнюю границу слоя. Линии *3*, *4* и *5* (см. рис. 4) показывают, что при $\sigma_H$ = = 2000 МПа требуемая толщина слоя для передач с $m > 5$ мм достигнута быть не может, а для передач с $m > 8$ мм несущая способность будет в значительной степени определяться прочностью сердцевины.

Анализ показателей ГКП проводили на основе критерия предельного состояния Писаренко–Лебедева для структурно неоднородных материалов по методике [3, 5], который заключался в определении расчетного коэффициента $S_{HK}$ запаса ГКП в пределах всей толщины упрочненного слоя:

$$S_{HK} = \frac{\sigma_{HKPe}}{\chi\sigma_i + (1-\chi)\sigma_1 A^{1-(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)/\sigma_i}},$$

где $\sigma_{HKPe} = \chi(\chi - 0{,}11128)\, H_{HV} Z_{HL} \prod_{i=1}^{6} K_i$ – допускаемое эквивалентное напряжение при базовом числе циклов нагружения $N_{EK} = 1{\cdot}10^7$;

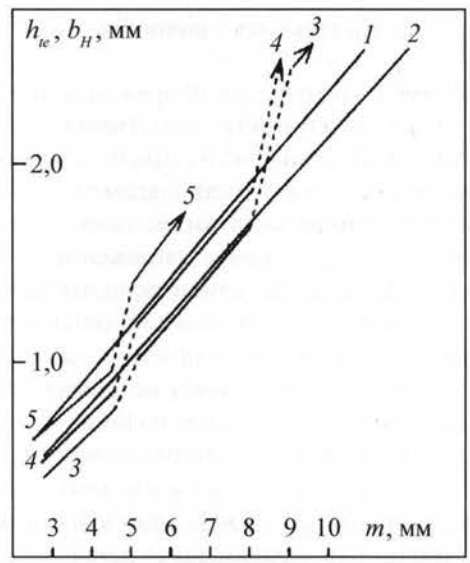



**Рис. 4. Влияние модуля *m* поверхностно упрочненных зубчатых передач Новикова с исходным контуром по ГОСТ 30224–96 на уровень допускаемой нагрузки, определяемый ограничениями по условию изломной прочности:**

*1* – $h_{te}$ = 0,24*m*; *2* – разность $h_{te}$ и $\Delta h$; *3–5* – $b_H$ при $\sigma_H$ = = 1500, 1700 и 2000 МПа

$\chi = \sigma_+/\sigma_-$ – параметр пластичности материала, учитывающий степень участия в микроразрушении сдвиговых деформаций;

$\sigma_+$, $\sigma_-$ – напряжения отказа (разрушения) материала при одноосном растяжении и сжатии соответственно;

$\sigma_1$, $\sigma_2$, $\sigma_3$ – главные напряжения;

$\sigma_i$ – интенсивность октаэдрических напряжений;

$Z_{HL}$ – коэффициент долговечности;

$A$ = 0,7...0,8 – статистический параметр деффектности, его значение для закаленных сталей;

$\prod_{i=1}^{6} K_i$ – произведение не связанных с расчетной моделью коэффициентов [9], учитывающих факторы, оказывающие существенное влияние на несущую способность контакта.

Результаты проведенных расчетов проиллюстрированы на рис. 5 и 6, показаны типовые графики распределения твердости по толщине цементованных и нитроцементованных слоев и соответствующие этим распределениям расчетные коэффициенты запаса по ГКП при $N = 1{\cdot}10^7$ цикл. Для всех случаев принимали $H_0$ = 700 HV, твердость сердцевины $H_K$ = 300...350 HV при цементации и $H_K$ = 350...400 HV при нитроцементации. Коэффициенты, входящие в $\prod_{i=1}^{6} K_i$, выбирали по средним значениям рекомендуемых интервалов [9]

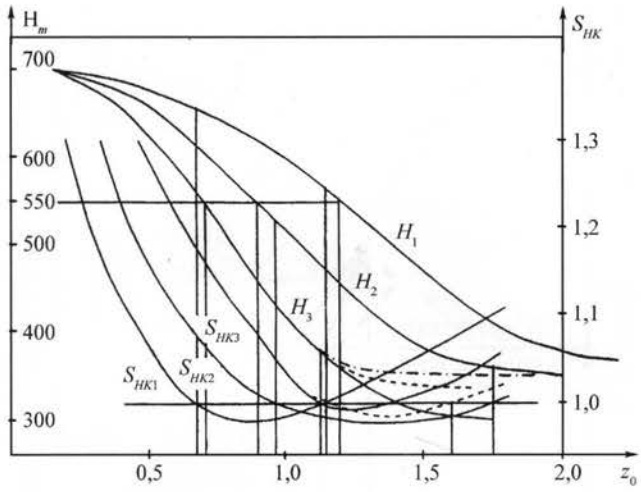



**Рис. 5. Распределение твердости $H_{HV}$ и показатели ГКП для передач Новикова со стандартным исходным контуром при цементации:**

*1* – $h_{te0} = 1{,}2$, $\sigma_H = 2000$ МПа; *2* – $h_{te0} = 0{,}9$, $\sigma_H = 1800$ МПа; *3* – $h_{te0} = 0{,}7$, $\sigma_H = 1600$ МПа

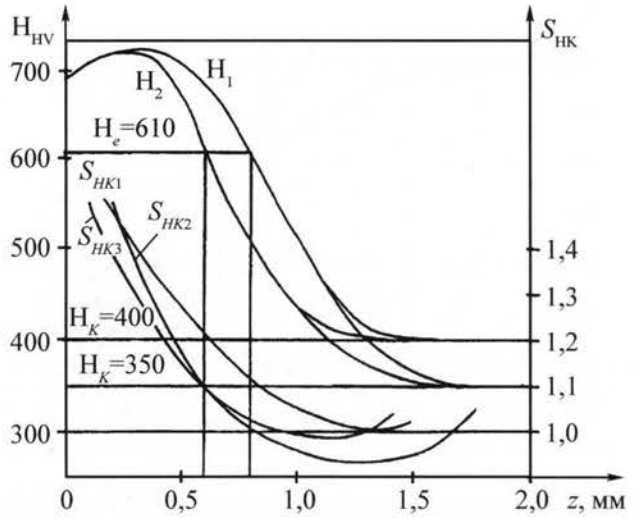



**Рис. 6. Распределение твердости $H_{HV}$ и показатели ГКП для передач Новикова со стандартным исходным контуром при нитроцементации ($H_K$ = 400 HV, $m \le 4{,}5$ мм):**

*1* – $h_{te} = 0{,}8$ мм, $m = 5{,}00$ мм, $\sigma_H = 1700$ МПа; *2* – $h_{te} = 0{,}8$ мм, $m = 4{,}00$ мм, $\sigma_H = 2000$ МПа; *3* – $h_{te} = 0{,}6$ мм, $m = 3{,}15$ мм, $\sigma_H = 2000$ МПа

для легированных безникелевых сталей, предположив автоматическое регулирование процесса ХТО.

Возможность получения при цементации слоев достаточно большой толщины позволяет провести оценку несущей способности слоя, нормируя его глубину по $b_H$: $z_0 = z/b_H$, $h_{te0} = h_{te}b_H$.

Анализ графиков на рис. 4 и 5 показал:

- при $h_{te} < 0{,}9b_H$ лимитирующей является переходная зона;
- максимальная несущая способность собственно упрочненного слоя $\sigma_{H\max} = 1900...2000$ МПа достигается при $h_{te} > 1{,}2b_H$, а дальнейшее наращивание слоя, даже если это принципиально возможно, положительного результата не обещает;
- влияние твердости сердцевины на несущую способность слоя сказывается незначительно.

Во всех случаях при $\sigma_{H\max} < 2000$ МПа лимитирующими зонами являлись подслой и сердцевина. Высокая несущая способность собственно эффективной зоны не реализована.

При нитроцементации толщина слоя ограничена, $h_t$ и $h_{te}$ связаны слабее. Поэтому исследовали слои при $h_{te} = 0{,}6$ и 0,8 мм (при $H_e$ = 610 HV). Слой при $h_{te} = 0{,}8$ мм соответствует слою с твердостью 550 HV на глубине 0,90...0,95 мм. Основными факторами, определяющими уровень несущей способности слоя, являются, как и при цементации, модуль и твердость сердцевины, но их влияние проявляется в большей степени. Так, для передач с $m = 3{,}15$ мм при $H_K = 400$ HV и $h_{te} = 0{,}6$ мм возможно допустить $\sigma_{H\max} = 2000$ МПа. Уменьшение же (при неизменных $H_0$ и $h_{te}$) $H_K$ до 350 HV требует снижения максимального давления на 8...10 % (или нагрузки – в 1,25...1,3 раза). Для передач с $m = 4{,}5$ мм даже увеличение $h_{te}$ до 0,8 мм не гарантирует работоспособности при $\sigma_{H\max} > 1700$ МПа, уступая по этому показателю цементации (см. рис. 6).

## Закалка ТВЧ

Поскольку поверхностная контактная прочность лимитирующим фактором для передач Новикова не является, целесообразным в ряде случаев представляется применение упрочняющей поверхностной обработки, позволяющей получить упрочненные слои достаточно большой толщины без предъявления требований к максимальной несущей способности поверхности [10, 11]. В этом случае для передач средних модулей обосновано использование поверхностной высокочастотной закалки, особенно закалки с глубинного нагрева. Однако возможность получения слоев достаточно большой толщины в определенной степени обесценена наличием переходной зоны (области, прогретой до температур неполного аустенитного превращения) со значительной структурной неоднородностью и резким падением твердости. Величина этой зоны определяется как химическим составом стали (сокращается с повышением содержания углерода), так и режимом термообработки. Но в любом случае она относительно невелика, что требует дополнительного увеличения глубины упрочнения

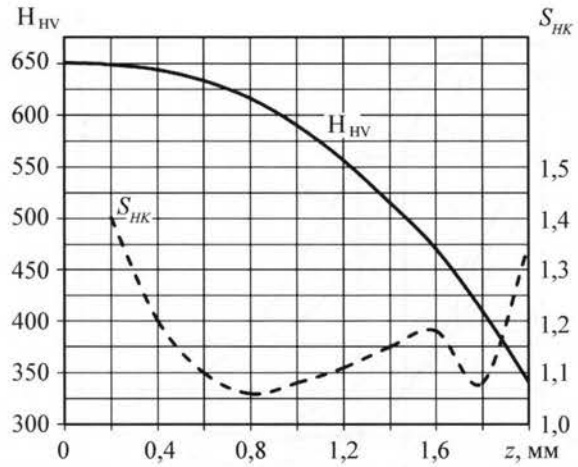



**Рис. 7. Распределение твердости и показатели ГКП для передач Новикова со стандартным исходным контуром при поверхностной закалке ТВЧ (сталь 45; закалка на глубину 1,7...1,8 мм (до полумартенситных структур); отпуск при 180 °С [12]; $m$ = 5 мм, $\sigma_H$ = 1500 МПа)**

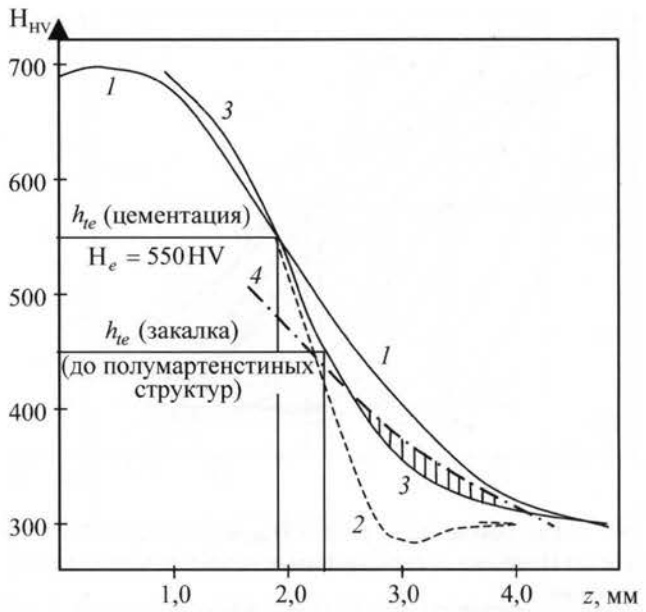



**Рис. 8. Кривые распределения твердости HV по глубине диффузионного слоя $z$ при различных видах ТО и ХТО:**
*1* – цементация; *2* – улучшение, закалка ТВЧ; *3* – закалка с глубинного нагрева; *4* – минимальная твердость слоя по условиям ГКП

(рис. 7). Кроме того, при поверхностной закалке термоулучшенных сталей возможно локальное снижение твердости (< $H_K$) при переходе к сердцевине вследствие отпуска.

При закалке мелкомодульных колес зубья будут прокаливаться практически насквозь, что дополнительно увеличивает опасность краевых сколов. В связи с этим наиболее перспективным в этом отношении представляется использование закалки с глубинным индукционным нагревом среднеуглеродистых сталей пониженной прокаливаемости.

На рис. 8 приведена кривая распределения твердости стали 58 (55ПП) после закалки с глубинным индукционным нагревом [10] и для сравнения типичные кривые распределения твердости после цементации (сталь типа 18ХГТ) и обычной поверхностной закалки ТВЧ (сталь типа 50). Все кривые имеют одинаковую реперную точку H = 550 HV на глубине 1,9 мм.

Кривая *4* (рис. 8) соответствует минимальным значениям твердости переходной зоны по условиям ГКП для передачи Новикова по ГОСТ 30224–96, $m$ = 8 мм, $\sigma_{H\,max}$ = 1700 МПа, $h_{te} = 0{,}2375m$.

Из рис. 8 следует, что требуемый уровень нагрузочной способности при закалке гарантирован быть не может. Вместе с тем необходимо отметить, что приведенное распределение твердости было получено на эвольвентном колесе с $m$ = 6 мм, т.е. толщина слоя твердостью выше 550 HV почти на 30 % превышала верхний рекомендуемый уровень $h_{te}$ при цементации без каких-либо негативных последствий. К сожалению, данный вид термообработки до сих пор объектом серьезных исследований не являлся и судить о его эффективности можно пока только гипотетически. Предварительные же оценки дают основание полагать, что при использовании сталей с наследственным мелким зерном аустенита и твердостью сердцевины не ниже 300 HV упрочнение поверхностной закалкой позволит допустить нагрузки, вызывающие напряжения $\sigma_{H\,max}$ до 1500...1600 МПа в передачах Новикова средних модулей.

Для передач с $m$ > 8 мм при поверхностном упрочнении уровень ГКП будет определяться исключительно прочностью сердцевины ввиду технологической трудности достижения требуемых толщин диффузионного слоя. В этом случае упрочнение будет направлено на повышение несущей способности передачи преимущественно по таким видам отказа, как излом, износ, задир и т.д. Поэтому для получения достаточной, например, изломной прочности необходимо наряду с требуемой прочностью сердцевины не стремиться к большой толщине упрочненного слоя, а ориентироваться на нижнюю границу интервала, т.е. соблюдать $h_{te} \le 0{,}15m$.

## Азотирование

В силу малой толщины упрочненного слоя, получаемого при данном виде ХТО, его влияние может сказываться только на передачах малого модуля. Уже при $m$ = 3,15 мм и $\sigma_H$ = 1400 МПа $b_H$ > 0,5 мм, и пре-

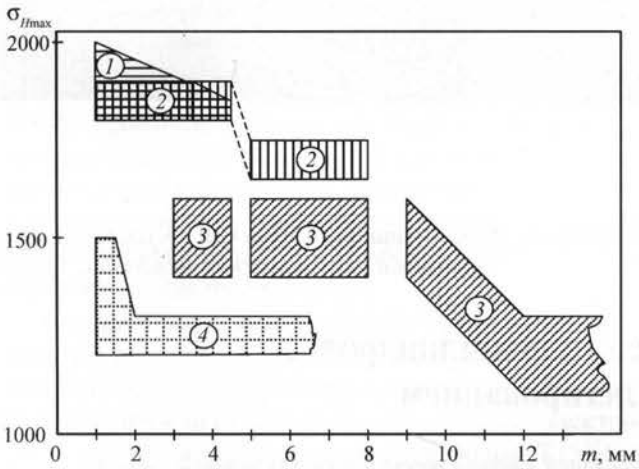



**Рис. 9. Изменение предельных значений контактных напряжений $\sigma_{H\max}$ (на базе $1 \cdot 10^7$ цикл.) при разных видах ТО и ХТО для зубчатых передач Новикова со стандартным исходным контуром в зависимости от модуля *m*:**

*1* – нитроцементация при $H_K \geq 350$ HV; *2* – цементация при $H_K > 300$ HV; *3* – поверхностная закалка после улучшения либо с глубинного нагрева; *4* – азотирование после улучшения

дельная нагрузочная способность будет определяться прочностью сердцевины.

Таким образом, все рассмотренные виды термического и химико-термического упрочнения, применяемые для эвольвентных передач, могут быть использованы и для передач Новикова.

На рис. 9 представлены рекомендуемые значения максимальных контактных напряжений $\sigma_{H\max}$ (при числе циклов $1 \cdot 10^7$) исходя из условия обеспечения ГКП для различных видов ТО (ХТО) в зависимости от модуля передач Новикова.

Влияние прочности сердцевины на нагрузочную способность для поверхностно упрочненных передач Новикова значительно существеннее, чем для эвольвентных, и рекомендации ГОСТ 21354–87 неприемлемы. При цементации, на взгляд авторов, корректна рекомендация из работы [2], а именно $H_K$ = = 32...40 HRC; при нитроцементации и азотировании нижнюю границу целесообразно поднять не менее чем до 35 HRC.

## ЛИТЕРАТУРА

1. **Технология** термической обработки стали. М.: Машиностроение. 1981. 607 с.

2. **Зинченко В.М.** Инженерия поверхности зубчатых колес методами химико-термической обработки. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 302 с.

3. **Онишков Н.П.** Местное напряженное состояние и оценка глубинной контактной прочности поверхностно упрочненных зубчатых передач Новикова: дисс. канд. техн. наук. Харьков. 1991. 164 с.

4. **Веретенников В.Я., Короткин В.И., Болдырева Л.Г.** Исследование нитроцементованных цилиндрических зубчатых передач Новикова для редукторов общего назначения // Вестник машиностроения. 1984. № 6. С. 21–23.

5. **Писаренко Г.С., Лебедев А.А.** Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. Киев: Наукова думка, 1976. 415 с.

6. **Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.В.** Справочник по сопротивлению материалов. Киев: Наукова думка, 1988. 736 с.

7. **Короткин В.И., Онишков Н.П.** О глубинной контактной прочности поверхностно-упрочненных зубчатых передач Новикова // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2002. № 1. С. 42–46.

8. **Effect** of case dept of fatigue / A. Yoshida, K. Fudjita, T. Kanehara, K. Ota // Bull. JSME. 1986. No 247. P. 228–234.

9. **Короткин В.И., Онишков Н.П., Харитонов Ю.Д.** Зубчатые передачи Новикова. Достижения и развитие. М.: Машиностроение-1, 2007. 384 с.

10. **Шепеляковский К.З.** Упрочнение деталей машин поверхностной закалкой при глубинном нагреве. М.: Машиностроение, 1972. 288 с.

11. **Головин Г.Ф., Замятин М.М.** Высокочастотная термическая обработка. Л.: Машиностроение. 1990. 239 с.

## АНОНС

*Читайте в следующем номере журнала:*

**Тюрин Ю.Н., Головенко С.И., Дуда И.М., Гарькавый Н.И.** Упрочнение шеек крупногабаритных коленчатых валов.

**Д.Н. Коротаев, Ю.К. Машков** *(Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия, Омск)*

# Восстановление деталей гидроцилиндров электроискровым легированием

*Представлены результаты экспериментальных исследований влияния технологических условий электроискрового легирования на толщину покрытия стальных деталей. Показано, что для восстановления изношенных стальных поверхностей поршней и штоков гидроцилиндров оптимальным условием является применение легирующего электрода на основе карбида титана при энергии импульса около 0,25 Дж.*

***Ключевые слова:*** *восстановление, электроискровое легирование, толщина покрытия, электрод, энергия импульса.*

*The results of experimental researches of influence of technological conditions electrospark modifying on thickness of a coating of steel details are submitted. Is shown, that for restoration of the worn out steel surfaces of pistons and rods of hydrocylinders optimum condition is application modifying of an electrode on a basis carbide titan at energy in a pulse about 0,25 J.*

***Key words:*** *restoration, electrospark modifying, thickness of a coating, electrode, energy of a pulse.*

Восстановление изношенных поверхностей деталей гидроцилиндров проводят разными традиционными методами напыления, пластической деформации и другими [1]. Новые возможности упрочнения и восстановления поверхностей трения открывают методы использования концентрированных потоков энергии, в частности *электроискрового легирования* (ЭИЛ). Процессы перестройки структуры, развивающиеся при этом, происходят в условиях, далеких от термодинамически равновесных, и позволяют получать поверхностные слои с уникальным комплексом физико-механических свойств совместно с восстановлением первоначальных размеров [2].

В работе исследовали влияние энергетических режимов обработки и вида материала легирующего электрода на толщину легированного покрытия. Для каждого режима упрочнения определяли время обработки до прекращения роста толщины слоя и максимальную толщину покрытия.

## Объект и методы исследования

Образцы для исследования изготовляли из конструкционных углеродистых сталей, традиционно применяемых для штоков и поршней гидроцилиндров; в качестве легирующих электродов использовали электроды, изготовленные из твердосплавных композиционных материалов ВК8, Т15К6 и сплава ВТ1–0.

Обработку образцов осуществляли на установке "Элитрон-22А", предназначенной для электроискровой обработки деталей машин на разных режимах; при этом энергия в импульсе варьировалась в пределах $E$ = 0,022...1,2 Дж.

Для построения временных зависимостей толщины легированных слоев измерения проводили периодически через каждые 2 мин обработки. Суммарное удельное время упрочнения не превышало 12 мин/см$^2$.

Толщину легированного слоя определяли на горизонтальном оптиметре ИКГ-3. Линейный прирост измеряли в шестнадцати точках поверхности, по которым определяли среднее значение толщины.

По полученным экспериментальным данным строили зависимости толщины легированного слоя от удельного времени обработки. Как показывают исследования [3], процесс нанесения легированного слоя характеризуется определенным временем обработки, после которого увеличение толщины этого слоя прекращается.

На рис. 1 приведены результаты исследования зависимостей толщины покрытия при ЭИЛ электродами ВК6М, Т15К6 и ВТ1–0 от времени обработки при разной энергии импульса. На рис. 2 представлены зависимости толщины стабилизированного покрытия на стали 45 от энергии импульса после ЭИЛ разными электродами.

## Обсуждение результатов

Анализ зависимостей на рис. 1 показывает, что при легировании стальных образцов на всех возможных режимах электроискровой установки наступает временной диапазон, когда увеличение толщины наносимого слоя прекращается, т.е. толщина покрытия стабилизируется и после 4...6 мин легирования ЭИЛ становится нецелесообразным.

Из полученных зависимостей $\delta = f(E)$ (рис. 2) следует, что влияние энергии искрового разряда на установившуюся толщину легированного слоя проявляется в зависимости от материала легирующего электрода. В случае использования электродов Т15К6 и ВТ1–0 имеет место немонотонный характер с экстремумом в области $E = 0{,}25$ Дж, где кривая $\delta = f(E)$ проходит через максимум. При легировании ВК6М в этой же области наблюдается минимум. Наибольшая толщина покрытия зафиксирована при упрочнении электродом из Т15К6 ($\delta$ = 78 мкм при $E = 0{,}25$ Дж).

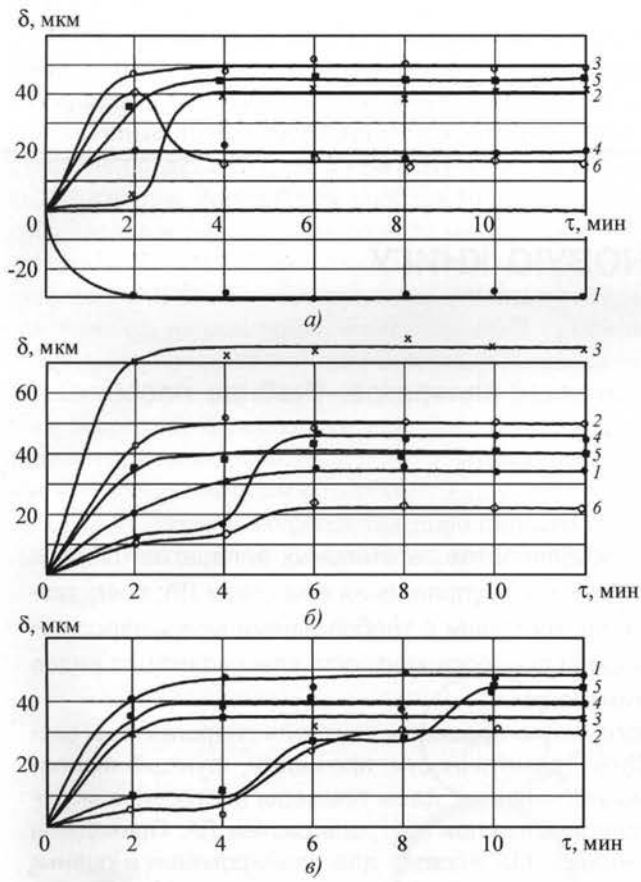



**Рис. 1. Зависимость толщины δ ЭИЛ-покрытия стали 45 от времени τ легирования:**
*а* – электрод ВТ1–0; *б* – Т15К6; *в* – ВК6М; *1* – энергия импульса $E = 0{,}022$ Дж; *2* – $E = 0{,}09$ Дж; *3* – $E = 0{,}25$ Дж; *4* – $E = 0{,}73$ Дж; *5* – $E = 0{,}86$ Дж; *6* – $E = 1{,}2$ Дж

Эрозия поверхности обрабатываемой детали отмечена при использовании электрода из ВТ1–0 на режимах $E < 0{,}09$ Дж. В диапазоне $E < 0{,}09$ Дж и $E > 0{,}86$ Дж наибольший рост толщины легированного покрытия обеспечивает ВК6М, а в области $0{,}09 < E < 0{,}86$ Дж – электрод из Т15К6.

Полученные результаты показывают, что при использовании электроискровой обработки для восстановления деталей трибосопряжений выбор оптимального материала легирующего электрода необходимо осуществлять с учетом зависимости прироста легированного покрытия от энергетических режимов. Так, на низких и высоких, в энергетическом отношении, режимах обработки, целесообразно применять электрод из ВК6М, а на средних режимах – Т15К6.

В таблице приведены значения времени стабилизации процесса формирования слоя, после которого рост покрытия прекращается или начинает снижаться.

Из таблицы следует, что энергетические режимы легирования неоднозначно влияют на стабилизацию толщины наносимого поверхностного слоя. Наи-

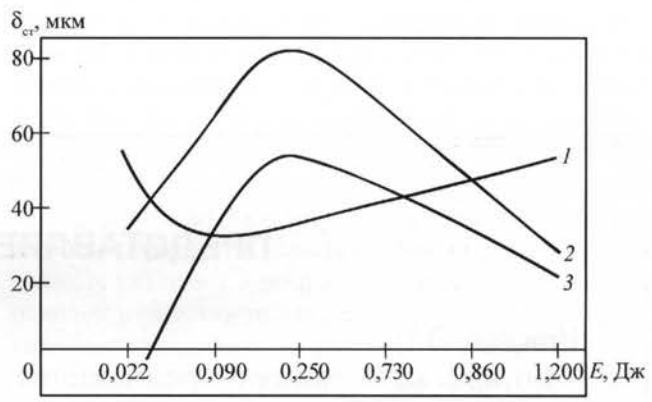



**Рис. 2. Зависимость стабилизированной толщины $\delta_{ст}$ покрытия стали 45 от энергии импульса легирующими электродами:**
*1* – ВК6М; *2* – Т15К6; *3* – ВТ1–0

**Время стабилизации формирования слоя, мин, при ЭИЛ стали 50**

| Номер режима | Энергия импульса, Дж | Электрод ВК6М | Электрод Т15К6 | Электрод ВТ1–0 |
|---|---|---|---|---|
| 1 | 0,022 | 6 | 6 | 0 |
| 2 | 0,090 | 8 | 4 | 4 |
| 3 | 0,250 | 4 | 4 | 2 |
| 4 | 0,730 | 4 | 6 | 2 |
| 5 | 0,860 | 10 | 4 | 4 |
| 6 | 1,200 | 8 | 6 | 4 |

большее время легирования для стабилизации требуется при обработке стали 50 электродом из твердого сплава ВК6М, затем в порядке уменьшения времени: электроды Т15К6 и ВТ1–0. На третьем и четвертом режимах упрочнения электродом ВТ1–0 время стабилизации составляет всего 2 мин на 1 см$^2$.

Ограничение толщины легированного слоя связано с тем, что при увеличении времени легирования происходит накопление внутренних напряжений в легированном слое, которые релаксируют в определенный момент с последующим хрупким разрушением поверхностного слоя. Данный факт подтверждается рентгеноструктурным исследованием напряженного состояния поверхности детали [3].

### Выводы

Исследование при обработке ЭИЛ прироста толщины покрытия с разными энергетическими режимами, показало, что в технологиях восстановления стальных деталей гидроцилиндров наибольшую эффективность процесса обеспечивают режимы с энергией импульса 0,25 Дж. При этом оптимальное время легирования составляет 2...4 мин независимо от материала легирующего электрода. Наибольшая толщина легированного слоя получена при использовании электрода из материала Т15К6.

### ЛИТЕРАТУРА

1. **Батищев А.Н., Голубев И.Г., Лялякин В.П.** Восстановление деталей сельскохозяйственной техники. М.: Информагротех, 1995. 296 с.

2. **Ким В.А.** Самоорганизация в процессах упрочнения, трения и изнашивания режущего инструмента. Владивосток: Дальнаука, 2001. 203 с.

3. **Ким В.А., Коротаев Д.Н.** Роль газовой среды в процессах электроискрового легирования // Изв. вузов. 1998. № 7–9. С. 116–118.

## ПРЕДСТАВЛЯЕМ НОВУЮ КНИГУ

**Рожков В.Н.**

Контроль качества при производстве летательных аппаратов: учебное пособие. М.: Машиностроение, 2007. 416 с.: ил.

Цена с НДС 396 р.

Приведены необходимые сведения о технологии и особенностях летательных аппаратов (ЛА) как объектов контроля, месте и значении контроля в структуре систем управления качеством ЛА; представлены терминология, принципы управления качеством в соответствии с требованиями международных стандартов ИСО 9000–2000, даны информационные модели процесса контроля, классификация видов и параметров контроля, а также направления его оптимизации.

Изложены специальные методы и типовые технологические процессы контроля гидрогазовых систем ЛА: монтажных напряжений, промышленной чистоты, герметичности, прочности, функционирования и др. Описаны особенности сертификации авиационной техники, даны примеры построения моделей, алгоритмов диагностирования и планирования эксперимента при контроле систем ЛА. Приведены сведения о применении программных продуктов (MS Project, MS Access) для планирования и оценки качества процессов контроля.

Для студентов вузов, обучающихся по направлению подготовки бакалавров и магистров 551000 "Авиа- и ракетостроение".

**Р.Н. Сайфуллин** *(Башкирский государственный аграрный университет, Уфа)*

# Способ электроконтактной приварки металлических порошков

*Предложен способ электроконтактной приварки металлических порошков для восстановления изношенных деталей машин и получения покрытий. Метод основан на запрессовке порошка в ячейки металлической сетки, предварительно закрепленной на поверхности детали контактной сваркой, и на последующей электроконтактной приварке напрессованного слоя.*

***Ключевые слова:*** *электроконтактная приварка, восстановление деталей машин, приварка металлических порошков.*

*The method of electro-contact welding of metal powders for restoring worn out machine components and for getting coatings is proposed. The method is based on pressing of the powder into the cells of metal net, which is fasten on the detail's surface by contact welding and following electro-contact welding of coating.*

***Key words:*** *electro-contact welding, restoring of machine components, welding of metal powders.*

Перспективным способом повышения износостойкости деталей машин является *электроконтактная приварка* (ЭКП) металлических порошков как на изношенные поверхности деталей машин (при восстановлении деталей), так и при получении порошковых покрытий. Актуальной проблемой данного способа является подача порошкового материала в зону приварки особенно при использовании цилиндрических деталей, так как возникают проблемы с потерями порошка на осыпание, с регулировкой толщины покрытия и предотвращением смывания порошка охлаждающей жидкостью. Поэтому было бы эффективным закрепить порошковый материал определенной толщины на поверхности детали, а затем приварить его электроконтактным способом.

Обзор способов закрепления порошкового материала на поверхности детали в основном сводится к прессованию порошка на поверхности с последующим оплавлением порошкового слоя в индукторе или закреплении порошка на детали с помощью связующего. Но при ЭКП напрессованный на цилиндрическую деталь слой порошка разрушается вследствие воздействия приложенной нагрузки от роликовых электродов и незначительной прочности напрессованного порошка, а использование полимерных связующих ухудшает прочность сцепления покрытия с основой и экологические параметры процесса ЭКП. Поэтому предложен следующий способ ЭКП металлических порошков (рис. 1).

На поверхность изделия *1* методом ЭКП в нескольких точках приваривают металлическую сетку *2*. Из бункера *3* порошок *4* подается на металлическую сетку *2* под накатывающий ролик *5*, ширина которого должна быть больше ширины ячейки сетки (в про-

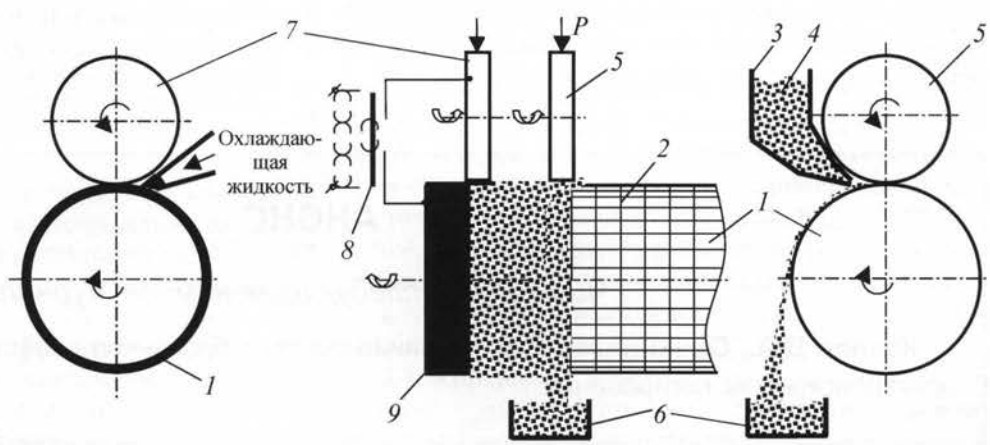



**Рис. 1. Схема электроконтактной приварки металлических порошков**

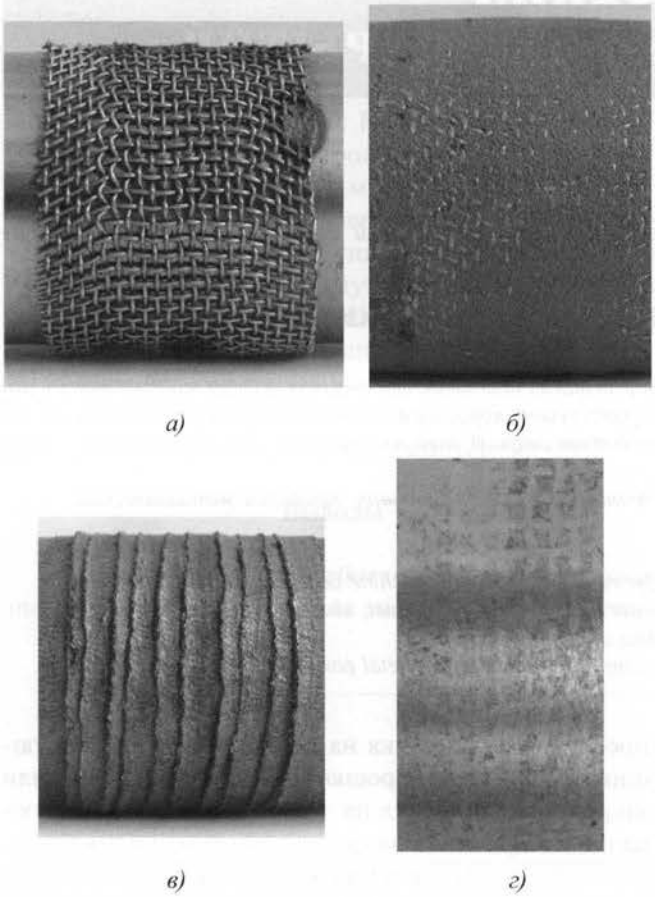


**Рис. 2. Этапы получения порошкового покрытия:**
*а* – металлическая сетка на поверхности детали, приваренная ЭКП; *б* – поверхность порошкового слоя после запрессовки порошка в ячейки сетки; *в* – поверхность покрытия после ЭКП; *г* – поверхность покрытия после шлифования

тивном случае затрудняется запрессовка порошка в ячейки). Накатывающий ролик *5* уплотняет размещенный на металлической сетке порошок и запрессовывает его в ячейки. Осыпавшийся с детали ненапрессованный порошок собирается в поддон *6*. Запрессованный в металлическую сетку порошок поступает под роликовый электрод *7*, где под действием импульсов сварочного тока от источника *8* его приваривают к детали, образуя покрытие *9*.

Уплотнение покрытия перед приваркой стабилизирует его электрическое сопротивление, уменьшает пористость, создает равномерную плотность по ширине ролика, что позволяет снизить необходимое давление на роликовый электрод на 10...20 %, уменьшить выдавливание металла из-под роликового электрода и в результате получить покрытие более высокого качества. Толщина покрытия регулируется толщиной используемой металлической сетки – чем она больше, тем больше толщина полученного покрытия. Охлаждающая жидкость не смывает порошок во время ЭКП, что позволяет одновременно закаливать покрытие.

Запрессовывание металлического порошка в сетку было известно и ранее [1], но эти способы отличаются необходимостью использования дополнительного устройства для запрессовки и сложностью конструкции. В данном случае используют одну установку для ЭКП, только вместо роликовых электродов устанавливают ролики для запрессовки порошка.

На рис. 2 показаны этапы получения покрытия из порошка ПГ-С1. ЭКП проводили на следующих режимах: сварочный ток – 8...9 кА; усилие прижима накатывающегося ролика – 50 МПа, роликового электрода – 30 МПа; скорость приварки – 0,01 м/с; ширина накатывающегося ролика – 6 мм, роликового электрода – 5 мм; размер ячейки сетки – 2×2 мм, толщина сетки – 1,5 мм. После приварки получали слой толщиной 1,2...1,4 мм с плотностью покрытия 94...96 %. Прочность сцепления с основой достигает 200 МПа, твердость покрытия 50...55 HRC. Для лучшей фиксации порошка в ячейках сетки порошок смешивали с раствором канифоли, который кроме прочего улучшает прочность сцепления покрытия с основным металлом детали [2].

**ЛИТЕРАТУРА**

1. **А.с. СССР № 1041214 В 22 F 7/04,** 15.09.1983. Бюл. № 34.

2. **Сайфуллин Р.Н.** Влияние неметаллических компонентов на прочность сцепления порошкового покрытия // Упрочняющие технологии и покрытия. 2007. № 5. С. 35–36.

## АНОНС

*Читайте в следующем номере журнала:*

**Козлов Д.А., Овчинников В.В.** Влияние состава бронзы на свойства стали 30ХГСН2А при электроискровом легировании.

# Методы определения жаростойкости защитных покрытий (по ГОСТ 9.312–89)

Стандарт распространяется на защитные металлические покрытия – диффузионные и конденсационные, наносимые на жаростойкие, жаропрочные металлические материалы, и устанавливает методы лабораторных испытаний на жаростойкость и методы прогнозирования долговечности защитных покрытий в условиях воздействия повышенных температур в средах, имитирующих состав продуктов сгорания топлива.

## 1. Требования к образцам

1.1. Форма и размеры образцов под покрытие должны соответствовать указанным в ГОСТ 6130.

1.2. При вырезке образцов из готовых изделий допускается изменять конфигурацию образцов, при этом площадь рабочей поверхности должна быть не менее чем у образцов, указанных в ГОСТ 6130.

1.3. Способы изготовления образцов должны исключать возникновение в них механических и термических напряжений, не характерных для изделий.

1.4. Шероховатость поверхности образцов под покрытие – по техническим условиям на изделие.

1.5. Шероховатость поверхности образцов с покрытием должна соответствовать значениям, предусмотренным на каждый тип покрытия, но быть не более $Ra$ = 2,5 мкм по ГОСТ 2789.

1.6. Рабочая поверхность образцов не должна иметь следов коррозии, цветов побежалости, если это не указано в технических условиях на покрытие.

1.7. Для размещения образцов в установке допускается сверление отверстий на расстоянии 5...8 мм от верхней кромки образцов. Края отверстий не должны иметь заусенцев. Допускается проводить испытания на образцах, вырезанных из изделий с покрытиями. Образующиеся при этом поверхности срезов следует защищать специальным покрытием, процесс нанесения которого на образцы не влияет на свойства основного исследуемого покрытия.

1.8. Для маркировки образцов применяют клеймение на одном из торцов для цилиндрических образцов или на верхней кромке для плоских образцов. Допускается наносить маркировку на ярлыки из жаростойких металлов.

1.9. Наличие дефектов в покрытии (поры, трещины, сколы и др.) проверяют на каждом образце с помощью лупы с 3...5-кратным увеличением. Образцы с дефектами в покрытии к испытаниям не допускаются.

1.10. К испытаниям допускаются образцы с одинаковой толщиной однотипных покрытий с близким химическим составом и структурным состоянием. Допускается отклонение толщины покрытия от номинальной не более ±5 %.

1.11. Перед испытанием на жаростойкость образцы должны быть обезжирены органическим растворителем.

1.12. Образцы для *электронно-зондового рентгеновского микроанализа (ЭРМА)* и металлографического анализа изготовляют из образцов до и после испытаний на жаростойкость. Размеры образца должны обеспечивать возможность его размещения в оправке диаметром 20...25 мм, а его высота должна быть не более 8 мм.

## 2. Испытательное оборудование, аппаратура и среды

2.1. Установки для испытания образцов с покрытиями должны удовлетворять следующим требованиям:

иметь систему подачи и отвода газовой среды;

обеспечивать равномерное омывание поверхности всех испытуемых образцов газовой средой;

сохранять заданные составы и скорости потока подаваемой среды на протяжении всего периода испытаний;

иметь необходимую контрольно-измерительную аппаратуру;

обеспечивать подачу нагретой до температуры 300...400 °С среды на входе в рабочее пространство установки с образцами, нагретое до заданной температуры;

обеспечивать непрерывный поток среды в контролируемых количествах в течение всего периода испытаний со скоростью не менее 0,025 м/с (скорость потока устанавливают исходя из условия сохранения постоянства состава вводимой среды);

иметь систему автоматического управления и поддержания режимов теплового воздействия на образцы.

2.2. Испытательные среды, обмазки золовых отложений – по ГОСТ 6130 и ГОСТ 9.905.

2.3. Контроль и измерение расхода компонентов газовой среды осуществляются систематически в течение всего периода испытаний.

2.4. Применяемое для нагрева оборудование должно обеспечивать реализацию требуемых режимов нагрева (охлаждения) при выдержке образцов в течение всего периода испытаний, при этом отклонение температуры на образцах не более 0,7 % при температуре до 850 °С и не более 1 % при температуре свыше 850 °С.

2.5. Контроль, измерение и регистрацию температуры образцов осуществляют в течение всего периода испытаний.

2.6. ЭРМА проводят на электронно-зондовых рентгеновских микроанализаторах, оборудованных системой автоматизации и управлением от ЭВМ всеми спектрометрами и тремя осями перемещения образцов. Травление образцов не допускается.

2.7. Металлографический анализ покрытий на образцах проводят на оптическом микроскопе на травленых шлифах при 200...1000-кратном увеличении.

### 3. Проведение испытаний

3.1. Режим испытаний по температуре и химическому составу среды должны обеспечивать условия реального коррозионного процесса или быть наиболее близким к ним.

3.2. При испытаниях длительностью не более 100 ч образцы загружают в печь, имеющую заданную температуру. Окончанием испытаний считают момент выгрузки образцов из горячей печи. При испытаниях свыше 100 ч допускается загрузка образцов в холодную печь. Началом испытаний считают момент достижения в рабочей зоне контейнера с образцами заданной температуры. Окончанием испытаний считают момент выключения печи (или выгрузки образцов) по истечении заданного периода испытаний.

3.3. Газовую среду подают в контейнер с образцами с момента включения печи.

3.4. Продолжительность испытаний, определяемая в зависимости от срока службы материала с защитным покрытием, должна соответствовать указанной в таблице.

3.5. Для определения жаростойкости защитного покрытия периодический отбор образцов должен производиться по ГОСТ 6130 через 5, 10, 20, 50, 100, 200, 500, 1000, 2000, 5000, 10000 ч (экспериментальные точки). Число эксперимeтальных точек должно быть не менее пяти.

**Продолжительность испытаний в зависимости от срока службы материала**

| Срок службы материала с покрытием, ч | Продолжительность испытаний, ч |
|---|---|
| Св. 50000 до 100000 | 10000 |
| " 30000 до 50000 | 5000 |
| " 10000 до 30000 | 3000 |
| Менее 10000 | 2000 или 20 % от срока службы |

Примечание. Для сравнительной оценки при выборочных испытаниях допускается устанавливать время испытаний менее указанного (на 2 % от срока службы).

3.6. Количество образцов на каждую экспериментальную точку должно быть не менее трех.

3.7. Соприкосновение образцов с подставкой или тиглем должно быть только в отдельных точках.

3.8. В случае преждевременного разрушения покрытия не коррозионного происхождения (сколы, сквозные трещины, отслаивание и др.) на нескольких параллельно исследуемых образцах вся партия снимается с испытаний.

3.9. Определение концентрации элементов в покрытии проводят на микрошлифах через промежутки времени, указанные в п. 3.5. Травление образцов не допускается. Микрошлиф изготовляют в оправке, которая должна плотно прилегать к внешней поверхности образца.

3.10. Плоскость шлифа должна быть перпендикулярна к исследуемой поверхности края. Наличие "завалов" края образца не допускается.

3.11. Для предохранения шлифа от "завалов" и установления его в микроанализатор образец следует заливать в оправку. Металлографический анализ и ЭРМА проводят на одном и том же микрошлифе.

3.12. Металлографический анализ структуры покрытия проводят на травленых микрошлифах.

3.13. Результаты испытаний исключаются из рассмотрения при нарушении температурного режима испытаний и состава испытательной среды.

*(Продолжение следует.)*

ООО "Издательство **Машиностроение**",
107076, Москва, Стромынский пер., 4.
Учредитель ООО "Издательство Машиностроение".
**E-mail: utp@mashin.ru.**
**Web-site: www.mashin.ru.**
Телефоны редакции журнала: (495) 268-40-77, 269-54-96; факс: (495) 268-85-26, 269-48-97.
Дизайнер *Поджиботов К.Ю.*
Технический редактор *Тупталов С.Ю.*
Корректоры *Сажина Л.И., Сонюшкина Л.Е.*
Сдано в набор 27.05.08 г. Подписано в печать 03.07.08 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 6,86. Уч.-изд. л. 7,43. Заказ 850. Свободная цена.
Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ОАО "Издательство "Машиностроение".
Отпечатано в ООО "Подольская Периодика", 142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, д. 15

Рисунок к статье В.М. Неровного, О.И. Михальцевича

**"РАСШИРЕНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ РЕМОНТА ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ДУГОВОЙ ПАЙКОЙ В ВАКУУМЕ"**

Рис. 2. Сканируемый столб ДРПК (ток разряда $I$ = 120 А, напряжение разряда $U$ = 26 В, длина дугового промежутка $l$ = 10 см, диаметр полости катода $d_к$ = 0,4 см, подача аргона через полость катода $G$ = 2,0 мг/с)

Рисунок к статье Ю.Р. Копылова

**"ОСОБЕННОСТИ ВИБРОУДАРНОГО УПРОЧНЕНИЯ ДЛИННОМЕРНЫХ ДЕТАЛЕЙ"**

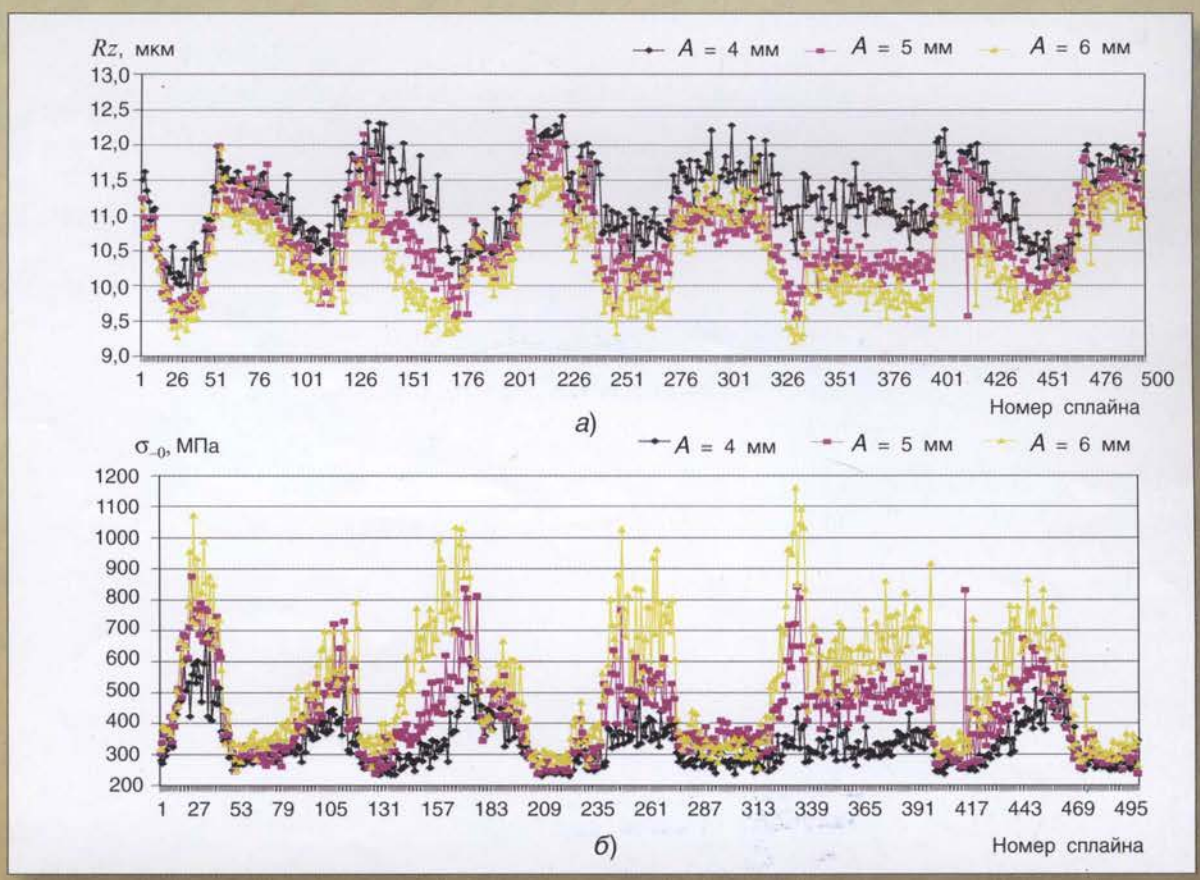



Рис. 2. График посплайнового распределения среднеарифметической высоты микронеровностей $Rz$ (*а*) и остаточных напряжений $\sigma_{-0}$ (*б*) в сечении $A-A$ в зависимости от амплитуды $A$ ($f$ = 21 Гц; $k_з$ = 80 %)