

УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ПОКРЫТИЯ

Том 15
2019
№ 7 (175)
ИЮЛЬ

Издается с января 2005 г.

Главный редактор
д.т.н., проф.
Ю.В. ПАНФИЛОВ

Председатель редакционного совета

д.т.н., проф., заслуженный
деятель науки и техники РФ
В.Ф. БЕЗЪЯЗЫЧНЫЙ

Заместитель главного редактора

д.ф.-м.н., проф.
В.Ю. ФОМИНСКИЙ

Заместители председателя редакционного совета:

д.т.н., проф.
В.Ю. БЛЮМЕНШТЕЙН
д.т.н., проф.
А.В. КИРИЧЕК
д.т.н., проф.
О.В. ЧУДИНА

Редакционный совет:

Ю.П. АНКУДИМОВ, к.т.н., доц.
В.П. БАЛКОВ, к.т.н.
В.М. БАШКОВ, к.т.н., доц.
А.И. БЕЛИКОВ, к.т.н., доц.
А.И. БОЛДЫРЕВ, д.т.н., проф.
С.Н. ГРИГОРЬЕВ, д.т.н., проф.
В.Е. ГРОМОВ, д.ф.-м.н., проф.
В.А. ЗЕМСКОВ, к.т.н.
С.А. КЛИМЕНКО, д.т.н., проф.
Ю.Р. КОПЫЛОВ, д.т.н., проф.
Н.К. КРИОНИ, д.т.н., проф.
В.П. КУЗНЕЦОВ, д.т.н., проф.
В.А. ЛЕБЕДЕВ, к.т.н., проф.
В.В. ЛЮБИМОВ, д.т.н., проф.
Е.Д. МАКАРЕНКО
Б.Я. МОКРИЦКИЙ, д.т.н., проф.
Ф.И. ПАНТЕЛЕЕНКО, д.т.н., проф.
Х.М. РАХИМЯНОВ, д.т.н., проф.
Б.П. САУШКИН, д.т.н., проф.
В.П. СМОЛЕНЦЕВ, д.т.н., проф.
А.М. СМЫСЛОВ, д.т.н., проф.
Г.А. СУХОЧЕВ, д.т.н., проф.
В.П. ТАБАКОВ, д.т.н., проф.
В.А. ШУЛОВ, д.ф.-м.н., проф.
М.Л. ХЕЙФЕЦ, д.т.н., проф.

Редакция:

О.С. ЛУКАШЕНКО
А.В. ОРЛОВА
Е.А. СЕРИКОВА

Журнал распространяется по подписке, которую можно оформить в любом почтовом отделении (индекс по каталогу "Пресса России" 39269) или в издательстве.
Тел.: (499) 269-52-98,
268-47-19.
E-mail: realiz@mashin.ru, utp@mashin.ru

Журнал зарегистрирован в Роскомнадзоре.
Свидетельство о регистрации ПИ № ФС 77-63956 от 09.12.2015 г.

СОДЕРЖАНИЕ



ОБЩИЕ ВОПРОСЫ УПРОЧНЕНИЯ

Гурьянов Г.Н. Взаимосвязь угла рабочего конуса волокна и коэффициента вытяжки при минимальной силе волочения проволоки из разных материалов 291



МЕХАНИЧЕСКАЯ УПРОЧНЯЮЩАЯ ОБРАБОТКА

Копылов Ю.Р., Копылов А.Ю. Расчет погрешностей динамических и технологических параметров качества поверхностного слоя при виброударном упрочнении длинномерной балки с ограниченным запасом прочности на основе сплайновой аппроксимации 304



ОБРАБОТКА КОНЦЕНТРИРОВАННЫМИ ПОТОКАМИ ЭНЕРГИИ

Биргер Е.М., Архипов В.Е., Поляков А.Н. Газодинамическое напыление. Физические основы и параметры процесса. (Обзор. Часть 2) 309
Марахтанов М.К., Хохлов Ю.А., Со Ту Аунг. Исследование влияния расхода плазмообразующего газа на режим работы ускорителя с анодным слоем 318



ХИМИЧЕСКАЯ, ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКАЯ И ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА

Громов В.И., Курпякова Н.А., Коробова Е.Н., Дорошенко А.В. Влияние промежуточной механической обработки на структуру и свойства диффузионного слоя при проведении комбинированной химико-термической обработки 323
Криони Н.К., Ишулова А.Р., Мордвинова А.Ю. Математическое моделирование процесса островкового азотирования легированных сталей 328



ОБРАБОТКА КОМБИНИРОВАННЫМИ МЕТОДАМИ

Сокольников В.Н., Сухочев Г.А., Коденцев С.Н. Исследование режимов комбинированной упрочняющей обработки при доводке высокооборотных роторов 332

Перепечатка, все виды копирования и воспроизведения материалов, публикуемых в журнале "Упрочняющие технологии и покрытия", допускаются со ссылкой на источник информации и только с разрешения редакции

Журнал входит в Перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней по группам научных специальностей: 05.02.07 – Технология и оборудование механической и физико-технической обработки; 05.02.08 – Технология машиностроения; 05.05.03 – Колесные и гусеничные машины; 05.05.06 – Горные машины; 05.16.01 – Металловедение и термическая обработка металлов и сплавов; 05.16.05 – Обработка металлов давлением; 05.16.06 – Порошковая металлургия и композиционные материалы, в базу данных Chemical Abstracts, в Russian Science Citation Index на платформе Web of Science

STRENGTHENING TECHNOLOGIES AND COATINGS

Vol. 15
2019
№ 7 (175)
July

Since 2005, January

Editor-in-Chief

Dr. of Eng. Sci.
Yu.V. PANFILOV

Chair of Editorial Council

Dr. of Eng. Sci., The honoured worker of a science and technics of the RF
V.F. BEZYAZYCHNYI

Editorial Assistant

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
V.P. BALKOV
V.M. BASHKOV
A.I. BELIKOV
A.I. BOLDYREV
S.N. GRIGORIEV
V.E. GROMOV
V.A. ZEMSKOV
S.A. KLIMENKO
Yu.R. KOPYLOV
N.K. KRIONI
V.P. KUZNETSOV
V.A. LEBEDEV
V.V. LYUBIMOV
E.D. MAKARENKO
B.Ya. MOKRITSKY
F.I. PANTELEENKO
H.M. RAKHIMYANOV
B.P. SAUSHKIN
V.P. SMOLENTSEV
A.M. SMYSLOV
G.A. SUKHOICHEV
V.P. TABAKOV
V.A. SHULOV
M.L. KHEIFETS

Edition:

O.S. LUKASHENKO
A.V. ORLOVA
E.A. SERIKOVA

Journal is spreaded on a subscription, which can be issued in any post office (index on the catalogue "Pressa Rossii" 39269) or in publishing office.
Ph.: (499) 269-52-98, 268-47-19.
E-mail: realiz@mashin.ru, utp@mashin.ru

Journal is registered by Roskomnadzor. The certificate of registration ПИ № ФС 77-63956. 09.12.2015

CONTENTS



GENERAL QUESTIONS OF STRENGTHENING

Gur'yanov G.N. Relationship of die cone angle and drawing ratio with minimum drawing force of wire from different materials 291



MECHANICAL STRENGTHENING PROCESSING

Kopylov Yu.R., Kopylov A.Yu. Errors calculation of dynamic and technological parameters of surface layer quality at shock-vibrating hardening of limited safety margin long beam on basis of spline approximation 304



PROCESSING BY CONCENTRATED STREAMS OF ENERGY

Birger E.M., Arkhipov V.E., Polyakov A.N. Gas-dynamic spraying. Physical basis and process parameters (Overview. Part 2) 309
Marakhtanov M.K., Khokhlov Yu.A., Soe Thu Aung. Study of effect of plasma gas flow on operating condition of anode layer accelerator 318



CHEMICAL, CHEMICO-THERMAL AND ELECTROCHEMICAL PROCESSING

Gromov V.I., Kurpyakova N.A., Korobova E.N., Doroshenko A.V. Effect of intermediate machining on structure and properties of diffusion layer during combined chemical and heat treatment 323
Krioni N.K., Ishkulova A.R., Mordvinova A.Yu. Mathematical modelling of islet nitriding process of alloyed steels 328



PROCESSING BY COMBINED METHODS

Sokol'nikov V.N., Sukhoichev G.A., Kodentsev S.N. Study of combined strengthening treatment conditions for refining of high-speed rotors 332

Reprint is possible only with the reference to the journal
"Strengthening technologies and coatings"

Journal is included in the List of the Highest Attestation Committee of Russian Federation (VAK RF) for publication of basic results of doctoral theses according to groups of science specialty: 05.02.07 – Technology and equipment of mechanical and physical-technique processing; 05.02.08 – Mechanical-engineering technology; 05.05.03 – Wheeled and crawler machines; 05.05.06 – Mining machines; 05.16.01 – Metal science and heat treatment of metals and alloys; 05.16.05 – Metal pressure treatment; 05.16.06 – Powder metallurgy and composite materials,
Chemical Abstracts database, Russian Science Citation Index on Web of Science platform



Г.Н. Гурьянов
(ОАО "НИИМетиз", г. Магнитогорск)
E-mail: ggnbelorhome@rambler.ru

Взаимосвязь угла рабочего конуса волоки и коэффициента вытяжки при минимальной силе волочения проволоки из разных материалов

Выполнены расчеты оптимального угла волочения по формулам А.Л. Тарнавского, Г.Л. Колмогорова, А.М. Должанского и формулам автора статьи при разных параметрах деформации. Оптимальный угол волочения уменьшается по формуле А.Л. Тарнавского и увеличивается по формуле А.М. Должанского с ростом длины калибрующего пояса. Значение оптимального угла волочения больше по формуле Г.Л. Колмогорова. Влияние формы кривой упрочнения на оптимальный угол волочения, учитываемое формулами автора статьи, снижается с уменьшением коэффициентов вытяжки и трения и с увеличением напряжения противонапряжения. Предложены формулы для расчета коэффициента вытяжки при оптимальном угле волочения. Выполнены расчеты коэффициента вытяжки при разных значениях оптимального угла волочения и параметрах деформации. По предложенным формулам значение коэффициента вытяжки меньше зависит от формы кривой упрочнения, чем от коэффициента трения и напряжения противонапряжения. Показана взаимосвязь значений угла волочения и коэффициента вытяжки при минимальном осевом напряжении. При построении рациональных режимов волочения технолог проволочного производства должен учитывать характер взаимосвязи значений угла рабочего конуса волоки и коэффициента вытяжки при минимальной силе волочения.

Ключевые слова: волочение, проволока, угол волочения, модель упрочнения, параметры деформации, коэффициенты вытяжки и трения, противонапряжение, калибрующий пояс волоки.

The optimal drawing angle are calculated by the A.L. Tarnavsky, G.L. Kolmogorov, A.M. Dolzhansky formulas and the article author formulas for different deformation parameters. The optimal drawing angle decreases according to the A.L. Tarnavsky formula and increases according to A.M. Dolzhansky formula with increase in the length of the die parallel. The value of the optimum drawing angle is larger by the G.L. Kolmogorov formula. The effect of the shape of the hardening curve on the optimum drawing angle, which is taken into account by the article author formulas, decreases with decrease in the drawing and friction coefficients and with increase in the back-pull stress. Formulas are proposed for calculating the drawing coefficient at the optimum drawing angle. Calculations of the drawing coefficient for different values of the optimal drawing angle and deformation parameters are performed. According to the proposed formulas, the value of the drawing coefficient is less dependent on the shape of the hardening curve than on the friction coefficient and the back-pull stress. The relationship between the values of the drawing angle and the drawing coefficient is shown at minimum axial stress. The technologist of wire production must take into account the nature of the relationship between the values for the die cone angle and the drawing coefficient with the minimum drawing force when constructing rational modes of drawing.

Keywords: drawing, wire, drawing angle, hardening model, strain parameters, drawing and friction coefficients, back-pull, die parallel.

Введение

Экономия энергии в процессе волочения предусматривает выбор рациональных параметров деформации [1–6]. Предложен ряд формул для расчета угла $\alpha_{\text{опт}}$ рабочего конуса волоки, обеспечивающего минимальную силу волочения [3, 7–9]. При выводе формул используются уравнения для рас-

чета осевого напряжения σ_z , включающие среднее значение предела текучести в очаге пластической деформации. Например, в работе [3] приведена формула для расчета угла $\alpha_{\text{опт}}$, обеспечивающего минимальное осевое напряжение:

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{f \ln \mu c (1 - 4fL/d_k)}{0,77}}, \quad (1)$$

где f — коэффициент трения;
 $\mu = d_0^2/d_k^2$ — коэффициент вытяжки;
 d_0 и d_k — значения диаметра проволоки (прутка) соответственно на входе и выходе волоки;
 $c = 1 - \sigma_q/\sigma_T$; σ_q — напряжение противонапряжения;
 $\sigma_T = (\sigma_{T0} + \sigma_{Tk})/2$ — средний предел текучести в очаге пластической деформации;
 σ_{T0} , σ_{Tk} — предел текучести соответственно на входе и выходе рабочего конуса волоки;
 L — длина калибрующего пояска волоки.
 При отсутствии противонапряжения ($\sigma_q = 0$) и калибрующего пояска ($L = 0$) формула (1) принимает вид:

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{f \ln \mu}{0,77}}. \quad (2)$$

Известна формула А.М. Должанского [7]

$$\alpha_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{f \ln \mu (1 + 2mf)}{0,77 - 2mf}}, \quad (3)$$

где $m = L/d_k$.

Формула (3) упрощается при отсутствии калибрующего пояска ($L = 0$):

$$\alpha_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{f \ln \mu}{0,77}}. \quad (4)$$

Значения оптимального угла $\alpha_{\text{опт}}$ по формулам (2) и (4) мало отличаются [10].

Авторами работы [4] предложены модифицированная формула И.Л. Перлина для расчета напряжения волочения σ_Z и следующая из этой формулы зависимость для угла $\alpha_{\text{опт}}$:

$$\sigma_Z = \left(\ln \mu + \frac{4}{3\sqrt{3}} \operatorname{tg} \alpha \right) [\sigma_T + f(\sigma_T - \sigma_q)] + \sigma_q; \quad (5)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{опт}} = 1,414 \sqrt{f \ln \mu (1 - \sigma_q/\sigma_T)}. \quad (6)$$

Из формулы (6) получена зависимость для расчета коэффициента вытяжки по оптимальному значению угла $\alpha_{\text{опт}}$ [4]:

$$\mu_{\text{опт}} = \exp \frac{\operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}}}{2f(1 - \sigma_q/\sigma_T)}. \quad (7)$$

В работах [8, 9] при моделях упрочнения (8) и (9) предложены соответствующие формулы (10) и (11) для расчета угла $\alpha_{\text{опт}}$:

$$\sigma_{Tk} = \sigma_{T0} \mu^k; \quad (8)$$

$$\sigma_{Tk} = \sigma_{T0} + m \varepsilon^n = \sigma_{T0} + m(\ln \mu)^n; \quad (9)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{опт}}^2 = \frac{3\sqrt{3}}{2} f \frac{\mu^k - 1}{k(\mu^k + 1)} \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{T0}} \right) = \frac{f(\mu^k - 1)(1 - \sigma_q/\sigma_{T0})}{0,385k(\mu^k + 1)}; \quad (10)$$

$$\operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}} = Af(1 - \sigma_q/\sigma_{T0})/B, \quad (11)$$

где

$\varepsilon = \ln \mu$ — степень деформации;

$A = \sigma_{T0} \ln \mu + m(\ln \mu)^{n+1}/(n+1)$;

$B = 2\sqrt{3}\sigma_{T0}(2 + m(\ln \mu)^n/\sigma_{T0})/9$;

k, m, n — коэффициенты упрочнения при моделях упрочнения (8) и (9).

При отсутствии деформационного упрочнения ($k = m = 0$) из формул (10) и (11) следует:

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{опт}}^2 = \frac{3\sqrt{3}}{4} f \ln \mu \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{T0}} \right). \quad (12)$$

Зная угол $\alpha_{\text{опт}}$, из формул (10) и (12) можно определить значение коэффициента вытяжки соответственно:

$$\mu_0 = \frac{\left[f \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{T0}} \right) + \frac{2k \operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}}}{3\sqrt{3}} \right]^{1/k}}{\left[f \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{T0}} \right) - \frac{2k \operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}}}{3\sqrt{3}} \right]^{1/k}} = \quad (13)$$

$$= \frac{\left[f(1 - \bar{\sigma}_q) + 0,385k \operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}} \right]^{1/k}}{\left[f(1 - \bar{\sigma}_q) - 0,385k \operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}} \right]^{1/k}};$$

$$\mu_0 = \exp \left[\frac{4 \operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}}}{3\sqrt{3} f (1 - \sigma_q/\sigma_{T0})} \right] = \exp \left[\frac{0,77 \operatorname{tg}^2 \alpha_{\text{опт}}}{f(1 - \bar{\sigma}_q)} \right]. \quad (14)$$

Из формулы (11) коэффициент вытяжки μ_0 не может выражаться простой аналитической зависимостью, как из выражений (13) и (14). Поэтому коэффициент μ_0 при модели упрочнения (9) рассчитывали численным методом решения уравнения (11).

В работах [8, 9] приведены оптимальные значения угла $\alpha_{\text{опт}}$ при разных моделях упрочнения. Однако не показана взаимосвязь значений угла $\alpha_{\text{опт}}$ и коэффициента вытяжки μ_0 . Представляет интерес сравнение значений коэффициента вытяжки μ_0 при величине угла $\alpha_{\text{опт}}$ по формулам (7), (13) и (14).

Цель работы — определить и сравнить значения угла $\alpha_{\text{опт}}$ и коэффициента вытяжки μ_0 при разных методах расчета и параметрах деформации проволоки.

Аналитические зависимости для расчета исследуемых показателей

На выходе рабочего конуса осевое напряжение σ_{Zk} рассчитывали по формуле:

$$\sigma_{Zk} = \sigma_{Z1} + \sigma_{Zq} + \sigma_{Cd}, \quad (15)$$

где σ_{Z1} — прирост осевого напряжения в рабочем конусе;

σ_{Zq} — прирост от действия напряжения противонапряжения σ_q ;

σ_{Cd} — прирост напряжения на деформацию сдвига металла.

Составляющие формулы (15) при моделях упрочнения (8) и (9) определяются соответствующими зависимостями [9, 11]:

$$\sigma_{Z1} = \frac{\sigma_{T0}}{k} (\mu^k - 1)(1 + f/\text{tg}\alpha); \quad (16)$$

$$\sigma_{Z1} = \left[\sigma_{T0} \ln \mu + \frac{m}{n+1} (\ln \mu)^{n+1} \right] (1 + f/\text{tg}\alpha); \quad (17)$$

$$\sigma_{Zq} = \sigma_q \left[1 - \frac{f(\mu^k - 1)}{k \text{tg}\alpha} \right]; \quad (18)$$

$$\sigma_{Zq} = \sigma_q \left[1 - \frac{f}{\text{tg}\alpha} \left(\ln \mu + \frac{m(\ln \mu)^{n+1}}{\sigma_{T0}(n+1)} \right) \right]; \quad (19)$$

$$\sigma_{Cd} = \frac{2\sigma_{T0} \text{tg}\alpha (1 + \mu^k)}{3\sqrt{3}}; \quad (20)$$

$$\sigma_{Cd} = \frac{2\text{tg}\alpha (2\sigma_{T0} + m(\ln \mu)^n)}{3\sqrt{3}}. \quad (21)$$

В работе [12] предложена формула для расчета прироста осевого напряжения, учитывающая напряженное состояние в рабочем конусе:

$$\sigma_{Zп} = 2fL(\sigma_{Tk} - \sigma_{Zk})/r_k, \quad (22)$$

где σ_{Zk} — осевое напряжение на выходе рабочего конуса;

r_k — радиус заготовки после деформации.

Прирост $\sigma_{Zп}$ зависит от параметров деформации через величину напряжения σ_{Zk} , которая определяется также формой кривой упрочнения [12, 13].

Осевое напряжение на выходе калибрующего пояса волокна равно

$$\sigma_Z = \sigma_{Zk} + \sigma_{Zп}. \quad (23)$$

Коэффициент запаса прочности по И.Л. Перлину определяли по формуле [2]:

$$\gamma = \sigma_{Tk}/\sigma_{Zk}. \quad (24)$$

Абсолютный запас прочности Z_{ap} при коэффициенте вытяжки μ с учетом принятых моделей упрочнения (8) и (9) на выходе рабочего конуса рассчитывали по соответствующим формулам:

$$Z_{ap} = \sigma_{Tk} - \sigma_Z = \sigma_{T0}\mu^k - \sigma_Z;$$

$$Z_{ap} = \sigma_{T0} + m(\ln \mu)^n - \sigma_Z.$$

Показатель K_σ напряженного состояния по В.Л. Колмогорову равен [14, 15]:

$$K_\sigma = \sigma/T,$$

где σ — среднее нормальное напряжение;

T — интенсивность касательных напряжений.

Принятые модели упрочнения

Приняты следующие модели упрочнения:

$$\sigma_T = 112 + 521(\ln \mu)^{0,415}; \quad (25)$$

$$\sigma_T = 340 + 950(\ln \mu)^{0,37}; \quad (26)$$

$$\sigma_T = 1000\mu^{0,25}; \quad (27)$$

$$\sigma_T = 1000\mu^{1,37}; \quad (28)$$

$$\sigma_T = 1000 + 220(\ln \mu)^{0,35}; \quad (29)$$

$$\sigma_T = 1000 + 500(\ln \mu)^{0,767}; \quad (30)$$

$$\sigma_T = 1000 + 1250(\ln \mu)^{1,778}. \quad (31)$$

В зависимостях (25)—(31) обозначение σ_T принято для текущего значения предела текучести при коэффициенте вытяжки μ в отличие от среднего значения предела текучести в очаге пластической деформации.

Эмпирическая формула (25) для предела текучести латуни Л63 взята из работы [15]. Предел текучести латуни интенсивно увеличивается с ростом степени деформации, что показывает кривая 1 на рис. 1. Зависимость (26) получена для проволоочной заготовки из стали 12Х18Н10Т при термической обработке по общепринятому заводскому режиму, используемому при производстве проволоки из коррозионно-стойких сталей: охлаждение в воде после выдержки при 1050 °С [16]. Предел текучести стали 12Х18Н10Т также интенсивно повышается, особенно при малых степенях деформации (кривая 2 на рис. 1). Линии 3 и 4 на рис. 1 соответственно при моделях упрочнения (27) и (28) показывают почти линейную зависимость предела текучести от коэффициента вытяжки, что характерно при холодном волочении заготовки из углеродистой стали, подвергнутой перед деформацией термической обработке — патентированию. Линия 4 при коэффициенте упрочнения $k = 1,37$ показывает более

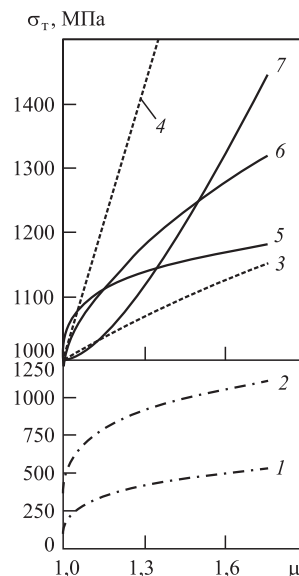


Рис. 1. Зависимости предела текучести от коэффициента вытяжки при разных моделях упрочнения:

1 — модель упрочнения (25); 2 — (26); 3 — (27); 4 — (28); 5 — (29); 6 — (30); 7 — (31)

интенсивный рост предела текучести с увеличением коэффициента вытяжки, чем линия 3 при коэффициенте $k = 0,25$.

Линия 5 при модели упрочнения (29) отражает высокий рост предела текучести при малых деформациях ($\mu < 1,15$) и невысокий прирост предела текучести при коэффициенте $\mu > 1,3$. Кривые 6 и 7 при моделях упрочнения соответственно (30) и (31) пересекаются при коэффициенте вытяжки 1,5. Формы кривых 6 и 7 существенно отличаются при равном исходном пределе текучести $\sigma_{T0} = 1000$ МПа, поэтому представляет интерес сравнение значений показателей деформации при этих моделях упрочнения (30) и (31) и коэффициенте вытяжки 1,5.

При расчете показателей деформации из уравнения для напряжения волочения, включающего усредненное значение предела текучести в очаге пластической деформации, определяются равные их значения при разных моделях упрочнения и равных других параметрах деформации [1–3, 9]. Если расчет показателей выполняется с применением уравнений, учитывающих форму кривой

упрочнения, то при равном среднем пределе текучести в очаге деформации получены разные значения показателей деформации при неодинаковых формах кривой упрочнения [9, 11, 13]. Поскольку в работах [8, 9] не рассчитывались значения оптимального угла $\alpha_{\text{опт}}$ при разных моделях упрочнения и равном среднем пределе текучести в очаге пластической деформации, то представляет интерес оценка угла $\alpha_{\text{опт}}$ при коэффициенте вытяжки 1,5 и моделях упрочнения (30) и (31).

Результаты расчета и их анализ

При фиксированном значении коэффициента вытяжки значения для оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ несущественно отличаются при принятых моделях упрочнения. Поэтому при моделях упрочнения (25)–(31) вычислили по соответствующим формулам (10) и (11) величину $\alpha_{\text{опт}}$ при коэффициенте трения 0,05 и 0,10, напряжении противонапряжения 0 и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ и разной степени деформации. Результаты расчета приведены в табл. 1 и 2. Табличное представление результа-

Таблица 1

Значения оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки μ при коэффициенте трения 0,05, напряжении противонапряжения $\sigma_q = 0$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ и моделях упрочнения (25)–(31)

Модель упрочнения	$\alpha_{\text{опт}}, ^\circ$, при значении μ									
	1,10	1,25	1,35	1,50	1,75	1,10	1,25	1,35	1,50	1,75
	$\sigma_q = 0$					$\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$				
(25)	4,91	7,60	8,84	10,30	12,11	4,26	6,59	7,67	8,94	10,53
(26)	4,86	7,53	8,76	10,20	12,00	4,21	6,53	7,60	8,86	10,43
(27)	4,50	6,86	7,94	9,21	10,78	3,90	5,95	6,89	8,00	9,37
(28)	4,49	6,84	7,89	9,10	10,55	3,89	5,93	6,85	7,90	9,16
(29)	4,55	6,96	8,07	9,39	11,00	3,94	6,04	7,00	8,14	9,56
(30)	4,51	6,90	7,99	9,28	10,89	3,91	5,98	6,93	8,06	9,46
(31)	4,49	6,82	7,87	9,07	10,52	3,89	5,92	6,83	7,88	9,14

Таблица 2

Значения оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки μ при коэффициенте трения 0,1, напряжении противонапряжения $\sigma_q = 0$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ и моделях упрочнения (25)–(31)

Модель упрочнения	$\alpha_{\text{опт}}, ^\circ$, при значении μ									
	1,10	1,25	1,35	1,50	1,75	1,10	1,25	1,35	1,50	1,75
	$\sigma_q = 0$					$\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$				
(25)	6,93	10,69	12,41	14,41	16,88	6,00	9,28	10,79	12,55	14,73
(26)	6,86	10,58	12,29	14,28	16,73	5,95	9,19	10,68	12,43	14,60
(27)	6,35	9,66	11,16	12,92	15,08	5,50	8,38	9,70	11,23	13,13
(28)	6,34	9,62	11,09	12,77	14,75	5,50	8,35	9,64	11,10	12,84
(29)	6,42	9,80	11,34	13,15	15,37	5,56	8,51	9,86	11,43	13,39
(30)	6,37	9,71	11,23	13,02	15,22	5,52	8,43	9,76	11,32	13,26
(31)	6,34	9,61	11,06	12,73	14,72	5,50	8,34	9,61	11,07	12,81

тов расчета позволяет численно оценить влияние формы кривой упрочнения на угол $\alpha_{\text{опт}}$. Наибольшее значение угла $\alpha_{\text{опт}}$ при модели (25) для латуни с интенсивным деформационным упрочнением, а наименьшее при модели (31) с вогнутой кривой упрочнения 7 на рис. 1.

При коэффициенте трения 0,05 (см. табл. 1) для принятых моделей упрочнения наибольшая разница значений угла $\alpha_{\text{опт}}$ при коэффициенте вытяжки 1,10 и отсутствии противонапряжения равна $\Delta\alpha_{\text{опт}} = 4,91 - 4,49 = 0,42^\circ$ (см. 1-й столбец табл. 1), а при действии противонапряжения $\Delta\alpha_{\text{опт}} = 4,26 - 3,89 = 0,37^\circ$ (при $\mu = 1,10$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$). При $\mu = 1,75$ и $\sigma_q = 0$ наибольшая разница $\Delta\alpha_{\text{опт}} = 12,11 - 10,52 = 1,59^\circ$ и при $\mu = 1,75$ и действии противонапряжения разница $\Delta\alpha_{\text{опт}} = 10,53 - 9,14 = 1,39^\circ$.

При коэффициенте трения 0,10 (см. табл. 2) несколько увеличилось наибольшее различие значений угла $\alpha_{\text{опт}}$ для моделей упрочнения (25)–(31): при $\mu = 1,10$ и $\sigma_q = 0$ разница $\Delta\alpha_{\text{опт}} = 6,93 - 6,34 = 0,59^\circ$ и разница $\Delta\alpha_{\text{опт}} = 6,0 - 5,50 = 0,50^\circ$ при действии противонапряжения. Разница при $\mu = 1,75$ и $\mu = 1,10$ равна $\Delta\alpha_{\text{опт}} = 16,88 - 14,72 = 2,16^\circ$ при отсутствии противонапряжения, а при напряжении противонапряжения $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ значение $\Delta\alpha_{\text{опт}} = 14,73 - 12,81 = 1,92^\circ$. Таким образом, от действия противонапряжения и с уменьшением коэффициентов вытяжки и трения снижается влияние формы кривой упрочнения на оптимальный угол волочения $\alpha_{\text{опт}}$.

При моделях упрочнения (30) и (31) и коэффициенте вытяжки 1,5, когда одинаковое среднее значение предела текучести в очаге пластической деформации при этих моделях, при коэффициенте трения 0,05 значения оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ соответственно 9,28 и 9,07° при отсутствии противонапряжения и 8,06 и 7,88° при действии противонапряжения (см. табл. 1). Разница значений угла $\alpha_{\text{опт}}$ для моделей (30) и (31) равна 0,21 и 0,18° соответственно при отсутствии и наличии противонапряжения. При коэффициенте трения 0,10 и тех же моделях упрочнения и коэффициенте вытяжки 1,5 угол волочения $\alpha_{\text{опт}}$ равен 13,02 и 12,73° при отсутствии противонапряжения и 11,32 и 11,07° при напряжении $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ (см. табл. 2).

При коэффициенте трения 0,10 разница значений угла $\alpha_{\text{опт}}$ для моделей (30) и (31) равна 0,29 и 0,25° соответственно при отсутствии и наличии противонапряжения. Таким образом, при равном среднем пределе текучести в очаге деформации, что наблюдается при коэффициенте вытяжки 1,5 и моделях упрочнения (30) и (31), отсутствует равенство значений угла $\alpha_{\text{опт}}$ для этих моделей (30) и (31): угол $\alpha_{\text{опт}}$ больше при модели (30) при разных значениях коэффициента трения и напряжения противонапряжения. От действия противона-

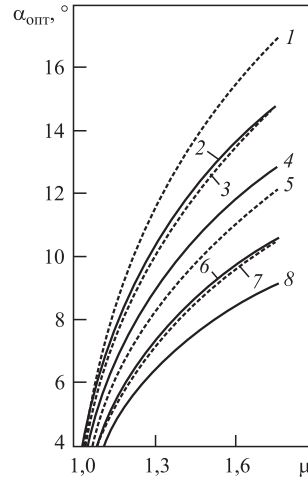


Рис. 2. Оптимальный угол волочения $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки μ :
 1–4 — $f = 0,15$; 5–8 — $f = 0,05$; 1, 2, 5, 6 — $\sigma_q = 0$; 3, 4, 7, 8 — $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$; 1, 3, 5, 7 (штриховые линии) — модель упрочнения (25); 2, 4, 6, 8 (сплошные линии) — модель (28)

тяжения уменьшилась разница значений угла $\alpha_{\text{опт}}$ для моделей (30) и (31).

При значительно отличающихся формах моделей упрочнения (25) и (28), для которых предел текучести представлен соответственно кривыми 1 и 4 на рис. 1, построены зависимости оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ от коэффициента вытяжки при коэффициенте трения 0,05 и 0,15 (рис. 2). Противонапряжения отсутствует и напряжение противонапряжения $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$.

Зависимости на рис. 2 наглядно представляют увеличение оптимального угла $\alpha_{\text{опт}}$ волочения с повышением коэффициентов вытяжки и трения и уменьшением напряжения противонапряжения, что согласуется с данными табл. 1 и 2. При равных параметрах деформации штриховые линии для латуни (25) находятся выше соответствующих сплошных линий для модели (28).

Для оценки степени влияния коэффициентов вытяжки и трения на оптимальный угол волочения $\alpha_{\text{опт}}$ рассчитывали разности:

$$\Delta\alpha_{\text{опт}} = \alpha_{\text{опт}} - \alpha_{\text{опт}}(\mu = 1,05); \quad (32)$$

$$\Delta\alpha_{\text{опт}} = \alpha_{\text{опт}} - \alpha_{\text{опт}}(f = 0), \quad (33)$$

где $\alpha_{\text{опт}}$ — оптимальный угол волочения при текущем коэффициенте вытяжки или коэффициенте трения;

$\alpha_{\text{опт}}(\mu = 1,05)$, $\alpha_{\text{опт}}(f = 0)$ — оптимальный угол волочения соответственно при коэффициенте вытяжки 1,05 и коэффициенте трения 0.

Зависимости (32) и (33) построены для моделей упрочнения (25) и (28) на рис. 3.

Линии 5 и 6 на рис. 3, а, б при большем значении коэффициента трения 0,15 показывают более высокую степень прироста $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ оптимального угла от увеличения коэффициента вытяжки. Прирост $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ оптимального угла от увеличения коэффициента трения (рис. 3, в, г) больше при коэффициенте вытяжки 1,50 (кривые 5 и 6). Прирост $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ больше

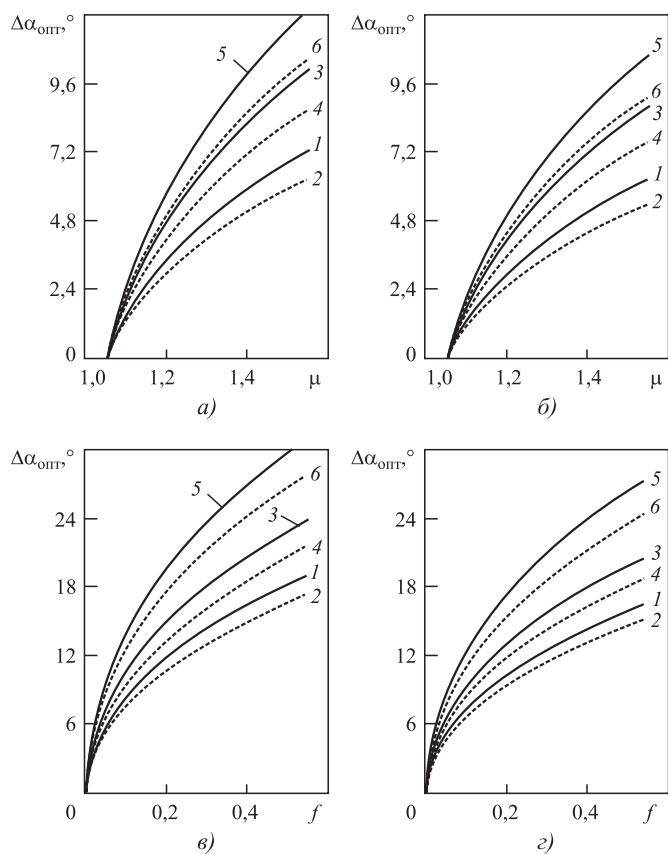


Рис. 3. Прирост оптимального значения угла волочения $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ при увеличении коэффициента вытяжки от 1,05 до μ (а, б) и коэффициента трения от 0 до f (в, г):

а, в — $\sigma_q = 0$; б, г — $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$; 1, 2 — $f = 0,05$; 3, 4 — $f = 0,10$; 5, 6 — $f = 0,15$ (а, б); 1, 2 — $\mu = 1,15$; 3, 4 — $\mu = 1,25$; 5, 6 — $\mu = 1,50$ (в, г); 1, 3, 5 (сплошные линии) — модель упрочнения (25); 2, 4, 6 (штриховые линии) — модель (28)

для латуни (25). При увеличении коэффициента вытяжки от 1,05 до 1,55 прирост $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ меньше, чем при увеличении коэффициента трения от 0 до 0,55. Это следует из сравнения соответствующих кривых на рис. 3, а и в при отсутствии противонапряжения и на рис. 3, б и г при напряжении противонапряжения $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$. От действия противонапряжения прирост $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ уменьшился как при варьировании коэффициента вытяжки (см. рис. 3, а, б), так и при варьировании коэффициента трения (см. рис. 3, в, г).

Для оценки влияния модели упрочнения на $\alpha_{\text{опт}}$ сравнивали разности:

$$\Delta\alpha_{\text{опт}} = \alpha_{\text{опт}} - \alpha_{\text{опт}}(k = m = 0), \quad (34)$$

где $\alpha_{\text{опт}}$ — оптимальный угол при моделях упрочнения (25)–(31);

$\alpha_{\text{опт}}(k = m = 0)$ — оптимальный угол при расчете по формуле (12) для случая отсутствия деформационного упрочнения.

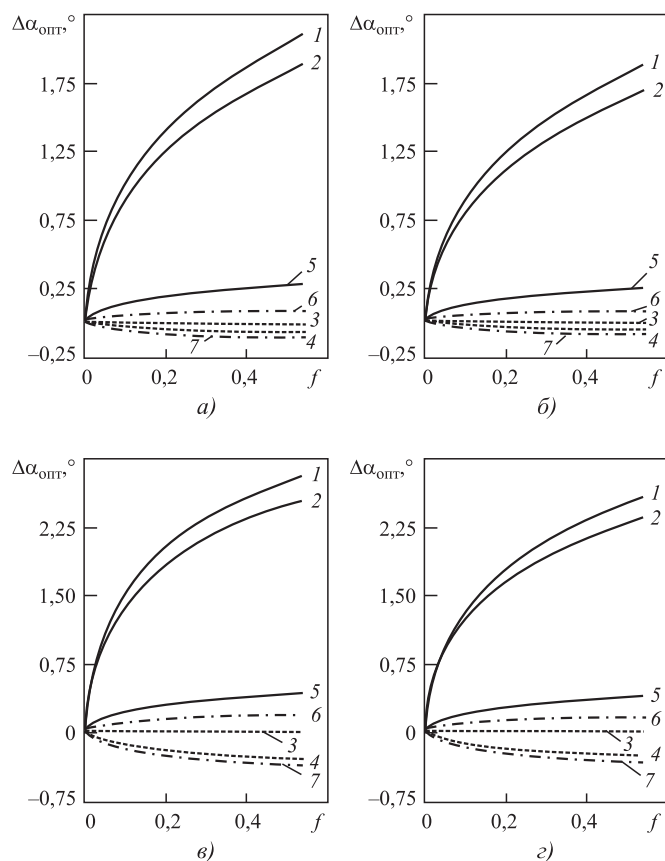


Рис. 4. Разность значений оптимального угла волочения (34) в зависимости от коэффициента трения при разных моделях упрочнения:

а, б — $\mu = 1,25$; в, г — $\mu = 1,50$; а, в — $\sigma_q = 0$; б, г — $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$; 1 — модель упрочнения (25); 2 — (26); 3 — (27); 4 — (28); 5 — (29); 6 — (30); 7 — (31)

Абсолютное значение прироста $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ оптимального угла меньше при модели упрочнения (27), что показывают кривые 3 на рис. 4. Кривые 4 и 7 соответственно при моделях упрочнения (28) и (31) показывают, что при этих моделях оптимальный угол $\alpha_{\text{опт}}$ меньше, чем при отсутствии деформационного упрочнения. Линии 1 и 2 соответственно для латуни и стали 12Х18Н10Т при $f > 0,1$ заметно выше других линий из-за большего значения угла $\alpha_{\text{опт}}$, что согласуется с зависимостями рис. 2 и данными табл. 1 и 2. При коэффициенте вытяжки 1,50 (см. рис. 3, в, г) кривые 6 и 7 соответственно при моделях упрочнения (30) и (31) показывают разный прирост $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ оптимального угла.

В табл. 3 даны результаты расчета оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ по формуле А.Л. Тарнавского (1) при разной относительной длине L/d_k калибрующего пояска. Приняли коэффициент трения 0,05 и 0,10, напряжение противонапряжения $\bar{\sigma}_q = \sigma_q/\sigma_T$: 0; 0,25 и 0,50.

По формуле (1) оптимальное значение угла $\alpha_{\text{опт}}$ в незначительной степени уменьшается с увеличением относительной длины калибрующего пояска. Это является отличительной особенностью формулы (1). При отсутствии калибрующего пояска и деформационного упрочнения зависимость (12) и упрощенный вариант формулы (1) — выражение (2) определяют равные значения угла $\alpha_{\text{опт}}$.

По формулам (6) и (12) при разных значениях коэффициентов вытяжки и трения вычислен угол $\alpha_{\text{опт}}$ (табл. 4). Относительное противонапряжение $\bar{\sigma}_q$ в формуле (6) задается отношением σ_q/σ_T , а в формуле (12) — отношением σ_q/σ_{T0} . Поэтому в табл. 4 напряжение противонапряжения определили как $\bar{\sigma}_q = 0,25$.

По формуле (6) значения угла $\alpha_{\text{опт}}$ больше, чем по формуле (12) при разных значениях коэффициентов вытяжки и трения и напряжения противонапряжения. Разница значений оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ по формулам (6) и (12) увеличивается с повышением коэффициентов вытяжки и трения и уменьшением напряжения противонапряжения.

При отсутствии противонапряжения по формуле (3) вычислили оптимальный угол волочения $\alpha_{\text{опт}}$ при коэффициенте трения 0,05 и 0,10 и разных значениях коэффициента вытяжки и относительной длины калибрующего пояска волокна (табл. 5).

Формула (3) в отличие от формулы (1) предусматривает рост угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ с увеличением длины калибрующего пояска. Этот рост больше при коэффициентах вытяжки 1,75 и трения 0,10 и относительной длине пояска 1. Сравнение строк 1 ($f = 0,05$) и 4 ($f = 0,10$) при $\bar{\sigma}_q = 0$ табл. 3 с соответствующими данными табл. 5 дает основание для вывода, что значения угла $\alpha_{\text{опт}}$ по формуле (3) больше, чем по формуле (1) особенно при удлиненном пояске волокна ($L/d_k = 1,0$).

При оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$ коэффициент вытяжки μ_0 незначительно зависит от модели упрочнения. Поэтому линии для зависимостей коэффициента μ_0 от оптимального угла $\alpha_{\text{опт}}$ при разных моделях упрочнения находятся близко, что затрудняет численную оценку коэффициента μ_0 . В табл. 6 при коэффициенте трения

Таблица 3

Значения оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки μ по формуле (1) при коэффициенте трения $f = 0,05$ и $0,10$, напряжении противонапряжения $\bar{\sigma}_q = 0; 0,25$ и $0,50$ и относительной длине пояска $L/d_k = 0,5$ и $1,0$

f	$\bar{\sigma}_q$	$\alpha_{\text{опт}}, ^\circ$, при значении μ									
		1,10	1,25	1,35	1,50	1,75	1,10	1,25	1,35	1,50	1,75
		$L/d_k = 0,5$					$L/d_k = 1,0$				
0,05	0	4,27	6,51	7,54	8,75	10,25	4,02	6,14	7,12	8,26	9,68
	0,25	3,70	5,65	6,54	7,59	8,90	3,49	5,33	6,17	7,16	8,40
	0,50	3,02	4,62	5,35	6,21	7,29	2,85	4,35	5,04	5,86	6,87
0,10	0	5,68	8,66	10,01	11,60	13,56	4,93	7,51	8,69	10,08	11,79
	0,25	4,93	7,51	8,69	10,08	11,79	4,27	6,51	7,54	8,75	10,25
	0,50	4,02	6,14	7,12	8,26	9,68	3,49	5,33	6,17	7,16	8,40

Таблица 4

Значения оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки μ по формулам (6) и (12) при коэффициенте трения $f = 0,05$ и $0,10$, напряжении противонапряжения $\bar{\sigma}_q = 0$ и $0,25$

f	Номер формулы	$\alpha_{\text{опт}}, ^\circ$, при значении μ									
		1,10	1,25	1,35	1,50	1,75	1,10	1,25	1,35	1,50	1,75
		$\bar{\sigma}_q = 0$					$\bar{\sigma}_q = 0,25$				
0,05	(6)	5,57	8,49	9,83	11,38	13,31	4,83	7,37	8,53	9,89	11,58
	(12)	4,50	6,86	7,95	9,22	10,79	3,90	5,95	6,89	8,00	9,37
0,10	(6)	7,86	11,93	13,76	15,89	18,49	6,82	10,37	11,98	13,85	16,15
	(12)	6,35	9,66	11,17	12,93	15,09	5,50	8,39	9,70	11,24	13,14

Таблица 5

Значения оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки μ по формуле (3) при коэффициенте трения $f = 0,05$ и $0,10$, отсутствии противонапряжения и разной относительной длине L/d_k калибрующего пояска

L/d_k	$\alpha_{\text{опт}}, ^\circ$, при значении μ									
	1,10	1,25	1,35	1,50	1,75	1,10	1,25	1,35	1,50	1,75
	$f = 0,05$					$f = 0,10$				
0	4,51	6,90	8,00	9,30	10,92	6,37	9,75	11,31	13,15	15,45
0,5	4,78	7,31	8,48	9,85	11,57	7,17	10,97	12,72	14,78	17,37
1,0	5,07	7,55	8,99	10,45	12,28	8,12	12,42	14,40	16,74	19,67

Таблица 6

Значения коэффициента вытяжки μ_0 при коэффициенте трения $f = 0,05$, напряжении противонапряжения $\sigma_q = 0$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ и разных моделях упрочнения в зависимости от оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$

Модель упрочнения	Коэффициент вытяжки μ_0 при $\alpha_{\text{опт}}, ^\circ$									
	4	6	8	10	12	4	6	8	10	12
	$\sigma_q = 0$					$\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$				
(25)	1,07	1,15	1,28	1,47	1,73	1,09	1,20	1,38	1,66	2,07
(26)	1,07	1,15	1,28	1,48	1,75	1,09	1,21	1,39	1,67	2,09
(27)	1,08	1,18	1,35	1,61	2,00	1,11	1,25	1,50	1,90	2,54
(28)	1,08	1,19	1,36	1,64	2,13	1,11	1,26	1,52	1,98	2,99
(29)	1,08	1,18	1,34	1,59	1,95	1,10	1,25	1,48	1,85	2,43
(30)	1,08	1,18	1,35	1,60	1,98	1,10	1,25	1,49	1,87	2,47
(31)	1,08	1,19	1,36	1,65	2,12	1,11	1,26	1,52	1,98	2,84

Таблица 7

Значения коэффициента вытяжки μ_0 при коэффициенте трения $f = 0,10$, напряжении противонапряжения $\sigma_q = 0$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ и разных моделях упрочнения в зависимости от оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$

Модель упрочнения	Коэффициент вытяжки μ_0 при $\alpha_{\text{опт}}, ^\circ$									
	4	6	8	10	12	4	6	8	10	12
	$\sigma_q = 0$					$\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$				
(25)	1,03	1,07	1,13	1,22	1,32	1,04	1,10	1,18	1,29	1,45
(26)	1,03	1,08	1,14	1,22	1,33	1,04	1,10	1,18	1,30	1,46
(27)	1,04	1,09	1,16	1,27	1,42	1,05	1,12	1,22	1,38	1,59
(28)	1,04	1,09	1,16	1,27	1,43	1,05	1,12	1,23	1,38	1,62
(29)	1,04	1,09	1,16	1,26	1,40	1,05	1,12	1,22	1,36	1,56
(30)	1,04	1,09	1,16	1,27	1,41	1,05	1,12	1,22	1,37	1,58
(31)	1,04	1,09	1,16	1,27	1,43	1,05	1,12	1,23	1,39	1,62

0,05 и табл. 7 при коэффициенте трения 0,10 для моделей упрочнения (25)—(31) приведены данные расчета коэффициента вытяжки μ_0 при разных значениях угла $\alpha_{\text{опт}}$ и напряжении противонапряжения $\sigma_q = 0$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$.

При разных моделях упрочнения значения коэффициента вытяжки мало отличаются при опти-

мальном значении угла $\alpha_{\text{опт}} = 4...10^\circ$ (см. табл. 6, 7). Значение коэффициента вытяжки меньше при модели упрочнения (25) и больше при моделях (28) и (31). С увеличением угла $\alpha_{\text{опт}}$ и напряжения противонапряжения σ_q и уменьшением коэффициента трения повышается значение коэффициента вытяжки μ_0 .

Значения коэффициента вытяжки по формулам (7) и (14) при коэффициенте трения $f = 0,05$ и $0,10$, напряжении противонатяжения $\sigma_q = 0$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ в зависимости от оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$

f	Номер формулы	Коэффициент вытяжки μ_0 при $\alpha_{\text{опт}}, ^\circ$									
		4	6	8	10	12	4	6	8	10	12
		$\sigma_q = 0$					$\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$				
0,05	(7)	1,05	1,12	1,22	1,36	1,57	1,07	1,16	1,30	1,51	1,83
	(14)	1,08	1,18	1,36	1,61	2,00	1,11	1,25	1,50	1,89	2,53
0,10	(7)	1,02	1,06	1,10	1,17	1,25	1,03	1,08	1,14	1,23	1,35
	(14)	1,04	1,09	1,16	1,27	1,42	1,05	1,12	1,22	1,38	1,59

Формулы (6) и (7) получены из зависимости (5) для расчета осевого напряжения по значению среднего предела текучести σ_T в очаге деформации, т.е. зависимость (5) учитывает рост предела текучести от деформационного упрочнения без учета формы кривой упрочнения. Формулу (7) с приближенным способом учета упрочнения и формулу (14) для случая отсутствия упрочнения использовали для расчета коэффициента вытяжки μ_0 при разных значениях угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ (табл. 8). Приняли коэффициент трения 0,05 и 0,10 и напряжение противонатяжения $\sigma_q = 0$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$.

По формуле (7) коэффициент вытяжки заметно меньше, чем по формуле (14) при $\alpha_{\text{опт}}$, равном 10 и 12°. Разность значений коэффициента вытяжки по формулам (7) и (14) больше при коэффициенте трения 0,05 и действии противонатяжения.

На рис. 5 представлены зависимости коэффициента вытяжки μ_0 от коэффициента трения для модели упрочнения (28) и модели с исходным пределом текучести 1000 МПа, коэффициентом упрочнения $k = 0$ при оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$, равном 6, 10 и 14°. Противонатяжение

отсутствует (рис. 5, а) и напряжение противонатяжения $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$ (рис. 5, б). Для принятых моделей упрочнения взаимосвязь коэффициента вытяжки μ_0 и оптимального угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ определяется формулами (13) и (14). Линии при коэффициенте упрочнения 1,37 — сплошные, а при отсутствии упрочнения — штриховые.

Увеличение коэффициента упрочнения k от 0 до 1,37 вызвало несущественный рост коэффициента вытяжки μ_0 , которое визуально заметно только при меньших коэффициентах трения и значениях угла $\alpha_{\text{опт}} = 10$ и 14° (в начале кривых 2 и 3). Это подтверждается данными, например, табл. 6 при коэффициенте трения 0,05 и отсутствии противонатяжения для моделей упрочнения (27) и (28): при коэффициенте упрочнения 0,25 и 1,37 значение коэффициента вытяжки μ_0 соответственно 1,18 и 1,19 при $\alpha_{\text{опт}} = 6^\circ$, и значение коэффициента μ_0 соответственно равно 1,61 и 1,64 при $\alpha_{\text{опт}} = 10^\circ$.

На рис. 6 показаны зависимости напряжения волочения σ_Z от коэффициента вытяжки μ_0 для моделей упрочнения (25) и (28) при оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$ (1), $\alpha = 6^\circ$ (2) и $\alpha = 10^\circ$ (3). На каждом графике также приведены соответствующие зависимости 4 угла $\alpha_{\text{опт}}$ от коэффициента μ_0 для модели (25) или модели (28). Значения угла $\alpha = 6$ и 10° являются оптимальными при значении коэффициента вытяжки, определяемом абсциссами для точек пересечения соответственно кривых 2 и 3 с кривой 1, т.е. абсциссы двух точек пересечения определяют значения коэффициента μ_0 при соответствующих оптимальных значениях угла $\alpha_{\text{опт}}$, равных 6 и 10°. Для зависимостей 2 и 3 значение коэффициента вытяжки не соответствует оптимальному значению угла $\alpha_{\text{опт}}$, кроме значений, определяемых абсциссами точек пересечения кривых 2 и 3 с кривой 1. Графики на рис. 6 построены при значениях коэффициента трения 0,05 и 0,10, отсутствии противонатяжения и напряжении противонатяжения $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$.

Зависимости 4 на рис. 6 согласуются с данными табл. 1 и 2 и рис. 2, которые подтверждают известные факты: с повышением значений коэф-

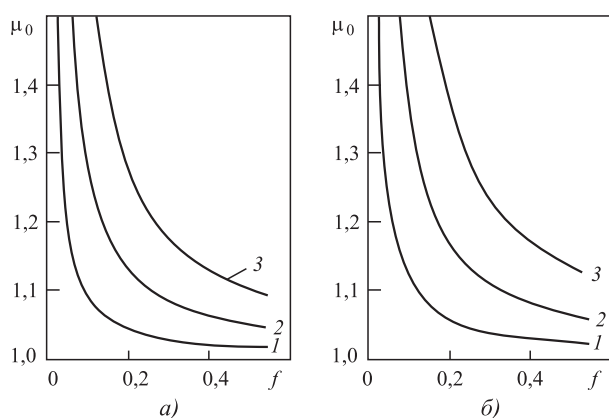


Рис. 5. Значения коэффициента вытяжки μ_0 в зависимости от коэффициента трения:

а — $\sigma_q = 0$; б — $\sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$; 1 — $\alpha_{\text{опт}} = 6^\circ$; 2 — $\alpha_{\text{опт}} = 10^\circ$; 3 — $\alpha_{\text{опт}} = 14^\circ$

фициентов вытяжки и трения угол $\alpha_{\text{опт}}$ увеличивается, а с повышением напряжения противонапряжения — уменьшается. Из точек пересечения горизонтальных линий при $\alpha = 6$ и 10° от кривой 4 проведены вертикальные линии до их пересечения с кривой 1 и абсциссой графика. Далее из

точек пересечения двух вертикальных линий и кривой 1 проведены две горизонтальные линии для фиксирования на оси ординат значения напряжения σ_Z при значении угла α , равном 6 и 10° . Вертикальные линии определяют на оси абсцисс значения для коэффициента вытяжки μ_0 при угле α , равном 6 и 10° .

Значения осевого напряжения σ_Z при модели упрочнения (25) значительно меньше, чем при модели (28), так как исходный предел текучести σ_{T0} для первой модели равен 112 МПа, а для второй — 1000 МПа. При $\alpha_{\text{опт}} = 6^\circ$ и коэффициенте трения $0,05$ для модели (25) напряжение на выходе рабочего конуса $\sigma_Z = 75$ МПа и коэффициент вытяжки $\mu_0 = 1,15$, а при $\alpha_{\text{опт}} = 10^\circ$ напряжение $\sigma_Z = 215$ МПа и коэффициент $\mu_0 = 1,47$ (см. рис. 6, а). Для модели (28) при $f = 0,05$ (см. рис. 6, б) и $\alpha_{\text{опт}} = 6^\circ$ напряжение $\sigma_Z = 377$ МПа и коэффициент $\mu_0 = 1,19$, а при $\alpha_{\text{опт}} = 10^\circ$ напряжение $\sigma_Z = 1120$ МПа и коэффициент $\mu_0 = 1,65$.

Увеличение коэффициента трения от $0,05$ до $0,10$ при $\sigma_q = 0$ уменьшило значение коэффициента вытяжки μ_0 при оптимальном значении $\alpha_{\text{опт}}$. Поэтому интервал изменения коэффициента вытяжки на рис. 6, в, г задан при меньших его значениях, чем на рис. 6, а, б. При $\alpha_{\text{опт}} = 6^\circ$ коэффициент вытяжки $1,07$ и $1,09$, напряжение 54 МПа (см. рис. 6, в) и 261 МПа (см. рис. 6, г) соответственно при моделях упрочнения (25) и (28). При $\alpha_{\text{опт}} = 10^\circ$ и модели (25) напряжение $\sigma_Z = 125$ МПа и коэффициент $\mu_0 = 1,22$ (см. рис. 6, в), а при модели (28) напряжение $\sigma_Z = 611$ МПа и коэффициент $\mu_0 = 1,27$ (см. рис. 6, г).

От противонапряжения увеличилось значение коэффициента вытяжки μ_0 при оптимальном значении $\alpha_{\text{опт}}$, что следует из сравнения рис. 6, в и д для модели (25) и рис. 6, г и е для модели (28). При коэффициенте трения $0,10$ и $\alpha_{\text{опт}} = 6^\circ$ коэффициент μ_0 равен $1,10$ и $1,12$ и напряжение 91 МПа (см. рис. 6, д) и 547 МПа (см. рис. 6, е) при моделях соответственно (25) и (28). При $\alpha_{\text{опт}} = 10^\circ$ и моделях упрочнения (25) и (28) коэффициент вытяжки μ_0 равен соответственно $1,29$ и $1,38$, а напряжение 182 МПа (см. рис. 6, д) и 1006 МПа (см. рис. 6, е). Графики на рис. 6 оценивают осевое напряжение при разных значениях угла волочения и оптимальный угол волочения $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки. Однако из этих графиков визуально трудно определить абсциссу точки пересечения кривых 2 и 3 для осевого напряжения при $\alpha = 6$ и 10° с кривой 1 при угле $\alpha_{\text{опт}}$. Поэтому для графического определения коэффициента вытяжки μ_0 при разных моделях упрочнения использовали другие показатели деформации (рис. 7).

Оценку расхождения значений показателей деформации, %, при оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$ и при $\alpha = 6$ и 10° определили по формулам:

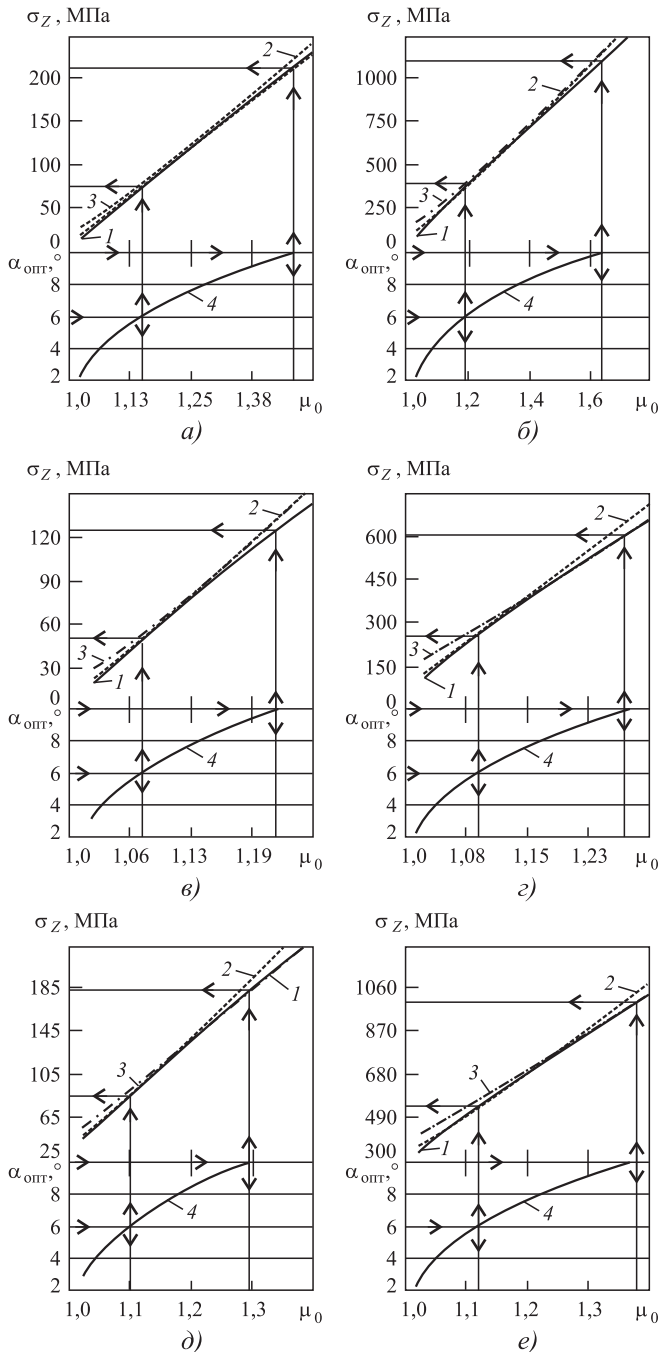


Рис. 6. Осевое напряжение и оптимальный угол $\alpha_{\text{опт}}$ в зависимости от коэффициента вытяжки μ_0 при отсутствии противонапряжения:

а, в, д — модель упрочнения (25); б, г, е — (28); а, б — $f = 0,05, \sigma_q = 0$; в, г — $f = 0,10, \sigma_q = 0$; д, е — $f = 0,10, \sigma_q = 0,25\sigma_{T0}$; 1 — $\alpha = \alpha_{\text{опт}}$; 2 — $\alpha = 6^\circ$; 3 — $\alpha = 10^\circ$

$$\delta\sigma = 100(\sigma_Z - \sigma_Z(\alpha_{\text{опт}}))/\sigma_Z(\alpha_{\text{опт}}); \quad (35)$$

$$\delta\gamma = 100(\gamma(\alpha_{\text{опт}}) - \gamma)/\gamma(\alpha_{\text{опт}}); \quad (36)$$

$$\delta Z_{ap} = 100(Z_{ap}(\alpha_{\text{опт}}) - Z_{ap})/\gamma(\alpha_{\text{опт}}); \quad (37)$$

$$\delta K_{\sigma} = 100(K_{\sigma} - K_{\sigma}(\alpha_{\text{опт}}))/K_{\sigma}(\alpha_{\text{опт}}); \quad (38)$$

где σ_Z , γ , Z_{ap} , K_{σ} — соответственно осевое напряжение, коэффициент запаса прочности, абсолютный запас прочности и показатель напряженного состояния при $\alpha = 6$ и 10° ;

$\sigma_Z(\alpha_{\text{опт}})$, $\gamma(\alpha_{\text{опт}})$, $Z_{ap}(\alpha_{\text{опт}})$, $K_{\sigma}(\alpha_{\text{опт}})$ — значения показателей при оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}}$.

На рис. 7, а—е приведены зависимости для расхождения показателей (35) и (36) на выходе рабочего конуса волокна от коэффициента вытяжки для моделей упрочнения (25) и (28) при коэффициенте трения 0,05 и 0,10. Напряжение противонапряжения 0 и $\sigma_q = 0,25\sigma_{r0}$. На рис. 7, ж, з приведены зависимости только для модели упрочнения (25) при $\alpha = 6^\circ$, $f = 0,05$ и напряжении $\sigma_q = 0$ и $\sigma_q = 0,25\sigma_{r0}$ для четырех показателей σ_Z , γ , Z_{ap} , K_{σ} .

При этом расхождение по формуле (35) определили для осевого напряжения на выходе рабочего конуса и калибрующего пояска волокна. Расхождение (36)—(38) показано для показателей на выходе рабочего конуса.

Сначала рассмотрим зависимости рис. 7, а—е для расхождения осевого напряжения $\delta\sigma$ и коэффициента запаса прочности $\delta\gamma$ на выходе рабочего конуса при $\alpha = 6...10^\circ$. Кривые для показателей относительного расхождения δ имеют минимум. При минимальных значениях показателей $\delta = 0$ имеем на оси абсцисс значения коэффициента вытяжки μ_0 при оптимальном угле волочения $\alpha_{\text{опт}} = 6$ и 10° . С удалением вправо и влево от точки пересечения кривых 1 и 2 при $\alpha = 6^\circ$ и кривых 3 и 4 при $\alpha = 10^\circ$ увеличивается расстояние между соответствующими кривыми 1 и 2, 3 и 4. Сплошные линии 1 и 3 для $\delta\sigma$ выше соответствующих штриховых линий 2 и 4 для $\delta\gamma$ при разных значениях коэффициента трения и напряжения противонапряжения. При повышенном коэффициенте

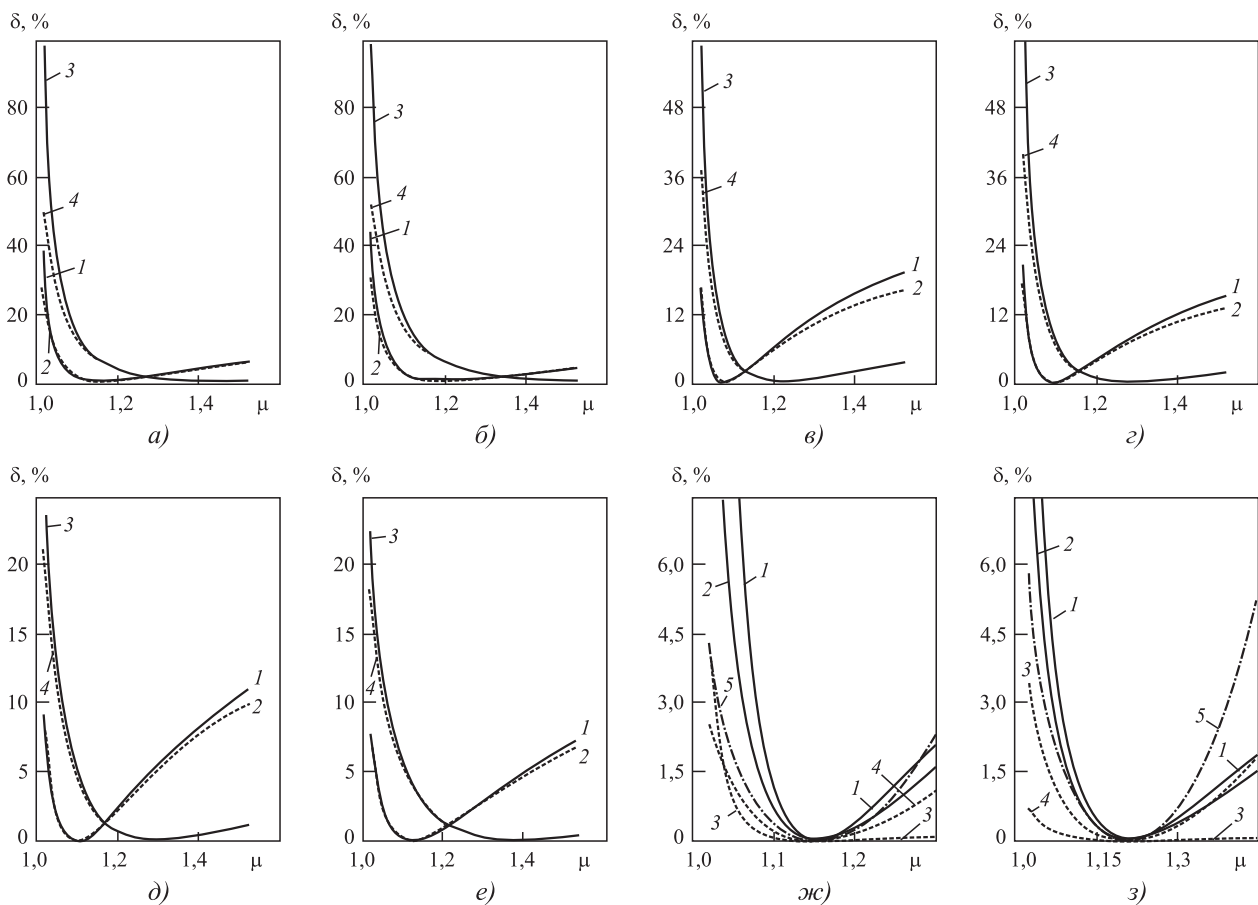


Рис. 7. Относительная разница значений δ для показателей (35)—(38) в зависимости от коэффициента вытяжки μ : а, в, д, ж, з — модель (25); б, г, е — модель (28); а, б, ж, з — $f = 0,05$; в—г — $f = 0,10$; а—г, ж — $\sigma_q = 0$; д, е, з — $\sigma_q = 0,25\sigma_{r0}$; 1, 2 — $\alpha = 6^\circ$; 3, 4 — $\alpha = 10^\circ$; 1, 3 — $\delta\sigma$, сплошные линии; 2, 4 — $\delta\gamma$, штриховые линии для графиков а—е; 1, 2 — $\delta\sigma$, сплошные линии для осевого напряжения соответственно на выходе конуса и пояска волокна; 3 — $\delta\gamma$, штриховые линии; 4 — δZ_{ap} , штриховые линии; 5 — δK_{σ} , штрихпунктирные линии для графиков ж, з

вытяжки ($\mu > 1,4$) значения для расхождений $\delta\sigma$ и $\delta\gamma$ при $\alpha = 6^\circ$ больше, особенно при $f = 0,10$ (см. рис. 7, *в—е*), что показывают кривые 1 и 2. При обоих значениях угла 6 и 10° значения $\delta\sigma$ и $\delta\gamma$ при коэффициенте трения $0,05$ меньше, чем при коэффициенте $f = 0,10$. Это следует из сравнения расположения соответствующих линий на рис. 7, *а, б* и *в, г*. Из сравнения расположения соответствующих линий на рис. 7, *в, г* и *д, е* при коэффициенте трения $0,10$ следует уменьшение расхождения для $\delta\sigma$ и $\delta\gamma$ от приложения противонапряжения. То есть, при волочении с противонапряжением значения осевого напряжения σ_z и коэффициента запаса прочности γ в меньшей степени зависят от размера рабочего конуса волоки. Стабилизация показателей деформации от приложения противонапряжения имеет практическую значимость при производстве проволоки и прутков.

Зависимости на рис. 7, *ж* при отсутствии противонапряжения имеют минимум при коэффициенте вытяжки $\mu_0 = 1,15$, а зависимости на рис. 7, *з* при действии противонапряжения имеют минимум при $\mu_0 = 1,20$. Это следует из первой строки табл. 6 при коэффициенте $f = 0,05$ и $\alpha_{\text{опт}} = 6^\circ$. Значения для разницы δ в пределах выбранного масштаба на осях графиков рис. 7, *ж, з* больше для осевого напряжения $\delta\sigma$ на выходе рабочего конуса (кривая 1), когда $\alpha = 6^\circ$ больше $\alpha_{\text{опт}}$ (левая половина этой линии до точки пересечения с осью абсцисс). Меньше значение δ для осевого напряжения на выходе калибрующего пояска волоки (кривая 2). Например, при $\mu = 1,05$ и $1,25$ разница $\delta\sigma$ соответственно равна $9,68$ и $1,22$ % для осевого напряжения на выходе рабочего конуса (кривая 1 рис. 7, *ж*) и $\delta\sigma$ составляет $4,75$ и $0,90$ % (кривая 2 рис. 7, *ж*) для напряжения на выходе пояска, т.е. от действия пояска уменьшилось расхождение $\delta\sigma$. При $\mu = 1,05$ и $1,25$ разница $\delta\gamma$ соответственно равна $0,82$ и $0,04$ % для коэффициента запаса прочности γ и δK_σ составляет $1,85$ и $1,05$ % для показателя напряженного состояния. Значение δZ_{ap} равно $1,16$ и $0,55$ % соответственно при $\mu = 1,05$ и $1,25$.

При действии противонапряжения ($\mu_0 = 1,20$) также определили значения разницы δ для показателей σ_z , γ , Z_{ap} , K_σ при коэффициенте вытяжки $\mu = 1,10$ и $1,30$. Разница $\delta\sigma$ равна $1,79$ и $0,53$ % для осевого напряжения на выходе рабочего конуса и $\delta\sigma$ составляет $1,24$ и $0,41$ % для напряжения на выходе пояска соответственно при коэффициенте $\mu = 1,10$ и $1,30$. При $\mu = 1,10$ и $1,30$ разница $\delta\gamma$ соответственно равна $0,07$ и $0,01$ % для коэффициента запаса прочности γ и δK_σ составляет $1,06$ и $0,79$ % для показателя напряженного состояния K_σ . Значение δZ_{ap} равно $0,59$ и $0,35$ % соответственно при $\mu = 1,10$ и $1,30$. При действии противонапряжения

значение δ меньше, чем при отсутствии противонапряжения для всех показателей деформации. Кривые δ могут пересекаться для разных показателей при отсутствии и при наличии противонапряжения.

Выводы

Выполнены расчеты оптимального угла $\alpha_{\text{опт}}$ по разным формулам при разных параметрах деформации. Значение угла $\alpha_{\text{опт}}$ по новым формулам (10)—(12) зависит от формы кривой упрочнения менее существенно, чем от коэффициентов вытяжки и трения и напряжения противонапряжения (см. табл. 1, 2, рис. 2—4). От действия противонапряжения и с уменьшением коэффициентов вытяжки и трения снижается влияние формы кривой упрочнения на оптимальный угол волочения $\alpha_{\text{опт}}$.

Особенностью формулы (1) А.Л. Тарнавского является учет зависимости угла волочения $\alpha_{\text{опт}}$ от длины калибрующего пояска: $\alpha_{\text{опт}}$ уменьшается с увеличением длины пояска (см. табл. 3). Если отсутствует калибрующий пояс, формулы (1) и (12) при отсутствии деформационного упрочнения дают одинаковые значения $\alpha_{\text{опт}}$. Уравнение (3) А.М. Должанского, в отличие от формулы (1), предусматривает увеличение угла $\alpha_{\text{опт}}$ с ростом длины калибрующего пояска (см. табл. 5). Значения $\alpha_{\text{опт}}$ по формуле (6) больше, чем по новым формулам (10)—(12) при разных параметрах деформации (см. табл. 4). Выполнена оценка прироста оптимального угла $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ от увеличения коэффициентов вытяжки и трения (см. рис. 3). При росте значения коэффициента вытяжки от $1,05$ до $1,55$ прирост $\alpha_{\text{опт}}$ меньше, чем при повышении коэффициента трения от 0 до $0,55$. Вычислено различие значений $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ при разных формах кривой упрочнения и при отсутствии деформационного упрочнения в зависимости от коэффициента трения (см. рис. 4). В зависимости от моделей упрочнения $\Delta\alpha_{\text{опт}}$ увеличивается по абсолютному значению с ростом коэффициента трения. При разных моделях упрочнения и равном среднем пределе текучести в очаге пластической деформации отличаются значения оптимального угла волочения, что показано при расчете угла $\alpha_{\text{опт}}$ при моделях упрочнения (30) и (31) и коэффициенте вытяжки $1,5$.

Предложены формулы (13) и (14) для расчета коэффициента вытяжки μ_0 при оптимальном значении угла $\alpha_{\text{опт}}$ волочения. Выполнены расчеты оптимального значения угла $\alpha_{\text{опт}}$ и коэффициента вытяжки μ_0 при разных параметрах деформации. Коэффициент вытяжки μ_0 в меньшей степени зависит от формы кривой упрочнения, чем другие показатели деформации, например, напряжение волочения и запас прочности (см.

рис. 5, табл. 6—8). Значение коэффициента вытяжки μ_0 по предложенным формулам больше, чем по формуле Г.Л. Колмогорова (7).

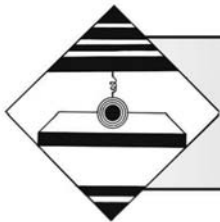
На графике зависимостей осевого напряжения от коэффициента вытяжки по абсциссе точки пересечения линий при оптимальном и заданном значениях угла волочения определяется значение коэффициента μ_0 при заданном α , как при $\alpha_{\text{опт}}$ (см. рис. 6). Кривые для относительных разностей δ значений показателей деформации (осевого напряжения $\delta\sigma_z$, коэффициента запаса прочности $\delta\gamma$, абсолютного запаса прочности δZ_{ap} и показателя напряженного состояния δK_σ) при произвольном угле волочения α и оптимальном угле $\alpha_{\text{опт}}$ пересекаются в одной точке на оси абсцисс (см. рис. 7). При удалении от этой точки вправо и влево с различной интенсивностью увеличиваются относительные разности $\delta\sigma_z$, $\delta\gamma$, δZ_{ap} , δK_σ . Значение $\delta\sigma_z$ меньше при наличии пояска, т.е. калибрующий поясок стабилизирует напряжение волочения при отклонении угла α от $\alpha_{\text{опт}}$.

Стабилизация показателей деформации от приложения противонапряжения имеет практическую значимость при производстве проволоки и прутков (см. рис. 7).

Технолог проволочного производства при построении рациональных режимов волочения должен учитывать характер зависимостей значений угла $\alpha_{\text{опт}}$ и коэффициента вытяжки μ_0 от параметров деформации [4—7, 16, 17].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Губкин С.И.** Пластическая деформация металлов. Т. 3. М.: Металлургиздат, 1960. 306 с.
2. **Перлин И.Л., Ерманок М.З.** Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 447 с.
3. **Тарнавский А.Л.** Эффективность волочения с противонапряжением. М.: Металлургиздат, 1959. 152 с.
4. **Колмогоров Г.Л., Латышева Т.В., Филиппов В.Б.** Оптимизация технологических параметров волочильного производства // Обработка сплошных и слоистых материалов: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. Г.С. Гуна. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2006. Вып. 34. С. 105—110.
5. **Гурьянов Г.Н.** Резервы экономии электроэнергии при холодном волочении стальной проволоки // Сталь. 2009. № 12. С. 53—54.
6. **Гурьянов Г.Н., Коломиец Б.А.** Эффективность использования волок с оптимальными углами рабочего конуса при холодном волочении стальной проволоки // Производство конкурентоспособных метизов: сб. науч. трудов / под ред. А.Д. Носова. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2006. С. 65—72.
7. **Должанский А.М.** Определение тягового напряжения и оптимального угла волоки с учетом критерия формы очага деформации // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2003. № 4. С. 61—63.
8. **Гурьянов Г.Н.** Методы определения коэффициента трения при волочении круглого сплошного профиля // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2016. Т. 82. № 8. С. 60—68.
9. **Гурьянов Г.Н.** Степень различия показателей волочения при разных моделях упрочнения материала круглого сплошного профиля и равном значении среднего предела текучести в очаге пластической деформации // Упрочняющие технологии и покрытия. 2017. Т. 13. № 10. С. 435—441.
10. **Гурьянов Г.Н.** Расчет оптимальных углов волочения проволоки по различным методикам // Заготовительные производства в машиностроении. 2009. № 12. С. 34—39.
11. **Гурьянов Г.Н.** Показатели напряженного состояния и запаса прочности в рабочем конусе и калибрующем пояске волоки в зависимости от параметров деформации и моделей упрочнения материала проволоки // Производство проката. 2016. № 4. С. 26—37.
12. **Гурьянов Г.Н.** Расчет прироста осевого напряжения в калибрующем пояске с учетом напряженного состояния круглой заготовки на выходе рабочего конуса волоки // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 6. С. 34—36.
13. **Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В.** Влияние интенсивности упрочнения и угла рабочего конуса волоки на осевое напряжение, запас прочности и прирост средней температуры в проходе волочения проволоки // Упрочняющие технологии и покрытия. 2018. Т. 14. № 3. С. 99—106.
14. **Колмогоров В.Л.** Механика обработки металлов давлением. Изд. 2-е, перераб. и доп. Екатеринбург: Изд-во УГТУ — УПИ, 2001. 836 с.
15. **Богатов А.А., Мижирицкий О.И., Смирнов С.В.** Ресурс пластичности металлов при обработке металлов давлением. М.: Металлургия, 1984. 144 с.
16. **Гурьянов Г.Н.** Расчет, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2008. 358 с.
17. **Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В.** Выбор параметров деформации в проходе волочения проволоки на основе допустимых значений коэффициента запаса прочности И.Л. Перлина и показателя напряженного состояния В.Л. Колмогорова // Проблемы черной металлургии и материаловедения. 2017. № 4. С. 5—12.
18. **Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В.** Комбинированные графики для анализа характера связей между параметрами и показателями деформации и выбора оптимального режима волочения проволоки // Производство проката. 2018. № 6. С. 23—34.



УДК 621.787

Ю.Р. Копылов (Воронежский государственный технический университет),
А.Ю. Копылов (АО "Конструкторское бюро химической автоматики", г. Воронеж)
E-mail: Urkopulov@mail.ru

Расчет погрешностей динамических и технологических параметров качества поверхностного слоя при виброударном упрочнении длинномерной балки с ограниченным запасом прочности на основе сплайновой аппроксимации

Рассмотрена возможность снижения погрешностей динамических параметров и формирования технологических параметров среднеарифметической высоты микронеровностей, остаточных напряжений, глубины и степени наклепа на различных сплайнах поверхностного слоя детали (длинномерной балки) не за счет ее вращения, а вследствие оптимального изменения ориентации траектории колебаний при жестко закрепленной детали в контейнере. Посредством компьютерного моделирования с двухмерной аппроксимацией поверхностей балки методом дискретных элементов и фазовых траекторий с распараллеливанием вычислений с использованием технологии NVIDIA CUDA вычислены погрешности динамических параметров и формирования технологических параметров. Показана достоверность метода компьютерного сплайнового моделирования путем сравнения результатов численного эксперимента при моделировании с результатами натурного эксперимента.

Ключевые слова: расчет погрешностей, динамические и технологические параметры качества поверхностного слоя, режимы виброударного упрочнения, достоверность компьютерного моделирования.

The possibility of reducing of the errors of dynamic parameters and the formation of technological parameters of the arithmetic average roughness height, residual stresses, depth and work hardening degree on various splines of the surface layer of the part (the long beam) is not due to its rotation, and due to the optimal changes in the orientation of the vibration trajectory with rigidly fixed part in the container. Errors of dynamic parameters and formation of technological parameters are calculated by computer simulation with two-dimensional approximation of beam surfaces by the discrete elements and phase trajectories with calculations paralleling method using NVIDIA CUDA technology. The accuracy of the computer spline modeling method by comparing the results of numerical experiment in modeling with the results of full-scale experiment is shown.

Keyword: calculation of errors, dynamic and technological parameters of surface layer quality, shock-vibrating hardening conditions, accuracy of computer simulation.

В авиационной отрасли машиностроения для сокращения массы изделий детали изготавливают с ограниченным запасом прочности. Некоторые детали имеют сложную форму и недоступное для закрепленных лезвийных и абразивных инструментов расположение поверхностей. Для упрочнения подобных деталей применяют технологии виброабразивной обработки и виброударного упрочнения свободно вибрирующими частицами. Особенность этих процессов — отсутствие жесткой связи между частицами закрепленной в контейнере упрочняемой деталью и частицами инструментальной среды. В результате ин-

тенсивных колебаний контейнера с закрепленной в нем упрочняемой деталью инструментальная среда приобретает форму детали и образует на ее поверхности множество упругопластических отпечатков, количество которых по мере обработки увеличивается и они образуют упрочненный поверхностный слой [1].

Эта феноменальная способность динамически сопрягаться с поверхностью детали — основная причина образования существенной нелинейности технологической системы и возникновения значительных погрешностей. При малой изгибной жесткости деталей и недостаточной точности

определения режимов виброударного упрочнения погрешности превышают допустимые, которые в среднем могут достигать: для шероховатости 30...60 %, степени и глубины наклепа 7...15 %, остаточных напряжений 5...10 % от номинальных значений [1]. В результате может происходить коробление деталей типа балок, лонжеронов и панелей, у деталей типа крыльчаток и дисков турбин возникает осевая неуравновешенность, что увеличивает гидравлическое сопротивление проточных каналов и снижает сопротивление усталости и технологическую надежность турбонасосных агрегатов [1].

Теория и практика показывают, что осредненные значения параметров качества поверхностного слоя, которые можно определить при имитационном моделировании, не позволяют рассчитать погрешности, так как нет общей картины распределения технологических параметров качества на различных участках упрочняемых деталей сложной формы. Это особенно опасно для деталей с малой изгибной жесткостью [2]. Таким образом, расчет погрешностей параметров виброударного упрочнения крупногабаритных деталей с закреплением является актуальной проблемой.

Цель работы — расчет погрешностей с помощью компьютерного моделирования на основе двухмерной сплайновой аппроксимации поверхности балки в плоской двухмерной постановке [1—4].

Сплайновое моделирование выполняли с использованием операционных систем Delphi-6, MathCAD 2000, программного комплекса Gran Mos и разработанной авторами программы Gran Mos и др. [5]. Для снижения погрешностей виброударного упрочнения применяли семь режимов колебаний при виброударном упрочнении. Режимы М1—М7 отличались ориентацией эллипсных траекторий колебаний контейнера с жестко закрепленной в нем балкой. Для оценки достовер-

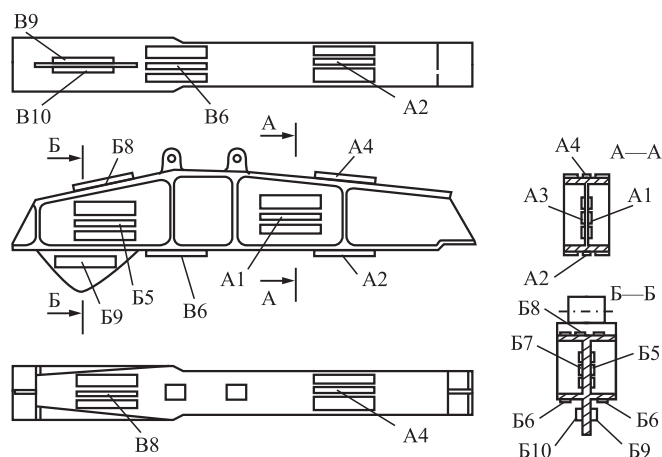


Рис. 1. Схема закрепления на силовой балке плоских образцов-свидетелей, пластин Альменда (размеры балки: длина 1,79 м, высота 0,13 м, ширина 0,075 м) [2]

ности компьютерного сплайнового моделирования использовали натурные экспериментальные исследования на макете и натурной балке с образцами-свидетелями, пластинами Альменда, из легированной стали 30ХГСНА, титанового сплава ОТ4 и алюминиевого сплава Д16Т (рис. 1) [1, 3]. Экспериментальные результаты сравнивали с результатами компьютерного моделирования методом дискретных элементов и фазовых траекторий с распараллеливанием вычислений с использованием технологии NVIDIA CUDA [1—4].

Сплайновая аппроксимация существенно упрощает расчет погрешностей динамических и технологических параметров процессов виброударного упрочнения деталей сложной формы [1, 3].

Плоские образцы-свидетели применяли для определения параметров шероховатости поверхности, прогиба плоского образца, который затем пересчитывали в остаточные напряжения по формуле Давыденкова [1—4].

Размеры плоских образцов: длина 100 мм, ширина 20 мм. Нумерация плоских образцов и их расположение на балке (см. рис. 1) соответствует нумерации сплайнов на 3D-модели. Буква обозначает сечение, цифра — номер образца в этом сечении.

При моделировании использовали следующие сочетания параметров колебаний и смены траекторий.

Режим М1. Смена эллипсной траектории колебаний осуществляется с угловым шагом $\gamma = 45^\circ$, по ходу часовой стрелки при постоянной частоте колебаний $\omega = 62,8 \text{ с}^{-1}$, вращение дебалансного груза вибратора по ходу часовой стрелки.

Режим М2. Смена траектории колебаний выполняется с угловым шагом $\gamma = -45^\circ$ против хода часовой стрелки при постоянной частоте колебаний $\omega = -62,8 \text{ с}^{-1}$, вращение дебалансного груза вибратора против хода часовой стрелки.

Режим М3. Смена траектории колебаний выполняется с угловым шагом $\gamma = 45^\circ$, по ходу часовой стрелки при постоянной частоте колебаний $\omega = 62,8 \text{ с}^{-1}$. Вращение дебалансного груза вибратора против хода часовой стрелки.

Режим М4. Смена траектории колебаний выполняется с угловым шагом $\gamma = -45^\circ$, против хода часовой стрелки при постоянной частоте колебаний $\omega = 62,8 \text{ с}^{-1}$, вращение дебалансного груза вибратора по ходу часовой стрелки.

Режимы М5, М6, М7. Угол ориентации траектории изменяется в диапазоне $0^\circ < \gamma < 360^\circ$, по ходу часовой стрелки, частота колебаний $\omega = 62,8 \text{ с}^{-1}$, вращение дебалансного груза вибратора по ходу часовой стрелки.

Режимы М1—М5. Скорость периодических соударений $v_t = 0,7...1,8 \text{ м/с}$, $\delta_d = (0,1...3,3)10^{-2} \text{ м}$, $\delta_q = (0,02...0,13)10^{-2} \text{ м}$.

Режимы М6, М7. Скорость периодических соударений $v_c = 1,149$ м/с, $\delta_c = 0,07 \cdot 10^{-2}$ м, $\delta_d = 1,7 \cdot 10^{-2}$ м.

Здесь и далее индекс "д" относится к детали, индекс "ч" — к частице.

Математическое ожидание фазового угла, рад, периодических соударений j -го сплайна балки с i -й группой частиц инструментальной среды [1]

$$\varepsilon_{\tau_{ij}} \cong \arcsin \frac{\delta_{d_{ij}}}{2A_{d_{ij}} \sqrt{1 - \Phi_{ij} \omega}} - \arctg \Phi_{ij} \omega \tau + \pi,$$

где $A_{d_{ij}}$ — амплитуда колебаний j -го сплайна балки;

Φ_{ij} — функция циркуляционных медленных перемещений i -й группой частиц инструментальной среды.

Математическое ожидание энергии, Дж, периодических соударений j -го сплайна балки с i -й группой частиц инструментальной среды [1]

$$\Theta_{\tau_{ij}} = 9,81 \frac{m_{q_{ij}} ((A_{d_j} + A_{q_{ij}}) \omega \cos \varepsilon_{ij})^2}{0,5 - \psi(T) - \psi(0,5T) - 2/(1 - R^2)},$$

где $m_{q_{ij}}$ — масса i -й частицы; T — период колебаний; ψ — функция периодических колебаний частиц с собственной частотой ω_0 в вибрирующей инструментальной среде с выборкой зазоров; R — коэффициент восстановления скорости периодических соударений частиц.

Математическое ожидание массы, кг, i -й группы частиц инструментальной среды, соударяющихся с j -м сплайном балки [1]

$$m_{ij} = m_{q_{ij}} + \frac{v_{\tau_{ij}} \tau_{ij} \rho_{ж} D_{q_{ij}}^2}{\delta_{q_{ij}} / 0,5 D_{q_{ij}}} + \frac{g v_{\tau_{ij}} \tau_{ij}^2 (G \tau_{ij} + \alpha)}{0,5 R \delta_{q_{ij}}},$$

где $\rho_{ж}$ — плотность технологической жидкости инструментальной среды (водные растворы моющих средств при виброабразивной обработке, трансформаторное масло при виброударном упрочнении);

G — квазиупругая жесткость интенсивно вибрирующей с зазорами между частицами инструментальной среды [1];

$D_{q_{ij}}$ — диаметр i -й частицы;

α — коэффициент диссипации интенсивно вибрирующей с зазорами инструментальной среды;

$v_{\tau_{ij}}$, τ_{ij} — скорость и время такта соударений j -го сплайна с i -й группой интенсивно вибрирующих частиц инструментальной среды.

Математическое ожидание амплитуды динамических зазоров, мм, между частицами i -й группы интенсивно вибрирующей инструментальной среды [1]

$$\delta_{q_{ij}} = v_i(t_i) - v_{i+1}(t_{i+1})_n,$$

где v , t — скорость и продолжительность i -го такта периодических соударений.

Математическое ожидание средней скорости, м/с, перемещений (медленных циркуляционных)

i -й группы частиц инструментальной среды за счет вибротранспортирования их в контейнере с жестко закрепленной в нем балкой [1]

$$v_{ц_j} = \sum_{i=1}^N \left(\frac{x_{ij}(t)}{t_\tau} \right),$$

где x , t — перемещение и продолжительность такта периодических соударений j -го сплайна балки с i -й группой частиц инструментальной среды.

Математическое ожидание параметра шероховатости Rz , мкм, на j -м сплайне балки [1]

$$M_{Rz_{ij}} \cong 10^4 \left[\frac{Rz_{исх}^* + k_u k_h k_{Rz} k_r^{-1} \times}{\sqrt{\frac{\Theta_{\tau_{ij}}}{0,5 \pi \text{НМ}_d D_c}}} \right] Rz(N_\tau),$$

где коэффициент $k_h = 1,1 \dots 1,4$ характеризует отношение значений упругих деформаций к пластическим; $k_{Rz} = 1,1 \dots 1,6$ — коэффициент исходной шероховатости сплайнов балки; НМ_d — твердость материала балки по Майеру;

$$k_u = \frac{Rz_{исх} \sigma_{вн}}{Rz_{исх} \sigma_{вд}} = 0,1 \dots 0,9;$$

$$k_r = \frac{2E_d}{3(1 - v_d^2)} \sqrt{\frac{r_d r_c}{r_d + r_c}},$$

где r — радиус поверхности детали или частицы;

$Rz(N_\tau)$ — функция снижения Rz по мере обработки.

Абсолютные и относительные погрешности Rz , %, сплайнов детали при виброударном упрочнении характеризуются зависимостями [1]

$$\Delta Rz_j = |Rz_{ном}| - |Rz_{дст_j}|; \Delta Rz_j^* = \frac{\Delta Rz_j}{Rz_{ном}} 100.$$

Здесь индекс "дст" обозначает действительное значение параметра.

Изменение среднеарифметической высоты микронеровностей Rz на различных сплайнах поперечного сечения балки для режима М1 представлено на рис. 2, изменение относительной погрешности формирования Rz на сплайнах балки при различных режимах колебаний — на рис. 3.

Наименьшие погрешности ΔRz^* наблюдаются при режимах М5—М7, где смена траектории осуществлялась через каждые 8 мин.

Математическое ожидание остаточных напряжений, МПа, j -го сплайна детали [1]

$$M_{\sigma_{-0ij}} = k_\sigma \left(\Theta_{\tau_{ij}} \left(\frac{r_d r_c}{r_d + r_c} \right)^{-3} \right)^{1/5} \times \left[\frac{1 - v_d^2}{E_d} + \frac{1 - v_c^2}{E_c} \right]^{-4/5} \sigma_{-0}(N_\tau),$$

где k_σ — коэффициент, учитывающий склонность материала детали к образованию остаточных напряжений: для стали 30ХГСНА $k_\sigma = 0,2$.

Изменение относительной погрешности формирования остаточных напряжений $\Delta\sigma_{-0}^*$ по всем

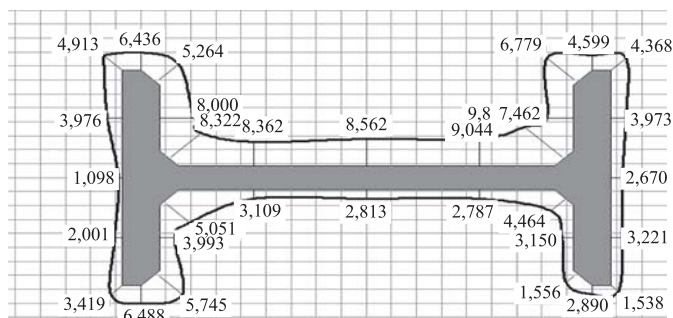


Рис. 2. Изменение среднеарифметической высоты микронеровностей Rz , мкм, на различных сплайнах поперечного сечения балки (материал детали балки сталь легированная среднеуглеродистая 30ХГСНА, параметр шероховатости исходной поверхности балки $Rz_{исх} = 15$ мкм; режим колебаний М1)

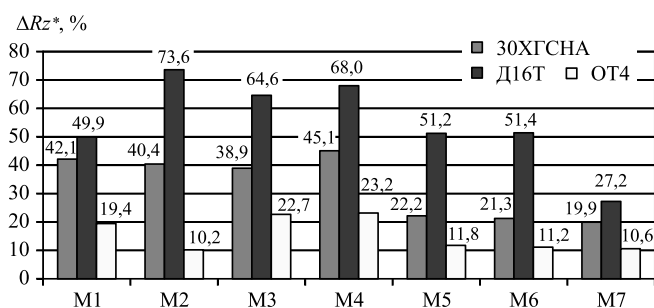


Рис. 3. Изменение относительной погрешности формирования Rz на сплайнах балки при различных режимах колебаний (материал детали легированная среднеуглеродистая сталь 30ХГСНА, параметр шероховатости исходной поверхности детали $Rz_{исх} = 15$ мкм; режимы колебаний детали с контейнером М1—М7)

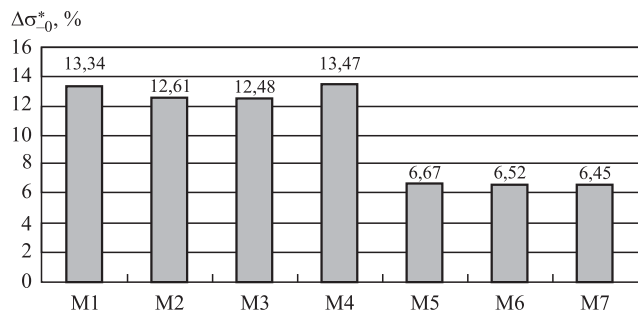


Рис. 4. Изменение относительной погрешности формирования остаточных напряжений $\Delta\sigma_{-0}^*$ по всем сплайнам поверхностей балки в ее поперечных сечениях при различных режимах колебаний контейнера с деталью (материал балки сталь легированная 30ХГСНА, параметр шероховатости исходной поверхности детали $Rz_{исх} = 15$ мкм; исходные остаточные напряжения в сплайнах балки равны нулю, номинальные значения остаточных напряжений $\sigma_{-0,ном} = 500$ МПа, режимы М1—М7)

сплайнам поверхностей балки в ее поперечных сечениях при различных режимах колебаний контейнера с деталью представлено на рис. 4. Допустимые погрешности виброударного упрочнения зависят от изгибной жесткости детали и должны быть меньше технологического допуска [1]

$$|\Delta\sigma| \leq \Gamma T_\sigma.$$

Абсолютные и относительные погрешности формирования остаточных напряжений по всем j -м сплайнам балки [1] рассчитаем по формулам:

$$\Delta\sigma_j = |\sigma_{ном} - \sigma_{дст j}|; \Delta\sigma_j^* = \frac{\Delta\sigma_j}{\sigma_{ном}} \cdot 100.$$

Математическое ожидание степени наклепа поверхностного слоя j -го участка сплайна детали [1]

$$M_{HU_{ij}} = 5,65 k_{HU} k_r^{*-1} \left(\frac{h_{yij}}{h_{oij}} \right) \times \sqrt[4]{\frac{32\Theta_{\tau ij}}{\pi \text{НМ}_д D_{ш}^3} \cdot 100\% \cdot HU(N_\tau)},$$

где k_{HU} — коэффициент, учитывающий способность материала балки к образованию наклепа;

$D_{ш}$ — диаметр шарика инструментальной среды. Индекс "у" относится к упругим деформациям, "о" — к остаточным деформациям.

Математическое ожидание глубины наклепа поверхностного слоя j -го сплайна балки

$$M_{h_{Hu_{it}}} = k_{HU} k_r^{*-1} \left(\frac{h_{yij}}{h_{oij}} \right) \times \sqrt[4]{\frac{32\Theta_{\tau ij} D_{ш}}{\pi \text{НМ}_д} (1,54 - \text{НВ} \cdot 10^{-5}) h_{Hu}(N_\tau)}.$$

Относительные погрешности степени наклепа представлены на рис. 5. Погрешности рассчитывали по формулам

$$|\Delta HU| \leq \Gamma T_{HU}; \Delta HU_j = |HU_{ном} - HU_{дст j}|;$$

$$\Delta HU_j^* = \frac{\Delta HU_j}{HU_{ном}} \cdot 100.$$

Теоретически с помощью компьютерного моделирования установлено, что за счет смены траекторий колебаний балки на угол не более угла ударного трения, т.е. от 23...30° до 45° через 3,0...7,5 мин виброударного упрочнения, при поджатии инструментальной среды $\text{П} \approx 0,03...0,05 (A\omega^2/g)$ обеспечивается снижение относительных погрешностей до допустимых значений, соизмеримых с погрешностями при равномерном вращении балки: для

высоты микронеровностей $\Delta R_{z_{cp}}^* = 12...51\%$, для степени наклепа $\Delta HU_{cp}^* = 5...12\%$, для остаточных напряжений $\Delta \sigma_{-0}^* = 6...7\%$. Относительные погрешности динамических параметров виброударного упрочнения балки скорости периодических соударений Δv_{τ}^* , массы Δm_{τ}^* , зазоров $\Delta \delta_{\tau}^*$

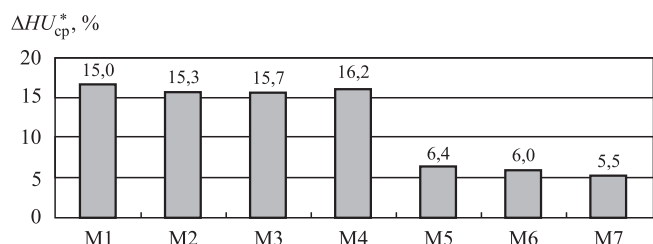


Рис. 5. Изменение относительной погрешности степени наклепа ΔHU_{cp}^* по всем сплайнам сечения балки (материал детали сталь легированная 30ХГСНА, исходный параметр шероховатости сплайнов поверхности балки $R_{z_{исх}} = 15$ мкм; на различных режимах виброударного упрочнения M1—M7 исходные остаточные напряжения равны нулю)

Таблица 1

Относительные погрешности, %, динамических параметров виброударного упрочнения балки среды при виброударной обработке балки при режимах колебаний M1—M6

Режим	Δv_{τ}^*	Δm_{τ}^*	$\Delta \delta_{\tau}^*$	$\Delta \delta_{д}^*$	$\Delta \varepsilon_{\tau}^*$	$\Delta \mathcal{E}_{\tau}^*$
M1	20...27	17...24	19...20	92...120	16...18	77...85
M2	48...50	27...41	50...62	90...177	9...21	53...57
M3	70...71	28...36	49...51	42...67	13...16	86...95
M4	58...72	35...124	40...85	62...66	14...22	82...141
M5	22...39	14...16	29...43	43...68	7...12	48...56
M6	22...39	4...6	—	—	—	40...43

Таблица 2

Относительные погрешности, %, теоретических и экспериментальных погрешностей технологических параметров при виброударной обработке балки из стали 30ХГСНА

Режим	ΔR_{z}^*	ΔHU^*	Δh_{HU}^*	$\Delta \sigma_{-0}^*$
M1	42,14	15,05	12,65	13,34
M2	40,49	15,33	14,06	12,02
M3	38,92	15,66	16,85	12,48
M4	45,09	16,23	15,28	13,47
M5	22,16	6,41	4,49	6,67
M6	21,25	5,99	4,40	6,52
M7	19,94	5,53	1,56	6,60
Эксперимент	32,70	13,82	8,93	9,70

и $\Delta \delta_{д}^*$, фазы $\Delta \varepsilon_{\tau}^*$ и энергии $\Delta \mathcal{E}_{\tau}^*$ периодических соударений при виброударной обработке балки с изменением ориентации траектории колебаний в режимах режимы колебаний M1—M6 контейнера с жестко закрепленной балкой представлены в табл. 1.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований погрешности технологических параметров при виброударной обработке балки представлены в табл. 2.

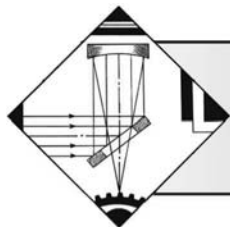
Обсуждение полученных результатов и выводы

В результате проведенного расчета получены сплайновые теоретические значения динамических и технологических параметров, а также абсолютные и относительные погрешности этих параметров. Достоверность результатов компьютерного сплайнового моделирования со сплайновой двухмерной аппроксимацией удовлетворительная.

Метод компьютерного моделирования с двухмерной сплайновой аппроксимацией поверхностей сложной формы позволяет повысить достоверность теоретического определения режимов виброударного упрочнения и уменьшить в 1,5—3,0 раза погрешности технологических параметров виброударного упрочнения. В результате этого можно снизить затраты на опытную отработку технологий, увеличить запас прочности деталей и более точно прогнозировать технологическую надежность изделий с ограниченным запасом прочности по параметрам качества.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Копылов Ю.Р.** Динамика процессов виброударного упрочнения. Воронеж: ИПЦ "Научная книга", 2011. 568 с.
2. **Копылов А.Ю.** Снижение погрешности шероховатости, наклепа и остаточных напряжений при виброударной обработке деталей: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец: 05.03.01. Воронеж. 2004.
3. **Верзилина О.А.** Разработка эффективного алгоритма исследования двумерной многомассовой системы с распределенными параметрами // *Фундаментальные исследования*. 2016. № 11—2. С. 255—259.
4. **Копылов Ю.Р.** Экспериментальное определение погрешностей виброударного упрочнения крупногабаритных деталей // *Техника машиностроения*. 2004. № 6. С. 24—27.
5. **Верзилина О.А.** Компьютерное моделирование процессов виброударного упрочнения со сплайновой аппроксимацией поверхностей деталей сложной формы: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец: 05.13.18. Математическое моделирование, численные методы и комплексы программ. 2018.



УДК 620.179.4:621.793

Е.М. Биргер, ¹В.Е. Архипов, ¹А.Н. Поляков
(¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва)
E-mail: mnsv@mail.ru

Газодинамическое напыление. Физические основы и параметры процесса (Обзор. Часть 2)*

Рассмотрены физические принципы газодинамического напыления и механизмы взаимодействия частиц напыляемых металлов с поверхностью, включая ее внешнее состояние и внутреннюю структуру металла, а также размеры используемых частиц. Дана оценка использования состава и температуры несущего газа на механические свойства покрытия. Применение более легких газов повышает скорость частиц, например, порошка титана до 400 м/с, что увеличивает адгезию. Оценка влияния окисления частиц показала, что для меди скорость варьируется в диапазоне 310...610 м/с при изменении содержания кислорода в порошке от 0,02 до 0,38 % мас. Показана система для регенерации гелия с чистотой рециркулированного гелия $\approx 99\%$ и коэффициентом рециркуляции 85 %, повышающая экономическую эффективность использования гелия. Расчеты специалистов Университета Пенсильвании (Pennsylvania State University) показали, что скорость частицы меди размером 12 мкм может быть увеличена на 33 % (от 553 до 742 м/с) только за счет увеличения длины сопла от 83 до 211 мм для напыления с использованием азота в качестве рабочего газа.

Ключевые слова: газодинамическое напыление, критическая скорость, адгезия, рабочий газ, сопло, поверхность, покрытие, структура.

The physical principles of gas-dynamic spraying and interaction mechanisms of sprayed metals particles with the surface, including its external state and internal structure of the metal, as well as the sizes of the used particles are considered. The use of the composition and temperature of the carrier gas on the mechanical properties of the coating is given. It is shown that the use of lighter gases increases the speed of particles, such as titanium powder to 400 m/s, which increases the adhesion. The assessment of the effect of particles oxidation shows that for copper the speed varies in the range 310...610 m/s when the oxygen content in the powder changes from 0.02 to 0.38 % weight. System for the regeneration of helium with recycled helium purity $\approx 99\%$ and recirculation coefficient — 85 % is shown, which increases the economic efficiency of helium use. Calculations of Pennsylvania State University specialists showed that the copper particle speed size of 12 μm can be increased by 33 % (from 553 to 742 m/s) only by increasing of the nozzle length from 83 to 211 mm for spraying with use of nitrogen as working gas.

Keywords: gas-dynamic spraying, critical speed, adhesion, working gas, nozzle, surface, coating, structure.

Несущий (рабочий) газ и его свойства

В большинстве случаев в качестве несущего (рабочего) газа используют подогретый азот, однако некоторые твердые материалы не могут быть напылены, поскольку требуется более высокая скорость частиц, которую невозможно получить с помощью азота. В таких случаях необходимая

скорость может быть получена за счет применения гелия. При всех условиях и той же температуре гелий дает возможность получить существенно более высокие скорости частиц порошка по сравнению с азотом, что ведет к повышению качества покрытия. В одной из работ в процессе газодинамического напыления (ГДН) аморфных порошков NiTiZrSiSn отмечено существенное повышение эффективности напыления при замене азота на гелий [22]. Однако гелий в 10 раз дороже азота, что делает его во многих случаях экономически невыгодным, если его не рециркулировать. Система восстановления гелия была разра-

* Начало см. журнал "Упрочняющие технологии и покрытия". 2019. № 6. С. 262—270.

ботана и успешно применена фирмой Polycontrols в Канаде [23]. Чистота рециркулированного гелия достигает 99 %, а коэффициент рециркуляции — 85 %. Использование такой системы делает процесс ГДН экономически более выгодным и позволяет разгонять частицы порошка титана до 400 м/с с хорошим качеством депонированных покрытий.

Однако, в определенных случаях, применение гелия необходимо, когда речь идет о существенном повышении эксплуатационных параметров, например титановых покрытий (рис. 9) [24].

Повышения энергетической эффективности и уменьшения массы, а также вредных выбросов уже многие годы добиваются при использовании титана для изготовления определенных деталей автомобильных и авиационных двигателей и деталей с покрытиями из титана. При холодном напылении покрытий существует возможность избежать разрушительных эффектов, вызываемых высокотемпературным воздействием, в частности, значительных остаточных напряжений и фазовых превращений. Поэтому авторы обращают особое внимание на влияние температуры газа и параметров газовой смеси при ГДН титановых порошков и смесей [25]. Исследовали, в частности, свойства покрытий, полученных для одинаковой скорости частиц при использовании соответствующих режимов разных газов (гелий, азот). Результаты работы показали, что при одинаковой скорости частиц эффективность напыления и плотность покрытий в основном являются функцией температуры подложки и частиц порошка. При более высокой температуре газовой смеси покрытия, полученные при использовании азота, имели более высокую плотность, и эффективность напы-

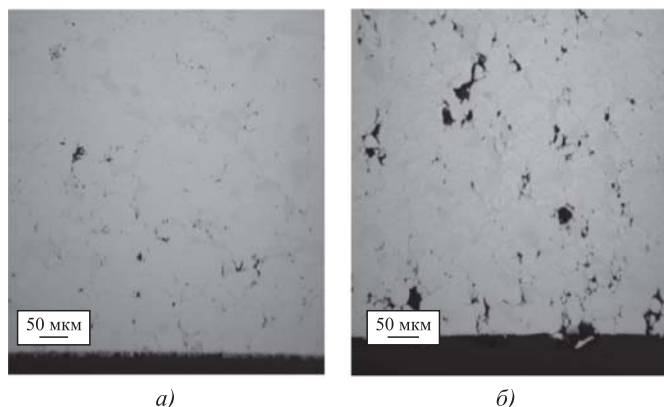


Рис. 9. Микроструктура и некоторые параметры покрытия при напылении порошка Ti—6Al—4V:

а — гелием — модуль упругости 97 ГПа, предел прочности ~400 МПа; *б* — азотом — модуль упругости 14 ГПа, предел прочности 70...140 МПа

ления была выше, чем при использовании гелия в качестве рабочего газа:

- при низких скоростях частиц порошка в покрытие имеется некоторое количество частиц со слабой связью с подложкой, которые могут отслоиться. Такой эффект был показан вплоть до давления 3 МПа;

- медленное перемещение сопла способствует более высокой температуре подложки. Результирующее покрытие в такой ситуации имеет более высокую плотность, но и меньшую твердость (до 22 %);

- рентгеновские исследования показали, что при более высокой температуре подложки повышается количество оксидных и нитридных составляющих;

- максимальная толщина покрытия при 100%-ной плотности была получена при использовании оптимальных параметров гелия и оптимальной конфигурации сопла.

В некоторых приложениях в качестве несущего газа используют смесь гелия и азота. Добавка азота, молекула которого содержит два атома, повышает теплосодержание несущего газа, что улучшает теплоперенос с потоком частиц порошка, однако и снижает скорость, поскольку атомная масса газа становится больше. Последнее отражается на свойствах покрытия, у которого наблюдаются меньшая плотность и твердость [26]. Однако те же авторы получили повышенную коррозионную стойкость при напылении коммерчески чистого алюминия 1100 (химический состав, %: не менее 99 Al; 0,05...0,2 Cu; не более 0,05 Mn; не более 0,95 Si + Fe; не более 0,1 Zn) на подложку из такого же материала при использовании смеси газов с 20%-ным содержанием азота. Сравнение проводили с покрытиями из того же материала, напыленными с использованием 100%-ного гелия. Оба покрытия имели очень высокую коррозионную стойкость, однако контрольное покрытие имело более высокую твердость и плотность. Компьютерное моделирование процесса достаточно точно описывает экспериментальные результаты [27].

Температура и давление газа играют существенную роль в образовании покрытий и формировании их свойств. Рассмотрим некоторые эффекты температурного влияния. Скорость рабочего газа в перетяжке сопла Лавала (v_t) является функцией его температуры [28]:

$$v_t = 0,5(\gamma RT),$$

где γ — специфический коэффициент теплоемкости данного газа;

R — газовая константа;

T_t — температура газа в перетяжке сопла.

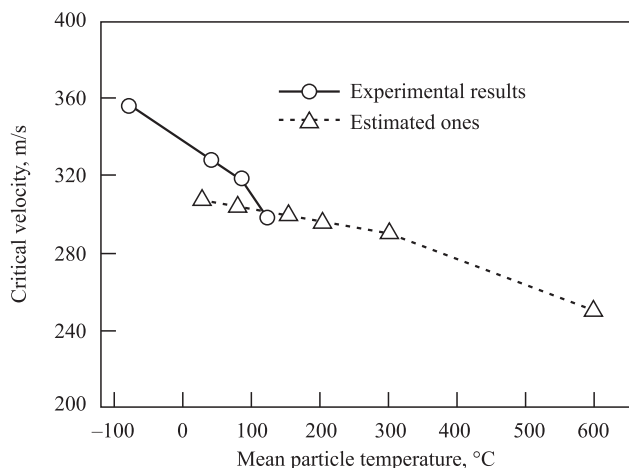


Рис. 10. Зависимость критической скорости от средней температуры частиц:

Critical velocity — критическая скорость; Mean particle temperature — средняя температура частиц; Experimental results — экспериментальные результаты; Estimated — оценочные

Таким образом, из данной формулы следует, что скорость частиц возрастает с увеличением температуры газа. Предварительный нагрев несущего газа способствует более высокой скорости частиц порошка, однако увеличивает риск окисления и/или нитрации, что может оказаться вредным эффектом в конкретных приложениях покрытия. Более того, те же авторы утверждают, что поскольку при нагреве плотность и вязкость газа уменьшаются, соответственно уменьшается и несущая способность газа, ответственная за ускорение порошка. Это может привести к снижению скорости движения частиц. С другой стороны, авторы сообщили о снижении критической скорости частиц порошка Cu на 14 м/с при повышении температуры на 100 °C вследствие термического размягчения металла (рис. 10) [29].

Давление рабочего газа существенно влияет на свойства покрытий при ГДН. Сравнительные исследования влияния давления несущего газа на параметры покрытий провели в работе, где для напыления использовали достаточно мягкий порошок алюминия, покрытия из которого наносили при давлениях 0,7; 1,5 и 2,5 МПа [30]. При низком давлении была отмечена значительная пластическая деформация частиц. В то же время при напылении при более высоком давлении газа (1,5 и 2,5 МПа) частицы Al в покрытии не имели столь сильной деформации. Твердость полученных покрытий максимальна именно при низком давлении несущего газа (0,7 МПа), что авторы объяснили упрочнением наклепом отскокившими частицами.

Топография и температура поверхности подложки

Известны исследования влияния рельефа поверхности подложки на формирование связи между поверхностью и частицами порошка. В частности, авторы предположили, что частицы при ударах о поверхность в первую очередь активируют ее, увеличивая шероховатость [31]. В целом повышение шероховатости поверхности подложки значительно увеличивает эффективность напыления.

Результаты ряда работ показывают, что иницирование начала осаждения частиц порошка существенно зависит от типа подложки. В частности, авторы исследовали процесс напыления алюминия на подложки из металла с разной твердостью, полимеры и керамику [35]. Шероховатость поверхности подложки перед началом напыления во всех случаях была достаточно низкой ($Ra < 0,1$ мкм). При напылении наблюдали ряд различных явлений, таких как плавление подложки, деформация подложки и частиц порошка, признаки формирования "струй" металла, которые проявлялись во время воздействия частиц порошка на подложку. При этом металлические подложки, твердость которых, как правило, была выше твердости алюминия, способствовали напылению покрытия. Начиналось образование покрытия на твердых металлических подложках быстро даже в тех случаях, когда деформация подложки не наблюдалась. Авторы заключили, что наиболее успешно образование алюминиевых покрытий происходит на металлических подложках, имеющих низкую шероховатость и твердость, более высокую, чем у напыляемых частиц порошка. С другой стороны, противоположные результаты были показаны другими исследователями [36].

Авторы исследовали влияние пескоструйной обработки поверхности, свойств порошка и предварительного нанесения слоя термическим напылением на производительность ГДН (т.е. создание определенного рельефа поверхности) [37]. Результаты показывают, что пескоструйная обработка и термическое напыление в целом значительно повышают эффективность напыления и микротвердость на поверхности и вблизи нее.

Ключевую роль топографии шероховатой подложки в адгезии покрытия и во всех явлениях, которые могут оказать влияние на адгезию, отмечают многие исследователи. Авторы [38] полагают, что сложная природа профиля поверхности подложки не может быть достаточно точно охарактеризована лишь средней величиной шероховатости. Авторы рассчитали прочность адгезии для термических покрытий, основываясь на

микроструктурах. Параметры небольшого участка покрытия, площадью порядка 100 мкм^2 , могут служить показателем прочности адгезии всего покрытия. Z.D. Xiang с соавторами показали, что вполне реально ожидать более быстрого роста толщины покрытия на стальной поверхности с тонкой гранулярной структурой, поскольку этот процесс существенно зависит от диффузии через границы между зёрнами и микроструктурными дефектами [39]. Было отмечено, что процесс диффузии при низких температурах может быть значительно ускорен на поверхности пластически деформированной стали, где размеры зёрен уменьшены до уровня нанометров. При этом большое число микроструктурных дефектов образуется одновременно в процессе холодной обработки. В частности, поверхностные слои стали, подвергнутой дробеструйной обработке, существенно отличаются от основного металла подложки и содержат большое количество границ мелких зёрен и дефектов решетки типа дислокаций.

Многие авторы показали, что сила связи между покрытием (напыление порошка STi под давлением $2,9 \text{ МПа}$) и подложкой является функцией состояния поверхности подложки (рис. 11) [40]. Очевидно, что наименьшая адгезия свойственна покрытиям, напыленным на поверхность, подвергнутую пескоструйной обработке (в среднем 8 МПа), в то время как адгезия для полированной

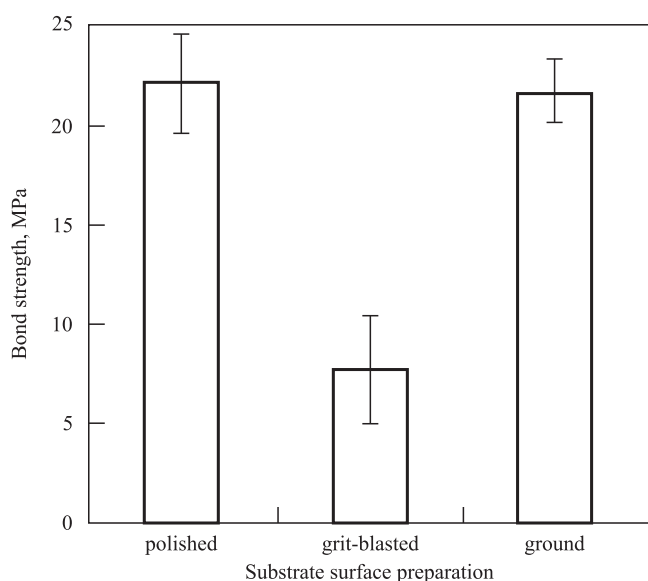


Рис. 11. Влияние состояния поверхности подложки на силу сцепления покрытия с основой для покрытия STi , напыленного под давлением $2,9 \text{ МПа}$:

Bond strength — сила сцепления; Substrate surface preparation — подготовка поверхности подложки; polished — полировка; grit-blasted — пескоструйная обработка; ground — шлифовка

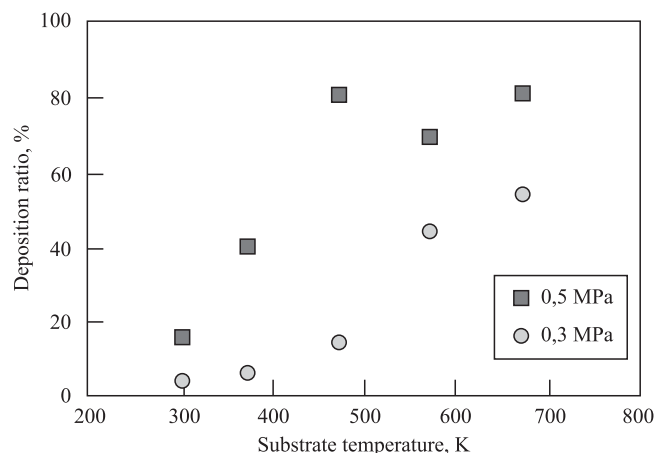


Рис. 12. Соотношения между эффективностью напыления и температурой подложки и давлением газа: Deposition ratio — эффективность напыления; Substrate temperature — температура подложки [34]

и шлифованной поверхностей подложки составляла в среднем 22 МПа .

С помощью инфракрасной камеры исследовали изменение температуры подложки в зависимости от скорости поперечного смещения сопла и скорости частиц порошка алюминия, цинка и олова при различном давлении газа [32]. Было показано для одиночных частиц и толстых покрытий, что более высокая температура подложки способствует и более высокой эффективности напыления, даже при том условии, что температура самих частиц была комнатной. Увеличение давления газа также немало способствует повышению эффективности напыления. На рис. 12 эти результаты приведены для случая напыления частиц меди. Авторы подтвердили достоверность результатов и для случая напыления на керамические подложки, в частности, порошка меди на подложки Al_2O_3 [33].

Эффект наличия оксидов в напыляемом материале

Как уже отмечалось выше, повышение температуры газа может вызвать оксидирование частиц порошка, что в свою очередь влияет на критическую скорость. В частности, отмеченные во многих работах большие разбросы критической скорости для частиц меди могут быть отнесены именно к различию содержания кислорода в порошке меди. Авторы, используя режимы газодинамического напыления, приведенные в табл. 2, измерили критическую скорость напыления порошков различных металлов. Результаты исследований показали, что для порошка меди скорость варьируется в диапазоне $310...610 \text{ м/с}$ при измене-

Таблица 2

Режимы напыления в исследованиях С.-J. Li et al.

Материал	Несущий газ		
	Тип	Давление, МПа	Температура, °С
Cu	Азот	2,0	265
316L	Гелий	1,5	495
Monel		2,0	530

нии содержания кислорода в порошке от 0,02 до 0,38 % мас., а для порошка сплава на основе никеля Monel — 583...632 м/с при изменении содержания кислорода в порошке от 0,016 до 0,108 % мас. [41]. Аналогичная тенденция была отмечена для порошка нержавеющей стали 316L (рис. 13). Эти исследования отчетливо показали, что при высоком содержании кислорода критическая скорость в доминирующей степени определяется оксидной составляющей в порошке и не зависит от свойств самого материала. Обратное наблюдается при низкой оксидации порошкового материала, что свидетельствует о необходимости предварительной дополнительной обработки порошка в целях вытеснения оксидов.

Важные результаты были получены после напыления связующего покрытия из наноструктурированного порошка NiCrAlY [42]. Покрытие подвергали дробеструйной обработке для модификации морфологии поверхности этого покрытия.

Было показано, что на поверхности после дробеструйной обработки наноструктурированного покрытия NiCrAlY при оксидировании при температурах 900...1000 °С формировался тонкий и однородный оксидный слой. Другой важный результат работы заключался в том, что авторы пришли к выводу о необходимости модификации геометрии поверхности покрытий типа MeCrAlY для стимулирования образования защитного оксидного слоя путем последующей обработки покрытия, которой в данном случае являлась дробеструйная обработка. Поверхность покрытия после напыления имела значительную шероховатость с выступами, после дробеструйной обработки стала однородной и гладкой. Параметр шероховатости поверхности покрытия снизился от $Ra = (5,6 \pm 1,2)$ мкм ($Rz = (26,2 \pm 3,5)$ мкм) — после напыления, до $Ra = (3,1 \pm 0,6)$ мкм ($Rz = (14,1 \pm 1,3)$ мкм) — после дробеструйной обработки.

Влияние конструкции сопла

Конструкция горелок для ГДН в последние годы подверглась дополнительным исследованиям и изменениям. Усовершенствования в конструкции сопел с использованием газодинамических моделей привели к увеличению скорости напыляемого порошка и возможности напыления частиц большего размера, что результируется в более плотные покрытия и более высокую эффективность напыления. Скорость полета частиц порошка также зависит от входного диаметра сопла, диаметра перетяжки, выходного диаметра или коэффициента расширения (отношения площади выходного отверстия к площади перетяжки), длины входной сходящейся части горелки и длины выходной расходящейся части горелки. Увеличение длины сопла существенно влияет на скорость частиц.

Расчеты специалистов Университета Пенсильвании (Pennsylvania State University) показали, что скорость медной частицы размером 12 мкм может быть увеличена на 33 % (от 553 до 742 м/с) только за счет увеличения длины сопла от 83 до 211 мм для напыления с азотом в качестве рабочего газа [43]. Такое увеличение скорости приводит к значительному повышению эффективности напыления (в данном случае от 10 до 80 %). Однако имеются определенные практические ограничения на длину сопла, накладываемые материалами и методами обработки, применяемыми для изготовления ответственных деталей горелок. Поэтому многие разработчики проводят исследования новых материалов для улучшения характеристик

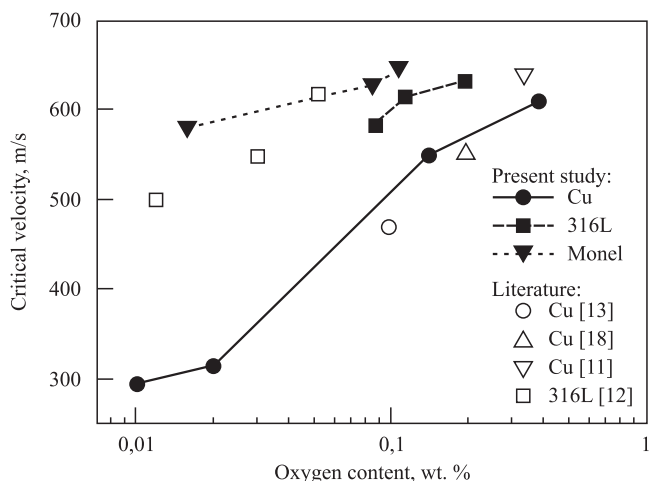


Рис. 13. Эффект оксидирования трех типов порошкового материала:

Critical velocity — критическая скорость; Oxygen content — содержание кислорода. Одиночные результаты цитированных авторами (С.-J. Li et al.) работ помечены номерами в скобках в правом нижнем углу диаграммы

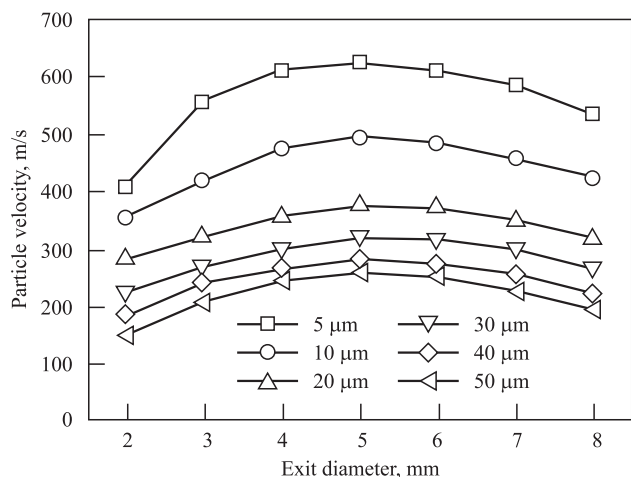


Рис. 14. Влияние выходного диаметра сопла на скорость частиц различного размера при напылении азотом под давлением 2 МПа при температуре 300 °С:

Particle velocity — скорость частиц; Exit diameter — выходной диаметр

потока частиц и оптимизации конструкции для минимизации газового потока через сопло.

В одном из проектов использовали специальные сопла, изготовленные из карбида вольфрама для ГДН специального сплава GRCor-84 — разработанного НАСА для ракетных двигателей [44]. В другом успешно применяли термопластовые сопла для устранения засорения стальных сопел частицами алюминиевого порошка [45]. На рис. 14 показаны результаты экспериментальной и численной оптимизации выходного диаметра сопла для максимального ускорения частиц разных размеров. При вычислениях использовали азот в качестве несущего газа при давлении 2 МПа и температуре 300 °С. Авторы разработали горелку с коротким соплом применительно к достаточно узкому диапазону внутренних размеров [46]. Расчеты вели для коэффициента расширения сопла 6,25 с длиной расходящейся секции всего 40 мм, в качестве несущих газов в расчетах использовали азот и гелий, расстояние до подложки 30 мм. Разработанная горелка позволила наносить плотные покрытия.

Эффективность напыления

Эффективность напыления (ЭН) — одна из наиболее важных характеристик процесса ГДН. Практически невозможно достичь ЭН, равной 100 %, вследствие высокой сложности природы самого процесса. Экспериментально ЭН (Deposition Efficiency — *DE*) определяют как [47]:

$$DE = \Delta m / M_p,$$

где Δm — изменение массы подложки по окончании напыления;

M_p — масса всех частиц порошка, взаимодействовавших с подложкой.

ЭН зависит от множества факторов, в частности: времени задержки, угла взаимодействия частиц порошка с подложкой, критической скорости, морфологии частиц порошка в струе, характеристик поверхности подложки и т.д. Как уже отмечалось выше, важнейшим параметром процесса является критическая скорость частиц конкретного материала. Только частицы, скорость которых превышает критическую, могут образовать покрытие. Таким образом, критическая скорость и скорость частицы в струе определяют ЭН при заданных условиях напыления. Однако используемые порошковые материалы, как правило, являются полидисперсными, и при разгоне газом скорость частиц порошка обратно пропорциональна их размеру, т.е. частицы с минимальным размером имеют наибольшую скорость, и, наоборот, частицы с максимальным размером имеют минимальную скорость. Тогда, если минимальная скорость имеет большее значение, чем критическая скорость, все частицы будут депонированы на подложке, и ЭН имеет порядок 100 %. С другой стороны, если максимальная скорость меньше критической, покрытие не будет образовано, и ЭН равна нулю (рис. 15, см. рис. 4) [48].

Такие соотношения справедливы при нормальном угле между осью сопла и поверхностью подложки. При отклонении от вертикали (θ), депонирование частицы определяется лишь вертикальной составляющей ее скорости. Только частицы, нормальная составляющая скорости которых

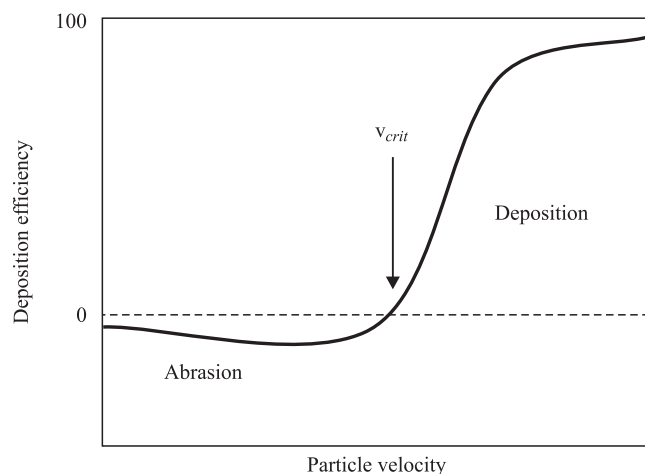


Рис. 15. Влияние скорости частиц на ЭН:

Deposition efficiency — эффективность напыления; Particle velocity — скорость частиц; Abrasion — царапание; Deposition — напыление

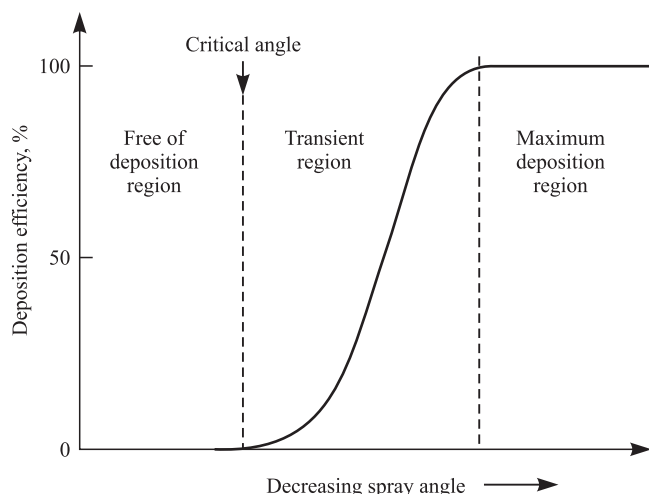


Рис. 16. Влияние угла напыления на ЭН:

Deposition efficiency — эффективность напыления; Decreasing spray angle — уменьшение угла напыления; Free of deposition region — нет напыления; Critical angle — критический угол; Transient region — промежуточная зона; Maximum deposition region — зона максимального напыления

превышает критическую, могут быть нанесены на поверхность (рис. 16).

Влияние некоторых свойств материала на ЭН

Холодное напыление покрытий и его ЭН зависят от пластичности частиц порошка и подложки, что определяет их адгезию. В основном считается, что наилучшая связь образуется в тех случаях, когда напыляемый материал существенно более пластичен, чем материал подложки. Металлы с гранцентрированной матрицей более пластичны, металлы с объемно центрированной матрицей наименее пластичны, а гексагональные структуры находятся между ними по пластичности. При ударе частицы о подложку ее температура возрастает, приводя к размягчению этой частицы и возможности образования достаточно плотного слоя покрытия. В случае мягких подложек и твердых частиц порошка первые столкновения преимущественно вызывают деформацию материала подложки. Первый слой твердых частиц формируется из практически недеформируемых частиц, однако последующие частицы вызывают существенную пластическую деформацию как подложки, так и уже "прилипших" частиц порошка [50]. Общепринято, что с уменьшением деформируемости подложки, уменьшается и простота образования связи напыляемой частицы с этой подложкой. Несмотря на логику такого утверждения, некоторые авторы ссылаются также и на совершенно противо-

положные результаты, в частности, связи частиц алюминия образуются быстро и с подложками гораздо более высокой твердости, чем у напыляемых частиц, даже при отсутствии видимых признаков деформации подложки.

Другим важным параметром процесса является температура частиц и подложки. С увеличением температуры воздуха соответственно возрастают температуры взаимодействующих частиц и подложки, при этом повышаются скорость частиц и ЭН. В отдельных случаях отмечается увеличение ЭН при сохранении температуры частиц на уровне комнатной, но с нагревом подложки. Как уже отмечалось выше, ЭН растет при повышении температуры несущего газа. При исследовании титановых порошков (R.S. Lima, A. Kucuk и др.) было показано, что депонирования порошка не происходит при температуре несущего газа (азота) ниже 155 °С, и ЭН быстро увеличивается с ростом температуры, существенно ускоряясь при температуре азота выше 215 °С (С.-J. Li, W.-Y. Li, H. Liao). Другие авторы не обнаружили изменения в ЭН при напылении титановых покрытий на Al трубы с ростом температуры газа в горелке от 370 до 480 °С.

Увеличение шероховатости поверхности подложки (от полированной до пескоструенной) может повысить ЭН металлических порошков, поскольку частицы порошка деформируются более существенно при ударе о шероховатую поверхность, что увеличивает механическое зацепление. Авторы S. Kumar, G. Bae, C. Lee утверждают, что наилучшие условия для сцепления формируются в том случае, когда размер гребня неоднородности на поверхности подложки имеет порядок 0,5...1,0 диаметра частицы порошка. Отсюда, прочность связи частиц наибольшая с поверхностью, подвергнутой пескоструйной обработке. Таким образом, пескоструйная обработка должна быть довольно общей операцией подготовки подложек, как при любом другом методе термического напыления. Было показано, что ЭН может быть повышена при добавлении твердых частиц в начальный порошок для напыления. В таких случаях удавалось поднять ЭН на 20...30 % и повысить качество покрытия за счет снижения пористости (1...7 %) и повышения прочности сцепления (40...80 МПа) [51].

Многочисленные исследования были посвящены основам и технике процесса наращивания толщины покрытия при ГДН смесей керамических и пластичных материалов. К сожалению, результатов, свидетельствующих о влиянии керамических включений в смесь для холодного напыления на параметры покрытия и эффективность процесса, к настоящему времени практически не имеется.

Нанесение многокомпонентных покрытий

подавляющее большинство проведенных исследований до середины 2000-х гг. было посвящено напылению однокомпонентных покрытий, т.е. покрытий, состоящих из порошка одного материала (чистый металл или сплав). Однако в последнее время все больший интерес для исследователей и технологов представляет процесс напыления многокомпонентных покрытий. Напыление такого рода покрытий осуществляется двумя основными способами [52].

Первый способ заключается в напылении частиц, имеющих сложную многокомпонентную внутреннюю структуру (в том числе наноразмерную структуру). Напыление такого рода порошков позволяет получать покрытия с уникальными свойствами, которые невозможно получить с помощью напыления однокомпонентных частиц.

Второй способ заключается в напылении покрытий, состоящих из смесей микродисперсных однокомпонентных порошков. Такие покрытия также могут обеспечить уникальные свойства и их вариации в широком диапазоне путем изменения состава напыляемой смеси по толщине покрытия. Как правило, такой способ холодного газодинамического напыления многокомпонентных покрытий реализуется путем напыления заранее приготовленных механических смесей с подачей порошка в дозвуковую либо сверхзвуковую область газового потока. Однако известно, что для эффективного напыления каждого материала требуются свои собственные значения температуры и скорости частиц. Следовательно, для каждого материала необходимо подбирать индивидуальные параметры газового потока. Поэтому при напылении заранее приготовленных смесей из порошков металлов чрезвычайно сложной является проблема поиска оптимальных параметров газового потока, обеспечивающих эффективное напыление каждого компонента. Например, нанесение смесей алюминий—титан, алюминий—железо затруднено, так как компоненты этих смесей имеют существенно различающиеся критические параметры и, соответственно, они эффективно напыляются при разных параметрах газового потока. Вследствие этого часто трудно, а иногда и невозможно подобрать параметры газового потока так, чтобы они обеспечивали эффективное напыление всех компонентов смеси.

Одно из возможных решений — управление температурой и скоростью частиц напыляемой смеси порошков не только варьированием параметров газового потока, но и путем независимой инъекции каждого компонента напыляе-

мой смеси в разные области потока газа. Проводя инъекцию каждого компонента напыляемой смеси в наиболее оптимальные, с точки зрения эффективного напыления, области газового потока, можно добиться эффективного напыления многокомпонентного покрытия в целом.

В частности, показаны результаты последовательного напыления нескольких слоев из сплава Al—12Si с добавками SiC [53]. При этом было создано несколько композиционных смесей этих двух керамик с различным содержанием компонентов. В покрытии сохраняется процентное содержание напыляемой смеси в испытанном диапазоне 33...50 % SiC. Прочность сцепления незначительно уменьшалась при увеличении содержания SiC в смеси, однако это было компенсировано существенным ростом твердости покрытия.

Сравнительно новым направлением в нанесении многокомпонентных покрытий является напыление металлокерамических покрытий. Напыление керамических порошков методом ГДН затруднено вследствие непластичности керамических частиц. Добавка металлических частиц в керамический порошок позволяет наносить смешанные металлокерамические покрытия, в которых металлическая компонента играет роль матрицы, удерживающей керамические частицы. В настоящее время экспериментально получено, что процесс формирования металлокерамических покрытий имеет ряд особенностей, обусловленных взаимным влиянием керамических и металлических частиц на процесс напыления [54].

Нанесение покрытий из керметов, например, таких как WC—Co, методами ГДН — непростая задача, хотя имеет достаточно преимуществ перед традиционными методами, чтобы быть исследованным, что и попытались сделать в работе, добавляя 12...17 % Co в карбид вольфрама [55]. Поэтому авторы подошли нетрадиционно к исследованию нано- и микроструктурных порошков указанной керамики, которые напыляли методами ГДН с применением гелия и азота. Исследования материала порошка и покрытия проводили методами рентгеновской дифракции и сканирующей электронной микроскопии. Результаты оказались неожиданными — никаких вредных фазовых трансформаций и/или декарбюризации не было обнаружено. Наилучшие параметры покрытий удалось получить с нанопорошками WC при некотором подогреве порошка, которые имели очень низкую пористость и очень высокую твердость (~2050 HV).

Однако данные особенности в настоящий момент являются слабо изученными и требуют дальнейших экспериментальных и теоретических исследований. Более того, многие результаты

противоречивы, и авторы, пытающиеся систематизировать эти результаты, предполагают необходимость множественных дополнительных исследований.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

22. **Yoon S., Lee C., Choi H., Jo H.** Kinetic spraying deposition behavior of bulk amorphous NiTiZrSiSn feedstock // *Materials Science and Engineering A*. 2006. Vol. 415. Iss. 1–2. P. 45–52.
23. **Desaulniers S. et al.** Characterization and Performance Evaluation of a Helium Recovery System Designed for Cold Spraying. Polycontrols, White paper, 2010.
24. **Brian M. Gabriel et al.** Comparison of Titanium Cold Spray Coatings. ITSC 2012 Houston Texas 24 May 2012: http://www.arl.army.mil/www/pages/374/ITSC_2012.pdf.
25. **Wong W. et al.** Influence of helium and nitrogen gases on the properties of cold gas dynamic sprayed pure titanium coatings // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2010. 20. 1–2. P. 213–226.
26. **Balani K., Agarwal A., Seal S., Karthikeyan J.** Transmission electron microscopy of cold sprayed 1100 aluminum coating // *Scripta Materialia*. 2005. 53. 845.
27. **Kumar S., Bae G., Lee C.** Deposition characteristics of copper particles on roughened substrates through kinetic spraying // *Applied Surface Science*. 2009. 255. 3472.
28. **Lima R.S., Kucuk A., Berndt C.C. et al.** Deposition Efficiency, Mechanical Properties and Coating Roughness in Cold-Sprayed Titanium // *Journal of Materials Science Letters*. 2002. 21. P. 1687–1689.
29. **Li C.-J., Li W.-Y., Liao H.** Examination of the critical velocity for deposition of particles in cold spraying // *J. of Thermal Spray Technology*. 2006. 15 (2). 212.
30. **Lee H. et al.** Effect of gas pressure on Al coatings by cold gas dynamic spray // *Materials Letters*. 2008. Vol. 62. Iss. 10–11. P. 1579–1581.
31. **Tokarev A.O.** Structure of aluminum powder coatings prepared by cold gas dynamic spraying // *Metal Sci. Heat Treatment*. 1996. P. 135–139.
32. **Legoux J.G., Irissou E., Moreau C.** Effect of Substrate Temperature on the Formation Mechanism of Cold-Sprayed Aluminum, Zinc and Tin Coatings // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2007. 619.
33. **Ernst K.R. et al.** Effect of substrate temperature on cold-gas-sprayed coatings on ceramic substrates // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2013. Vol. 22. Iss. 2–3. P. 422–432.
34. **Hidemasa Takana et al.** Computational Simulation on Performance Enhancement of Cold Gas Dynamic Spray Processes With Electrostatic Assist // *J. Fluids Eng.* 2008. 130 (8).
35. **Zhang D., Shipway P.H., McCartney D.G., Thern J.** Spray Technol. Cold gas dynamic spraying of aluminum: The role of substrate characteristics in deposit formation. 2005. P. 109–116.
36. **Vicek et al.** Kinetic Powder Compaction Applying the Cold Spray Process — A Study on Parameters // *Thermal Spray 2001 — New Surfaces for a New Millennium*, ASM International. 2001. P. 417–422.
37. **Jianhong He, Bruce Dulin, Thomas Wolfe.** Peening Effect of Thermal Spray Coating Process // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2008. 17 (2). P. 214–220.
38. **Siegmann S. et al.** Surface Texture Correlations with Tensile Adhesive Strength of Thermally Sprayed Coatings using Area-scale Fractal Analysis // 2nd United Thermal Spray Conference, Dsseldorf. 1999. P. 355–360.
39. **Xiang Z.D., Datta P.K.** Shot peening effect on aluminate diffusion coating formation on alloy steels at low temperatures // *Scripta Materialia*. 2006. P. 1151–1154.
40. **Marrocco T. et al.** Corrosion Behavior of Cold Sprayed Titanium Coatings and Free Standing Deposits // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2011. Vol. 20. P. 260–274.
41. **Li C.-J., Wang H.-T., Zhang Q. et al.** Influence of Spray Materials and Their Surface Oxidation on the Critical Velocity in Cold Spraying // *J. of Thermal Spray Technology*. 2010. 19 (1–2). P. 95–101.
42. **Qiang Zhang, Chang-Jiu Li, Cheng-Xin Li et al.** Study of oxidation behavior of nanostructured NiCrAlY bond coatings deposited by cold spraying // *Surface & Coatings Technology*. 2008. P. 3378–3384.
43. **Сайт Университета Пенсильвании:** http://www.arl.psu.edu/mm_mp_ac_coldspray.php (2011)
44. **Karthikeyan J.** Development of Oxidation Resistant Coatings on GRCop-84 Substrates by Cold Spray Process, NASA/CR—2007-214706.
45. **Champagne V.K., Leyman P.F., Helfritsch D.J.** Magnesium Repair by Cold Spray, ARL report no. ARL-TR-4438, (2008).
46. **Li W.-Y., Li C.-J.** Optimal design of a novel cold spray gun nozzle at a limited space // *J. of Thermal Spray Technology*. 2005. 14 (3). P. 391–396.
47. **Gurtner F., Stoltenhoff T., Schmidt T., Kreye H.** // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2006. 223.
48. **Sakaki K., Huruhashi N., Tamaki K., Shimizu Y.** Effect of nozzle geometry on cold spray process // *Conference DVS Deutscher Verband fr Schweien*. 2002. P. 385–389.
49. **Zhang D., Shipway P.H., McCartney D.G.** Cold gas dynamic spraying of aluminum: The role of substrate characteristics in deposit formation // *J. Therm. Spray Technol.* 2005. P. 109–116.
50. **Choi W.B., Li L., Luzin V. et al.** Integrated characterization of cold sprayed aluminum coatings // *Acta Materialia*. 2007. P. 857–866.
51. **Tinashе Sanyangare E.** Conceptual Design of a Low Pressure Cold Gas Dynamic Spray (LPCGDS) System // M.S. Thesis. 2010.
52. **Klinkov S.V. et al.** Deposition of Cold Spray multi-component coatings // *Surface & Coatings Technology*. 2008. Vol. 202. P. 5858–5862.
53. **Sansoucy E. et al.** Properties of SiC-reinforced aluminum alloy coatings produced by the cold gas dynamic spraying process // *Surface and Coatings Technology*. 2008. Vol. 202. Iss. 16. P. 3988–3996.
54. **Sova A., Papyrin A., Smurov I.** Influence of Ceramic Powder Size on Process of Cermet Coating Formation by Cold Spray // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2009. Published online 21 July 2009.
55. **Hyung-Jun Kim et al.** Fabrication of WC—Co coatings by cold spray deposition // *Surface and Coatings Technology*. 2005. Vol. 191. Iss. 2–3. P. 335–340.

М.К. Марахтанов, Ю.А. Хохлов, Со Ту Аунг
(Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана)
E-mail: mkm@power.bmstu.ru

Исследование влияния расхода плазмообразующего газа на режим работы ускорителя с анодным слоем

Рассмотрены изменение типа разряда в одноступенчатом ускорителе с анодным слоем (УАС) в зависимости от расхода рабочего газа (Ar) и критерий существования устойчивого разряда при работе ускорителя без катода компенсатора. Представлены результаты исследования режимов работы одноступенчатого УАС без катода компенсатора в зависимости от расхода рабочего газа (Ar). В процессе исследования наблюдали три режима работы ускорителя. Первый устойчивый ("ускорительный") режим, при котором наблюдали ионный пучок, параллельный оси симметрии ускорителя (диапазон изменения расхода Ar $(1,6...3,2) \cdot 10^{-2}$ Вт, давление в вакуумной камере $(3...5) \cdot 10^{-2}$ Па). Неустойчивый режим (расход Ar $(3,6...4) \cdot 10^{-2}$ Вт, давление $(6...7) \cdot 10^{-2}$ Па), характеризующийся пульсациями разрядного напряжения, разрядного и ионного тока. Второй устойчивый ("магнетронный") режим наблюдали при расходе Ar больше $4 \cdot 10^{-2}$ Вт и давлении больше $7 \cdot 10^{-2}$ Па. На основании сравнения экспериментальных данных с решением задачи Бурсиана для распространения ионного пучка в свободном пространстве предложен критерий, позволяющий предсказать соотношение плотности ионного тока и разрядного напряжения, обеспечивающее устойчивую работу одноступенчатого УАС без катода компенсатора.

Ключевые слова: плазменный ускоритель, ионный пучок, режим ускорения, объемный заряд, плотность тока.

The change in the type of discharge in single-stage anode layer accelerator depending on the flow of the working gas (Ar) and the criterion for the existence of stable discharge when the accelerator is operated without the cathode of the compensator are considered. The study results of the operating conditions of single-stage anode layer accelerator without the cathode of the compensator depending on the flow of the working gas (Ar) are presented. During the study, three modes of accelerator operation are observed. The first stable ("accelerating") condition, in which ion beam is observed parallel to the symmetry axis of the accelerator (the range of variation of the Ar flow is $(1,6...3,2) \cdot 10^{-2}$ W, the pressure in the vacuum chamber is $(3...5) \cdot 10^{-2}$ Pa). Unstable condition (Ar consumption $(3,6...4) \cdot 10^{-2}$ W, pressure $(6...7) \cdot 10^{-2}$ Pa), characterized by pulsations of the discharge voltage, discharge and ion current. The second stable ("magnetron") condition is observed at Ar consumption of more than $4 \cdot 10^{-2}$ W and pressure greater than $7 \cdot 10^{-2}$ Pa. Criterion is proposed that allows predicting the ratio of ion current density and discharge voltage, ensuring stable operation of single-stage anode layer accelerator without the cathode of the compensator based on the comparison of experimental data with the solution of the Bursian problem for the propagation of ion beam in free space.

Keywords: single-stage accelerator, ion beam, accelerator mode, space charge, current density.

Введение

Одноступенчатые ускорители с анодным слоем (УАС) как с использованием катода компенсатора, так и без него, успешно применяются в технологических процессах обработки поверхности материалов [1–3]. Надежность и ресурс катода-компенсатора намного меньше, чем надежность и ресурс УАС, особенно если в технологическом процессе используются добавки химически активных рабочих газов. В современных технологических процессах вакуумного нанесения покрытий обычно используется ионно-плазменная подготовка поверхности обрабатываемого изделия с помощью УАС, а именно, очистка подложки перед напылением покрытий от загрязнений и адсорбированных атомов [4, 5]. Известны процес-

сы нанесения тонкопленочных покрытий с помощью распыления различных материалов ионным пучком УАС [9]. В электронной промышленности эти устройства применяют для реактивного ионно-лучевого травления в целях формирования специального рельефа на подложках, а в оптике УАС используют при обработке линз. Благодаря простоте конструкции и технологичности изготовления данные ускорители нашли применение для обработки больших поверхностей, в том числе рулонных материалов.

Экспериментальные исследования [6–8] показали, что рабочие режимы УАС (разрядный ток и разрядное напряжение) сильно зависят от напряженности магнитного поля в ускорительном канале и расхода плазмообразующего газа. При этом при определенных условиях может возникать

неустойчивый режим работы, сопровождающийся пульсациями разрядного тока и напряжения.

В настоящей работе приведены результаты экспериментальных исследований влияния расхода рабочего газа на режим работы одноступенчатого УАС без катода-компенсатора и предложен критерий для определения критических значений рабочих параметров, ограничивающих область устойчивой работы УАС без катода компенсатора.

Методика эксперимента

Экспериментальное исследование режимов работы УАС без катода-компенсатора проводили на экспериментальной вакуумной установке (рис. 1 и 2).

Установка состоит из вакуумной камеры с одноступенчатым УАС, систем откачки, подачи рабочего газа, контроля давления в вакуумной камере, блока электропитания и регистрации рабочих режимов УАС.

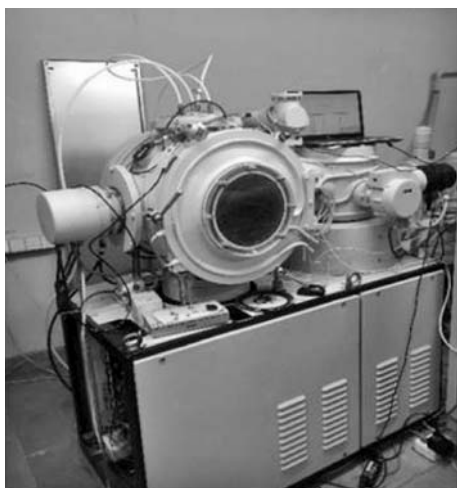


Рис. 1. Лабораторная установка

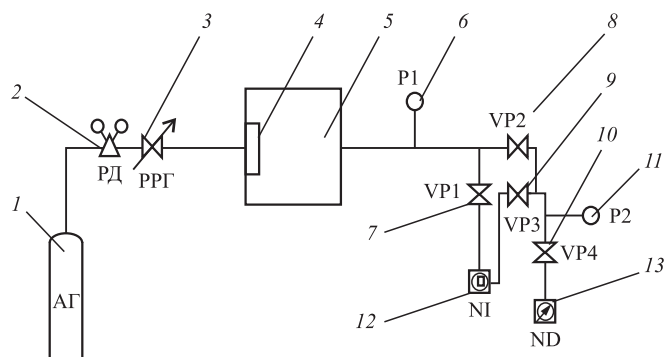


Рис. 2. Принципиальная схема лабораторной установки: 1 — баллон газа; 2 — редуктор; 3 — регулятор расхода газа; 4 — УАС (ускоритель с анодным слоем); 5 — вакуумная камера; 6 и 11 — вакуумметры; 7–10 — клапаны; 12 — диффузионный насос; 13 — форвакуумный насос

Система откачки выполнена на базе диффузионного насоса 12 и форвакуумного насоса 13. Вакуумная система установки оснащена двумя линиями откачки: основной, которая проходит через клапаны 7, 9, 10, и байпасной, которая проходит через клапаны 8 и 10. Такая вакуумная схема позволяет проводить разгерметизацию объема вакуумной камеры без остановки высоковакуумного диффузионного насоса.

Система подачи газа включает в себя газовый баллон с редуктором, контроллер газовой системы СНА-2 и металлические трубки для подачи газа, которые соединяются с системой газораспределения ускорителя. Давление в вакуумной камере контролировали с помощью ионизационного датчика ПМИ-2.

Схема УАС приведена на рис. 3. Расстояние между полюсами 2 магнитной системы $H = 6$ мм, расстояние от анода до полюсов магнитной системы $\delta = 5$ мм, диаметр средней линии ускорительного канала $D = 100$ мм.

Блок электропитания ускорителя БП-94 создает постоянное напряжение 0...5000 В и ток 0...150 мА. Кроме того, БП-94 имеет источник тока (0...3 А) для создания магнитного поля в ускорительном зазоре. Для измерения ионного тока использова-

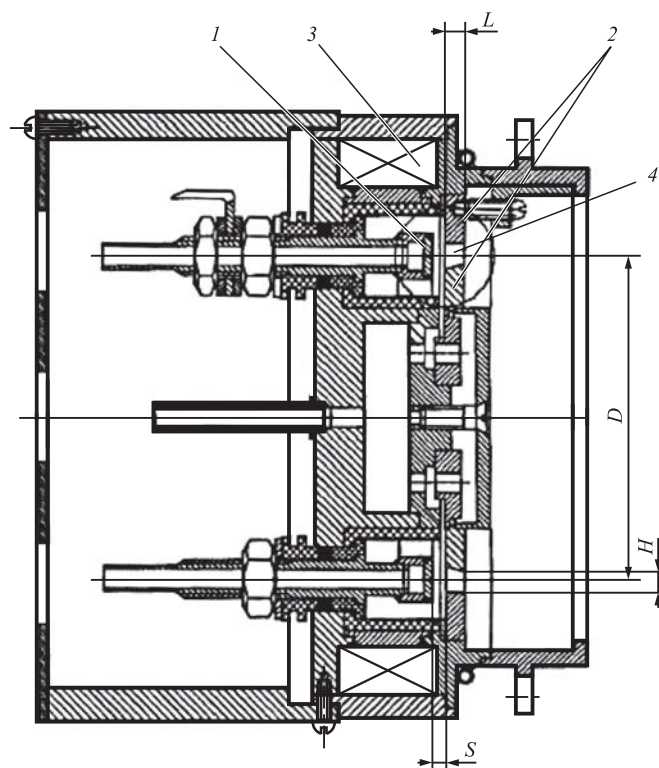


Рис. 3. Схема УАС:

1 — анод; 2 — магнитные полюса; 3 — катушка электромагнита; 4 — ускорительный канал

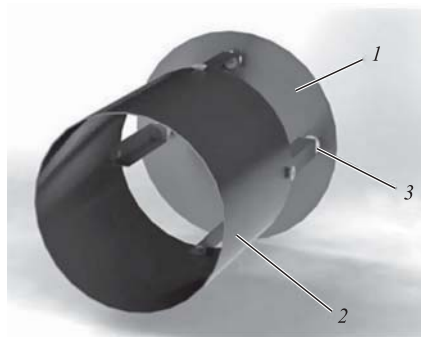


Рис. 4. Коллектор ионного тока:

1 — торцевой электрод; 2 — цилиндрический электрод; 3 — зазор между электродами

ли коллектор ионного тока, показанный на рис. 4. Размеры электродов коллектора были выбраны таким образом, что диаметр цилиндрического электрода 2 больше диаметра ускорительного канала, чтобы весь ионный пучок находился внутри этого электрода. Между электродами 1 и 2 был предусмотрен зазор 3, чтобы не препятствовать откачке газа из полости коллектора ионов. Диаметр торцевого электрода был больше диаметра цилиндрического, чтобы исключить потери ионного тока через зазор 3. Диаметр цилиндрического электрода — 125 мм, длина — 195 мм, диаметр торцевого электрода — 150 мм.

Расстояние от выходного сечения ускорительного канала УАС до входной плоскости цилиндрического электрода коллектора составляло 20 мм. Плотность ионного тока на выходе ускорительного канала определяли как отношение полного ионного тока к площади сечения ускорительного канала.

УАС без катода-компенсатора создает поток положительно заряженных ионов и поэтому накопление положительного объемного заряда в пространстве свободного дрейфа ионного пучка может быть одной из основных причин возникновения неустойчивости разряда. Возникновение подобной неустойчивости было рассмотрено в решении задачи Бурсиана [10], в котором показано, что "запирание" моноэнергетического ионного пучка объемным электрическим зарядом происходит, если напряженность электрического поля в области выхода ионного пучка из ускоряющей системы превышает некоторое критическое значение. В реальных условиях работы одноступенчатого УАС без катода-компенсатора запирание ионного пучка объемным зарядом приводит к погасанию разряда. В результате приток ионов в область их дрейфа прекращается и объемный заряд начинает уменьшаться, что приводит к повторному зажига-

нию разряда УАС. В таком режиме наблюдаются пульсации тока и напряжения разряда УАС.

Решение задачи Бурсиана для распространения ионного пучка в свободном пространстве определяет критерий устойчивости ионного пучка, а именно, напряженность электрического поля на выходе ускорительного канала, которая зависит от отношения энергии ионов и плотности ионного тока пучка.

В решении задачи Бурсиана [10] было получено условие устойчивого распространения ионного пучка в свободном пространстве в безразмерном виде:

$$E_0 = \frac{d\psi}{d\xi} < \sqrt{2}, \quad (1)$$

где E_0 — напряженность электрического поля на выходе ускорительного канала;

$\psi = \frac{\phi}{U_0}$ — безразмерный потенциал;

$\xi = \frac{x}{r_d}$ — безразмерная координата;

$r_d = \frac{U_0^{3/4}}{\sqrt{4\pi j_i} \left(\frac{M_i}{2e}\right)^{1/4}}$ — дебаевский радиус пучка;

ϕ — электрический потенциал в точке x ;

U_0 — ускоряющее напряжение;

x — значение координаты на оси, вдоль которой распространяется ионный пучок;

j_i — плотность тока иона;

M_i — масса иона;

e — заряд электрона.

В размерном виде предельное значение напряженности электрического поля на выходе ионного пучка из ускорительного канала будет определяться формулой:

$$\frac{d\phi}{dx} = \sqrt{4\pi j_i} \left(\frac{M_i}{2e}\right)^{1/4} U_0^{1/4} \sqrt{2}. \quad (2)$$

Если принять критическое значение напряженности электрического поля, рассчитанное по формуле (2), за критерий устойчивости работы УАС без катода-компенсатора, то можно заранее предсказать режимы его стабильной работы.

Результаты эксперимента и их обсуждение

В данной работе экспериментально исследовали режимы устойчивой и неустойчивой работы одноступенчатого УАД без катода-компенсатора при разных расходах рабочего газа и разрядных напряжениях ускорителя. Исследования прово-

дили в следующем диапазоне изменения рабочих параметров УАС:

— ток соленоида УАС поддерживали постоянным (1,5 А), что соответствует максимальной индукции магнитного поля в середине зазора между полюсами магнитной системы УАС — 0,1 Тл;

— напряжение разряда изменяли от 2000 до 3000 В;

— расход аргона изменяли от $1,6 \cdot 10^{-2}$ до $4,0 \cdot 10^{-2}$ Вт, что соответствовало изменению давления в вакуумной камере от $3 \cdot 10^{-2}$ до $7 \cdot 10^{-2}$ Па.

Рабочее давление в вакуумной камере связано с расходом газа и скоростью откачки вакуумной камеры соотношением $Q = pv$, где Q — расход газа, Вт; p — давление, Па; v — скорость откачки вакуумной камеры. Скорость откачки вакуумной камеры по аргону составляла $0,6 \text{ м}^3/\text{с}$ и была постоянна в диапазоне давлений от $7 \cdot 10^{-3}$ до $1,3 \cdot 10^{-1}$ Па. Расход газа рассчитывали по измеренным значениям давления в вакуумной камере.

Ток и напряжение разряда регистрировали по приборам блока питания БП-94. Ионный ток ускорителя I_i определяли по току коллектора ионов (см. рис. 4), который устанавливали на выходе ускорительного канала. На коллектор подавали отрицательный относительно полюсов магнитной системы ускорителя электрический потенциал 20...25 В, чтобы отсечь электроны, образующиеся в процессе ионизации газа ускоренными ионами в области свободного дрейфа. В этом случае ток коллектора ионов равен $I_i(1 + \gamma)$, где γ — коэффициент вторичной ион-электронной эмиссии. Для определения плотности ионного тока принимали $\gamma = 0,1$.

Результаты исследования приведены на рис. 5. Сплошными линиями на рисунках показаны зависимости критического значения напряженности электрического поля на выходе ионного пучка из области ускорения в область свободного дрейфа от плотности ионного тока, рассчитанной по формуле (2) для разных значений ускоряющего напряжения. Эти линии определяют теоретическую границу (критерий) устойчивости ионного пучка, полученную из решения задачи Бурсиана. Точками на графиках показаны результаты расчета критического значения напряженности электрического поля, полученные с использованием экспериментально измеренной плотности ионного при различных значениях разрядного напряжения и расхода аргона. Вертикальными линиями разделены области устойчивой (I и III) и неустойчивой (II) работы УАС.

Проведенные исследования показали, что устойчивый режим I, в котором формируется ионный пучок, параллельный оси ускорительно-

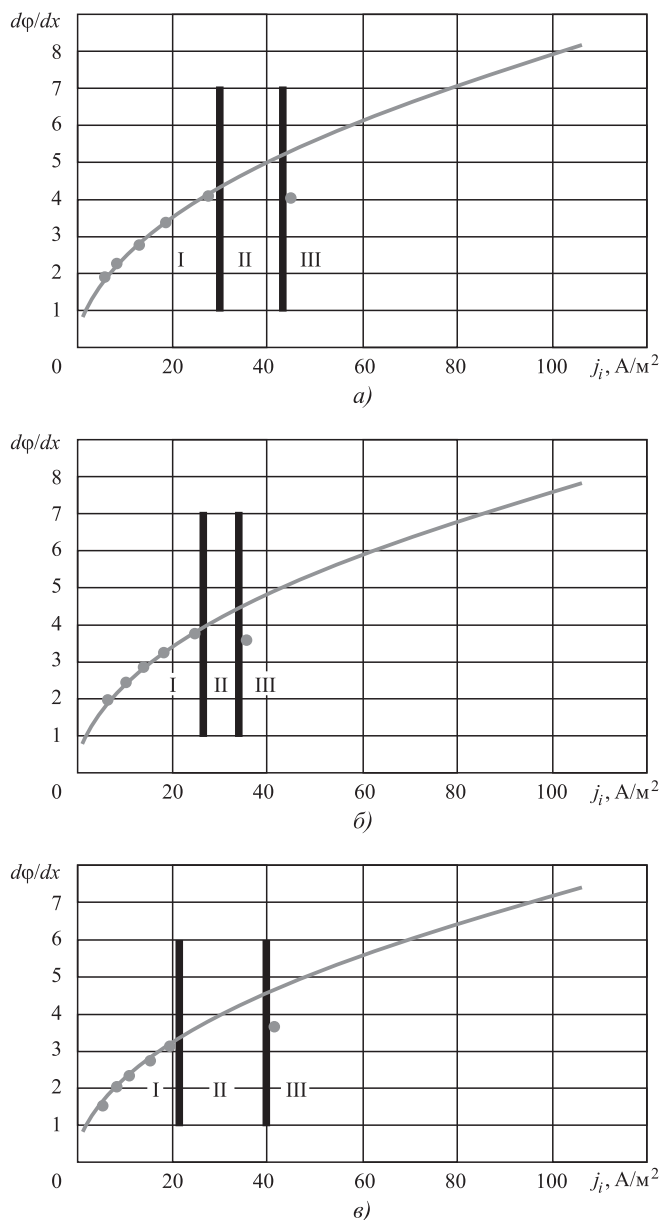


Рис. 5. Результаты расчета напряженности электрического поля на выходе УАС по экспериментальным данным (точки) в сравнении с теоретической границей устойчивости ионного пучка (сплошная линия). Разрядное напряжение:
 а — 3000 В; б — 2500 В; в — 2000 В. Области I и III — устойчивый режим; область II — неустойчивый режим

го канала, наблюдается на границе устойчивости моноэнергетического ионного пучка (сплошные линии на графиках). Ионный пучок, создаваемый УАС, не является моноэнергетическим. Таким образом, по результатам экспериментальных исследований можно предположить, что граница устойчивого режима I работы УАС без катода-компенсатора определяется ионами, обладаю-

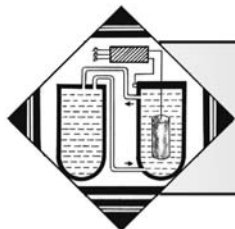
щими максимальной энергией, соответствующей разрядному напряжению. Увеличение расхода аргона свыше $3,6 \cdot 10^{-2}$ Вт, сопровождающееся ростом плотности ионного тока, приводит к переходу разряда УАС в неустойчивый режим. Дальнейшее увеличение расхода аргона до значений, превышающих $4 \cdot 10^{-2}$ Вт, приводит к формированию устойчивого режима III работы УАС, при котором напряжение разряда уменьшается $U_p < 1000$ В, плотность ионного тока резко увеличивается, ионный пучок становится расходящимся и доля ионного тока, в разрядном уменьшается. В этом режиме резко повышается доля ионного потока, попадающего на полюса магнитной системы, что приводит к увеличению тока вторичной ион-электронной эмиссии с полюсов, а характеристики разряда УАС становятся похожими на характеристики магнетронного разряда. При этом выполняется критерий устойчивости разряда: напряженность электрического поля на выходе ионного пучка УАС, рассчитанная по экспериментальным данным, меньше критической напряженности электрического поля.

Заключение

В процессе экспериментального исследования наблюдали три режима работы УАС без катода-компенсатора. На основании сравнения экспериментальных данных с решением задачи Бурсиана для распространения ионного пучка в свободном пространстве можно объяснить изменение режимов работы УАС и возникновение неустойчивого режима накоплением объемного электрического заряда на выходе ускорительного канала. В результате исследований предложен критерий, позволяющий предсказать соотношение плотности ионного тока и разрядного напряжения, при котором обеспечивается устойчивая работа одноступенчатого УАС без катода-компенсатора.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Духопельников Д.В., Юрченко А.А. Экспериментальное исследование технологического ускорителя с анодным слоем "РАДИКАЛ" без катода компенсатора // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2004. № 3. С. 74—83.
2. Гончаров А.А., Добровольский А.Н., Павлов С.Н. и др. Плазменный ускоритель с анодным слоем для обработки поверхности материалов. Киев: Институт физики Национальной Академии наук Украины, 2003. С. 1—4.
3. Маишев Ю.П. Ионно-лучевая обработка // Электронные, ионные и плазменные технологии. 1999. № 7. С. 59—62.
4. Крылов П.Н., Закирова Р.М., Федотова И.В., Гильмутдинов Ф.З. Влияние ионной обработки на свойства пленок In_2O_3 ; Sn // Физика и техника полупроводников. 2013. Т. 47. № 6. С. 859—863.
5. Зайцева Е.А., Закирова Р.М., Крылов П.Н. и др. Влияние ионной обработки в процессе ВЧ магнетронного распыления на толщину и показатель преломления ИТО пленок // Вестник удмуртского университета. Серия физика и химия. 2012. № 4—2. С. 26—30.
6. Омельницкий Д.А., Подгуйко Н.А. Влияние напряженности магнитного поля на формирование ионного пучка в одноступенчатом ускорителе с анодным слоем. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2018. С. 1—9.
7. Духопельников Д.В., Воробьев Е.В., Ивахненко С.В. Исследование и оптимизация характеристик ионного источника ИИ-200. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2011. С. 4—5.
8. Роговский Е.П., Котов Д.А., Зеневич Г.В. Изучение характеристик компактного ионно-лучевого источника с анодным слоем // 10-я Междунар. конф. "Взаимодействие излучений с твердым телом", 2013, Минск, Беларусь, Секция 6. Оборудование и технология. С. 366—368.
9. Достанко А.П., Агеев О.А., Голосов Д.А. и др. Электрические и оптические свойства пленок оксида цинка, нанесенных методом ионно-лучевого распыления оксидной мишени // Физика и техника полупроводников. 2014. Т. 48. № 9. С. 1274—1279.
10. Юрьевич З.К. Математическое моделирование процессов получения кластерных наноструктур: дис. ... канд. физ.-мат. наук. Санкт-Петербург, 2015. С. 128—137.



УДК 669.15

В.И. Громов, Н.А. Курпякова, Е.Н. Коробова, А.В. Дорошенко
(ФГУП "ВИАМ" ГНЦ РФ, г. Москва)
E-mail: kna1502@mail.ru

Влияние промежуточной механической обработки на структуру и свойства диффузионного слоя при проведении комбинированной химико-термической обработки*

Рассмотрено влияние промежуточной операции — шлифования после цементации и упрочняющей термической обработки на активизацию процессов азотирования при проведении комбинированной химико-термической обработки. Показано положительное влияние промежуточного шлифования на структуру диффузионного слоя, твердость поверхности, предел выносливости, износостойкость конструкционной теплостойкой стали ВКС10У-Ш, разработанной для изготовления высоконагруженных зубчатых колес редукторов авиационной техники.

Ключевые слова: комбинированная химико-термическая обработка, цементация, азотирование, шлифование, диффузионный слой, твердость, износостойкость.

The effect of the intermediate operation — grinding after carburizing and strengthening heat treatment on the activation of the nitriding processes during the combined chemical and heat treatment is considered. The positive effect of intermediate grinding on the structure of the diffusion layer, surface hardness, fatigue limit, wear resistance of VKS10U-Sh structural heat-resistant steel developed for the manufacture of highly loaded gears of aviation gearboxes is shown.

Keywords: combined chemical and heat treatment, carburizing, nitriding, grinding, diffusion layer, hardness, wear resistance.

Введение

Для изделий нового поколения характерен значительный рост силовой и тепловой нагрузки на все детали конструкции, поэтому одна из важнейших задач современного машиностроения — повышение их эксплуатационных свойств.

Разработка новых высокоэффективных процессов химико-термической обработки (ХТО) — один из способов решения поставленной задачи. Химико-термическая обработка представляет собой совокупность процессов теплового и химического воздействия, направленных на изменение

химического состава и структуры поверхностного слоя. Существует несколько видов ХТО, каждый из которых имеет технологические варианты, отличающиеся насыщающей средой, оборудованием, технологическими возможностями, экономичностью и экологической чистотой. Наиболее перспективными признаны высокоэффективные экологически чистые вакуумные и ионно-плазменные способы упрочнения поверхности деталей, совершенствованием которых в настоящее время занимаются в ФГУП "ВИАМ" в рамках "Стратегических направлений развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года" [1—4].

Зубчатые колеса редукторов газотурбинных двигателей (ГТД) относятся к наиболее сложным в конструктивном и технологическом отношении деталям. В зоне контакта в результате многократно повторяющихся нагружений возникают статические и динамические нагрузки, вибрации, пульсирующие тепловые потоки, вызывающие неравномерную упругую деформацию деталей, при-

* Работа выполнена в рамках реализации комплексного научного направления 8.3 "Высокопрочные наноструктурированные конструкционные стали и диффузионные покрытия, полученные методами химико-термической обработки" ("Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года").

водящую к искажениям их размеров и формы, накапливанию микропластической деформации в поверхностных слоях, ускоренному диффузионному перемещению химических элементов, входящих в состав материала. Все эти процессы приводят к интенсивному изнашиванию и разрушению поверхностных слоев зубчатых колес [5]. Один из возможных путей обеспечения высокой работоспособности и надежности зубчатых колес, применяемых в конструкциях авиационной техники, — использование теплостойких сталей, к которым относится цементуемая сталь ВКС10У-Ш, в сочетании с современными способами упрочнения.

Благодаря тому, что сталь ВКС10У-Ш работоспособна при разогреве до температуры 500 °С, становится возможным применять упрочнение поверхности изготовленных из нее зубчатых колес с использованием современных технологий комбинированной химико-термической обработки, включающих последовательное проведение вакуумной цементации и азотирования. Такая комбинированная химико-термическая обработка позволяет повысить одновременно комплекс эксплуатационных свойств зубчатых передач — изгибную и контактную долговечность, твердость и износостойкость и уменьшить склонность стали к заеданию в зоне контакта, в том числе при повышенных температурах [6—9].

Цель работы — определение влияния промежуточной операции шлифования для удаления высокоуглеродистой поверхностной зоны цементованного слоя стали ВКС10У-Ш после цементации и упрочняющей термической обработки на активизацию процессов диффузионного насыщения при дальнейшем азотировании, качество поверхностного слоя и уровень механических свойств.

Методика проведения исследований

Для исследования механических свойств и микроструктуры стали ВКС10У-Ш использовали образцы, изготовленные из прутков после термической и химико-термической обработки. Концентрацию углерода в диффузионном слое определяли на газоанализаторе CS-600 в соответствии с ГОСТ 12344—2003. Микротвердость по толщине диффузионного слоя измеряли на твердомере DuraScan-20 согласно ГОСТ 9450—76. Металлографические исследования проводили на оптическом микроскопе OLYMPUS GX-51, оснащенный фотокамерой и программой анализа изображений Analysis по ГОСТ 8233—56 на металлографических шлифах после травления в 4%-ном спиртовом растворе HNO₃. Измерение твердости проводи-

ли на твердомере DuraVision 300 в соответствии с ГОСТ 9013—59 по методу Роквелла, испытания на интенсивность изнашивания — на оборудовании И-47 в соответствии с М.М.1.14-229—84.

Результаты исследований и их обсуждение

При разработке теплостойкой стали ВКС10У-Ш применяли схему комплексного легирования карбидообразующими элементами: Cr, Mo, W, V, которые оказывают блокирующее влияние на рост субзерен и карбидов при отпуске и обеспечивают выделение специальных карбидов при старении цементованного слоя, чем еще больше измельчают размеры субзерен, способствуя их упрочнению, и обеспечивают теплостойкость диффузионного слоя [10, 11]. Основной фазой, присутствующей в диффузионном слое стали ВКС10У-Ш на всех этапах химико-термической обработки, является карбид железа (Fe₃C). После проведения старения наблюдается присутствие фаз, полученных в результате дисперсионно-карбидного упрочнения — карбидов на основе хрома (Cr₂₃C₆) и следы карбидов ниобия (NbC), которые повышают теплостойкость диффузионного слоя. На последнем этапе комбинированной химико-термической обработки — азотирования — в диффузионном слое наряду с карбидами наблюдаются нитриды железа, молибдена и хрома (Fe₂N, Mo₂N и CrN), обеспечивающие повышение твердости поверхности и износостойкости диффузионного слоя [12—15]. Фазовый состав диффузионного слоя на разных этапах комбинированной ХТО представлен в табл. 1.

Однако при цементации, в том числе и вакуумной, комплекснолегированных карбидообразующими элементами сталей на поверхности формируется насыщенная карбидная зона, снижающая предел растворимости углерода в аустените, что затрудняет диффузию углерода вглубь. Поэтому в процессе цементации стали ВКС10У-Ш в при-

Таблица 1

Фазовый состав диффузионного слоя на разных этапах комбинированной ХТО

Этапы комбинированной ХТО	Фазовый состав слоя
Вакуумная цементация, высокий отпуск	Fe ₃ C; Cr ₂₃ C ₆
Вакуумная цементация, высокий отпуск, упрочняющая термическая обработка	Fe ₃ C; Cr ₂₃ C ₆ ; NbC; WC
Вакуумная цементация, высокий отпуск, упрочняющая термическая обработка, азотирование	Fe ₃ C; Cr ₂₃ C ₆ ; NbC; WC; Fe ₂ N; Mo ₂ N; CrN

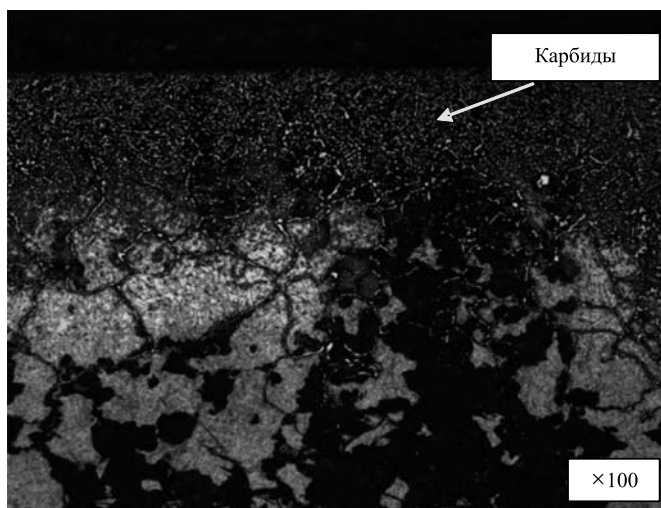


Рис. 1. Микроструктура диффузионного слоя стали ВКС10У-Ш после цементации и полной термической обработки

поверхностной части диффузионного слоя образуется высокоуглеродистая зона (концентрация углерода в поверхностном слое достигает 1,6 %) с плотной карбидной фазой (рис. 1), которая при дальнейшем азотировании уменьшает коэффициент диффузии азота в α -фазе.

В результате происходит образование нитридов преимущественно по границам зерен в виде сетки с отсутствием переходных зон от одной фазы к другой. При этом на поверхности формируется хрупкий диффузионный слой, состоящий из азотистого мартенсита, карбидов и нитридов (рис. 2). Для повышения скорости диффузии азота, увеличения глубины слоя азотирования при комплексной химико-термической обработке, обеспечения

равномерного трансзеренного насыщения без образования нитридных "сеток" по границам зерен с поверхности цементованного слоя удалили насыщенную карбидную зону методом шлифования на глубину 0,2 мм. Концентрация углерода при этом снизилась до 0,9 %. Затем провели газовое азотирование на глубину 0,20...0,25 мм с регулируемым азотным потенциалом, обеспечивающим заданный фазовый состав слоя.

Микроструктура диффузионного слоя после комбинированной химико-термической обработки представляет собой высокоотпущенный мартенсит, остаточный аустенит, карбиды, избыточные карбиды и высоконитридные фазы в приповерхностной части слоя (рис. 3).

В табл. 2 представлена твердость НРС поверхности стали ВКС10У-Ш после комбинированной ХТО со шлифованием поверхности на глубину 0,2 мм после цементации и упрочняющей термической обработки в сравнении с твердостью после комбинированной ХТО без промежуточного шлифования.

Таблица 2

Изменение твердости НРС поверхности при комбинированной ХТО на образцах из стали ВКС10У-Ш

Цементация, высокий отпуск	Цементация, высокий отпуск, упрочняющая термическая обработка	Азотирование после цементации и упрочняющей термической обработки	
		на нешлифованной поверхности	на шлифованной поверхности
43	59,5	60	61,5

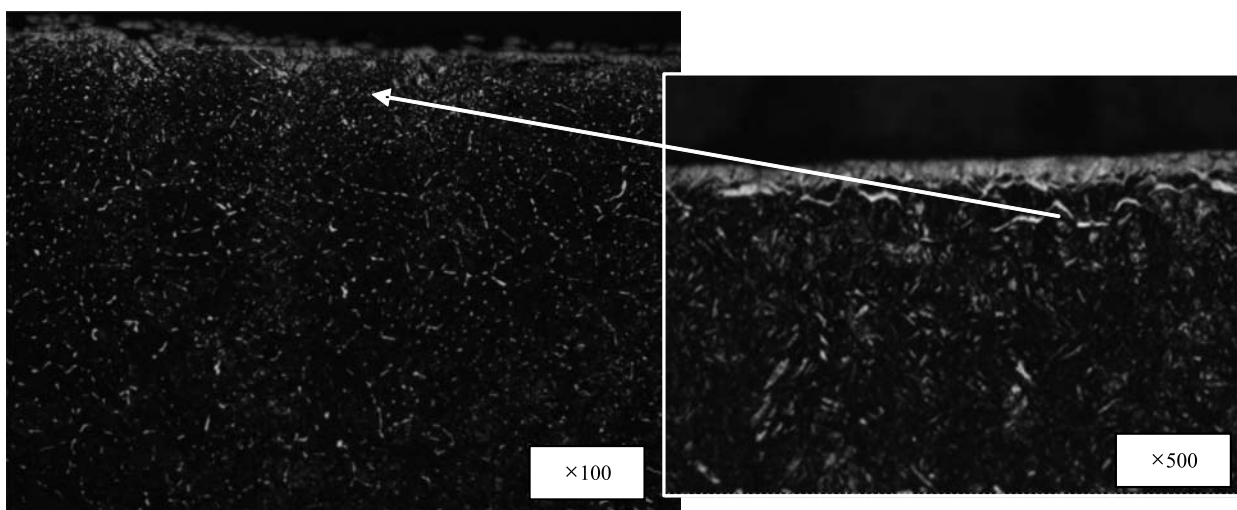


Рис. 2. Микроструктура диффузионного слоя на стали ВКС10У-Ш после комбинированной ХТО без промежуточного шлифования

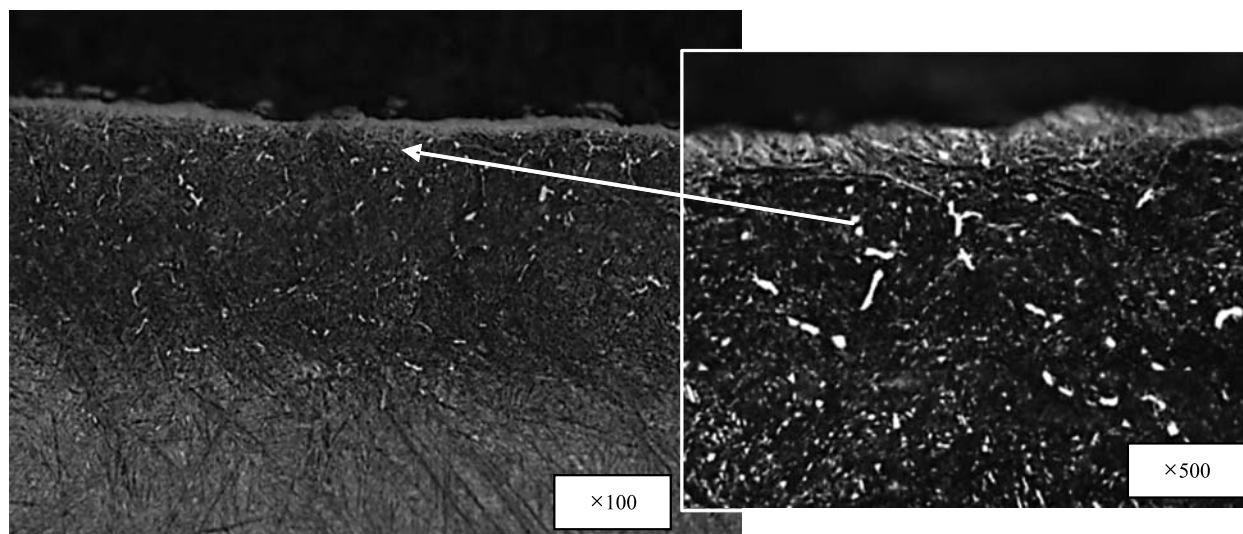


Рис. 3. Микроструктура диффузионного слоя образцов из стали ВКС10У-Ш после комбинированной ХТО со шлифованием поверхности перед азотированием на глубину 0,2 мм

Из приведенных данных следует, что при комбинированной ХТО стали ВКС10У-Ш шлифование поверхности на глубину 0,2 мм после цементации и упрочняющей термической обработки перед азотированием увеличивает твердость до 61,5 HRC вместо 59...60 HRC. Изменение микротвердости в диффузионном слое в процессе комбинированной химико-термической обработки приведено на рис. 4.

Проведены сравнительные исследования механических свойств после полного цикла комбинированной ХТО шлифованных и нешлифованных перед азотированием образцов (табл. 3). Выявлено, что после комбинированной ХТО стали ВКС10У-Ш шлифование на глубину 0,2 мм поверхности после цементации и упрочняющей термической обработки перед заключительной операцией (азотированием) увеличивает предел выносливости и в 2 раза снижает интенсивность износа.

Исследована теплостойкость диффузионного слоя стали ВКС10У-Ш после комбинированной ХТО образцов, шлифованных

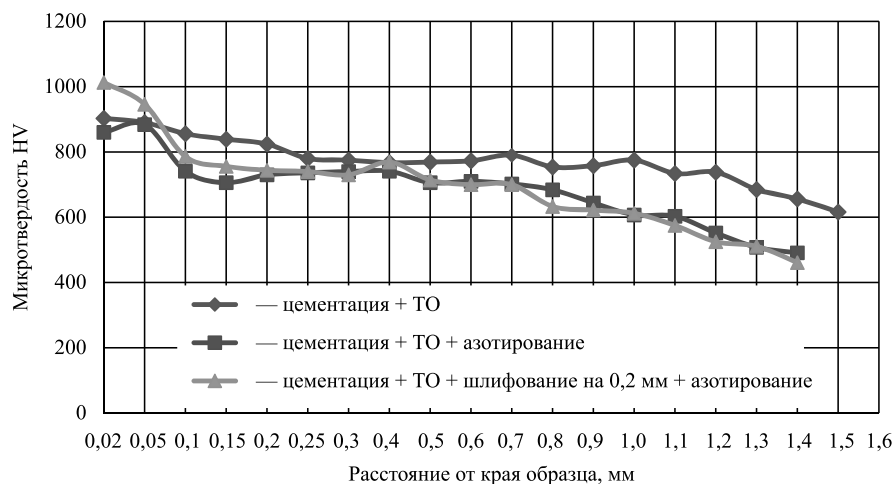


Рис. 4. Изменение микротвердости по диффузионному слою в процессе комбинированной ХТО на образцах из стали ВКС10У-Ш

Таблица 3

Свойства образцов из стали ВКС10У-Ш после комбинированной ХТО по различным режимам

Способ комбинированной химико-термической обработки	Твердость HRC	Предел выносливости σ_{-1} , МПа	Интенсивность износа, $J_{изн} \cdot 10^{-10}$
Вакуумная цементация, высокий отпуск, закалка, отпуск, обработка холодом, отпуск, газовое азотирование	59...60	950	0,25
Вакуумная цементация, высокий отпуск, закалка, отпуск, обработка холодом, отпуск, шлифование на глубину 0,2 мм, газовое азотирование	61...61,5	1050	0,1

Таблица 4

**Теплостойкость стали ВКС10У-Ш
после комбинированной ХТО**

Время выдержки образцов при температуре 500 °С, ч	Твердость HRC
25	61
50	61
75	60
100	60

перед азотированием на глубину 0,2 мм. Образцы из стали ВКС10У-Ш после комбинированной ХТО, имеющие твердость 61 HRC, выдерживались в течение 100 ч в окислительной атмосфере печи при температуре 500 °С. Результаты испытаний приведены в табл. 4.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что через 75 ч твердость поверхности диффузионного слоя снизилась с 61 до 60 HRC, далее твердость не снижалась. Следовательно, шлифование цементованного слоя образцов стали ВКС10У-Ш на глубину 0,2 мм перед азотированием не влияет на теплостойкость диффузионного слоя.

Заключение

Результаты проведенных исследований подтвердили, что углерод, присутствующий в стали, даже в небольших количествах, существенно понижает коэффициент диффузии азота и, как следствие, уменьшает глубину его проникновения в слой. Поэтому при комбинированной химико-термической обработке подготовка поверхности к азотированию после цементации и упрочняющей термической обработки должна включать шлифование на глубину, достаточную не только для удаления обезуглероженного слоя, но и высокоуглеродистой поверхностной зоны. При этом наблюдается повышение эксплуатационных свойств за счет получения качественно упрочненного диффузионного слоя.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Каблов Е.Н. Инновационные разработки ФГУП "ВИАМ" ГНЦ РФ по реализации "Стратегических направлений развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года" // *Авиационные материалы и технологии*. 2015. № 1 (34). С. 3—33.
2. Каблов Е.Н. Из чего сделать будущее? Материалы нового поколения, технологии их создания и переработки — основа инноваций // *Крылья Родины*. 2016. № 5. С. 8—18.
3. Каблов Е.Н. России нужны материалы нового поколения // *Редкие земли*. 2014. № 3. С. 8—13.
4. Каблов Е.Н. Тенденции и ориентиры инновационного развития России: сб. научно-информационных материалов. 3-е изд. М.: ВИАМ, 2015. 720 с.
5. Зинченко В.М. Инженерия поверхности зубчатых колес. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 301 с.
6. Арзамасов Б.Н. Химико-термическая обработка металлов в активизированных газовых средах. М.: Машиностроение, 1979. 224 с.
7. Лахтин Ю.М., Арзамасов Б.Н. Химико-термическая обработка металлов. М.: Металлургия, 1985. 256 с.
8. Способ комбинированной химико-термической обработки конструкционной теплопрочной стали: пат. 2606683 РФ. № 2015132619; заявл. 23.10.2007; опубл. 10.01.2017, Бюл. № 1.
9. Куксенова Л.И., Герасимов С.А., Алексеева М.С., Громов В.И. Влияние вакуумной химико-термической обработки на износостойкость сталей ВКС-7 и ВКС-10 // *Авиационные материалы и технологии*. 2018. № 1. С. 3—8.
10. Громов В.И., Кротов В.Н., Курпякова Н.А. и др. Влияние остаточного аустенита на структуру и свойства диффузионного слоя стали мартенситного класса после вакуумной цементации // *Авиационные материалы и технологии*. 2016. № 4. С. 3—8. DOI: 10.18577/2071-9140-2016-0-4-3-8.
11. Козловский И.С. Химико-термическая обработка шестерен. М.: Машиностроение, 1970. 231 с.
12. Дворецков Р.М., Курпякова Н.А., Колмыкова Н.А., Карачевцев Ф.Н. Исследование фазового состава диффузионного слоя теплостойкой стали ВКС10-У-Ш // *Труды ВИАМ: электрон. науч.-техн. журн.* 2015. № 10. Ст. 05. URL: <http://www.viam-works.ru> (дата обращения: 20.02.2019). DOI: 10/18577/2307-6046-2015-0-10-5-5.
13. Лахтин Ю.М., Коган Я.Д. Структура и прочность азотированных сплавов. М.: Металлургия, 1982. 190 с.
14. Гаврилова Н.В., Герасимов С.А., Косолапов Г.Ф., Тяпкин Ю.Д. Исследование тонкой структуры азотированных сталей // *МиТОМ*. 1974. № 3. С. 14—20.
15. Герасимов С.А., Сидорин И.И., Косолапов Г.Ф. Исследование износостойкости азотированных сталей // *Известия вузов. Машиностроение*. 1973. № 5. С. 127—129.



Н.К. Криони, А.Р. Ишкулова, А.Ю. Мордвинова
(Уфимский государственный авиационный технический университет)
E-mail: ktpla@bk.ru

Математическое моделирование процесса островкового азотирования легированных сталей

Рассмотрен процесс газового азотирования деталей из легированных сталей. Проведен анализ факторов, оказывающих влияние на твердость, износостойкость и прочность изделий после химико-термической обработки, в результате которого установлено, что наиболее существенное влияние на эти показатели оказывают распределение концентрации азота в структуре металла и границы раздела фаз. Для решения этой задачи применен метод островкового азотирования легированных сталей, позволяющий значительно повысить износостойкость деталей. Разработана математическая модель процесса островкового азотирования.

Ключевые слова: островковое азотирование, износостойкость, границы раздела фаз, математическая модель.

Gas nitriding process of parts from alloyed steels is considered. The analysis of the factors having impact on hardness, wear resistance and strength of products after chemical heat treatment, as result, which it is established that the most significant effect on these indicators is had distribution of nitrogen concentration in structure of metal and phase boundary is performed. The method of islet nitriding of alloyed steels, allowing to considerably increase wear resistance of parts is applied for the solution of this problem. The mathematical model of islet nitriding process is developed.

Keywords: islet nitriding, wear resistance, phase boundary, mathematical model.

Введение

Эксплуатационные свойства деталей машин и долговечность работы в значительной степени зависят от состояния их поверхности. Многие детали машин и механизмов выходят из строя вследствие изнашивания, т.е. разрушения поверхностных слоев трущихся тел, что приводит к уменьшению их размеров в направлении, перпендикулярном к поверхности трения. Вследствие этого снижаются точность и коэффициент полезного действия машин, приборов и инструментов. Для повышения стойкости поверхностного слоя материала используют химико-термическую обработку (ХТО), в частности азотирование. Термическая обработка имеет важное значение именно для сталей, так как в процессе нагрева и охлаждения стали изменяют свои свойства вследствие изменения структуры.

Одним из видов ХТО является азотирование [1–4]. Чаще всего азотирование стали ведется в атмосфере аммиака (NH_3). При высокой температуре аммиак разлагается, выделяющийся при этом химически активный азот проникает в поверхность стали, внедряясь в кристаллическую решетку железа. Кроме того, на поверхности образцов могут образовываться нитриды, которые отличаются высокой твердостью [4]. Все элементы, которые растворяются в железе, влияют на вид диаграммы состояния и температурный интервал существования его аллотропических модификаций.

Например, вольфрам, молибден, хром и другие элементы, имеющие объемно-центрированную кубическую решетку (ОЦК), сужают температурный интервал γ -фазы и расширяют α -фазу, т.е. понижают температуру A_4 и повышают A_3 (рис. 1, а). Марганец, никель и другие элементы, имеющие гранецентрированную кубическую решетку (ГЦК), расширяют температурный интервал γ -фазы, т.е. повышают точку A_4 и понижают точку A_3 (рис. 1, б).

Легированные элементы повышают твердость и предел прочности феррита (рис. 2). Существенное влияние на прочность оказывает равномерность растворения легирующих элементов по объему зерен.

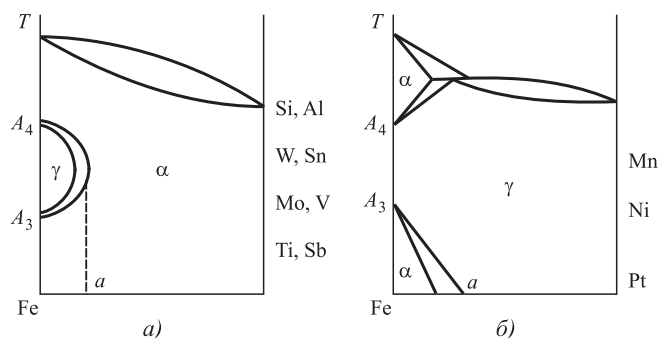


Рис. 1. Влияние легирующих элементов на вид диаграммы "железо—легирующий элемент" и температуры полиморфных превращений железа:

а — легирующие элементы с ОЦК-решеткой; б — легирующие элементы с ГЦК-решеткой

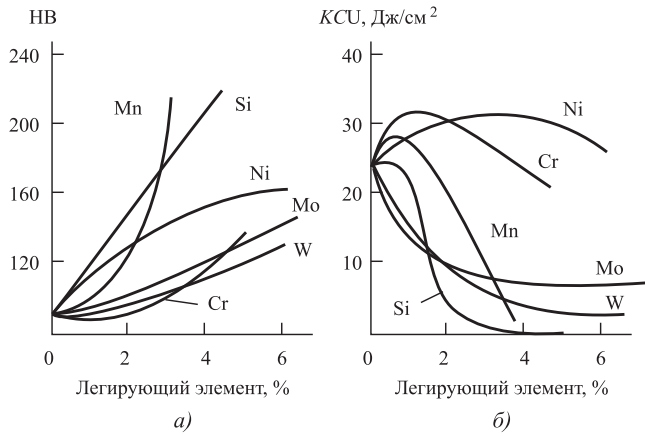


Рис. 2. Влияние легирующих элементов на свойства феррита:
 а — изменение твердости; б — изменение ударной вязкости

Для защиты поверхности трения деталей от разрушения необходимо образование поверхностных пленок из твердых растворов кислорода или оксидов.

Одним из современных направлений повышения твердости, износостойкости и прочности поверхности металлических изделий является применение метода островкового азотирования [5]. Суть метода заключается в образовании локальных участков азотированной поверхности путем применения защитных экранов. В работах [5—7] было экспериментально доказано, что применение островкового азотирования позволяет повысить износостойкость образцов из стали 38Х2МЮА в 3,3 раза, из стали 30ХГСА — в 5,2 раза.

Таким образом, для решения задачи повышения твердости, износостойкости и прочности поверхности металлических изделий с использованием метода островкового газового азотирования, необходимо иметь представление о распределении концентрации легирующих элементов и фазовых разделов, образующихся в результате ХТО, что невозможно без разработки достаточно формализованной математической модели.

Математическое моделирование процесса газового азотирования

Распределение азота в металле определяется при помощи второго закона Фика, в соответствии с которым определяется изменение общей концентрации диффундирующего вещества в каждой точке среды в момент времени t по следующей формуле [8]:

$$\frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial t} = D_i \left(\frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial z^2} \right), \quad (1)$$

где C — концентрация азота в момент времени t в точке (x, y, z) ;

D_i — коэффициент диффузии азота в i -й фазе.

Расчет распределения концентрации азота произведем при следующих начальных условиях:

$$C(x, y, z, 0) = C_0, \quad (2)$$

где C_0 — общая концентрация азота в металле обрабатываемой заготовки (детали).

Начальное распределение диффундирующего вещества в металле перед ХТО в каждой точке обрабатываемого изделия принято однородным и равным C_0 .

Перенос азота из атмосферы печи в структуру металла наиболее адекватно описывается при помощи граничных условий третьего рода:

$$-D_i \left(\frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial x} + \frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial y} + \frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial z} \right) \Big|_{\Gamma} = \beta_i (P_N^0 - P_N^i), \quad (3)$$

где β_i — коэффициент массопереноса для i -й фазы;

P_N^i — равновесный азотный потенциал i -й фазы;

P_N^0 — азотный потенциал печной атмосферы:

$$P_N^0 = \frac{P_{\text{NH}_3}}{P_{\text{H}_2}}, \quad (4)$$

где P_{NH_3} — парциальное давление аммиака;

P_{H_2} — парциальное давление водорода.

Граничные условия на поверхности детали, покрытой экраном, имеют следующий вид:

$$\left(\frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial x} + \frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial y} + \frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial z} \right) \Big|_{\Theta} = 0. \quad (5)$$

В процессе азотирования в исходном однофазном образце (α -фаза) с концентрацией азота C_0 вследствие проникновения компонента достигается такое значение концентрации диффундирующего вещества, которое соответствует границе растворимости этой компоненты в α -фазе и образуется новая γ -фаза. При переходе от одной фазы к другой в азотированном слое, полученном на поверхности изделия, наблюдается перепад концентрации, который устанавливается при температуре насыщения и сохраняется после охлаждения.

Скорость роста каждой фазы определяется интенсивностью диффузионных процессов. Диффузия азота в α -фазе протекает значительно быстрее, чем в γ -фазе, исходя из этого в соответствии со справочными данными, коэффициенты диффузии для α - и γ -фаз определим по формулам [9]:

$$D_N^\alpha = 4,67 \cdot 10^{-4} e^{\frac{-17950}{RT}}; \quad (6)$$

$$D_N^\gamma = 0,277e^{\frac{-35250}{RT}}, \quad (7)$$

где D_N^α и D_N^γ — коэффициент диффузии α - и γ -фазы соответственно, м²/с;

R — универсальная газовая постоянная, $R = 8,3145$ Дж/(моль·К);

T — температура заготовки, К.

В процессе выдержки изделия при заданной температуре T происходит рост γ -фазы и граница растущей фазы смещается и определяется по формуле:

$$\xi = 2b\sqrt{D_N^\gamma t}, \quad (8)$$

где ξ — ширина растущей фазы, м;

b — коэффициент, характеризующий скорость роста фазы;

t — время, мин.

Таким образом, распределение концентрации азота в металле найдем из решения системы уравнений, состоящей из уравнений (1) для α - и γ -фазы при начальных (2) и граничных (3), (5) условиях:

$$\begin{aligned} \frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial t} &= D_N^\gamma \left(\frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \right. \\ &+ \left. \frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial z^2} \right), \quad 0 < x < \xi; \\ \frac{\partial C(x, y, z, t)}{\partial t} &= D_N^\alpha \left(\frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \right. \\ &+ \left. \frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 C(x, y, z, t)}{\partial z^2} \right), \quad \xi < x < \infty. \end{aligned} \quad (9)$$

Температура азотируемой детали оказывает существенное влияние на качество термической обработки: поверхностную твердость, ширину и состав фазовых разделов. Помимо этого, температура влияет на диффузию азота в металл, и для повышения точности расчета распределения

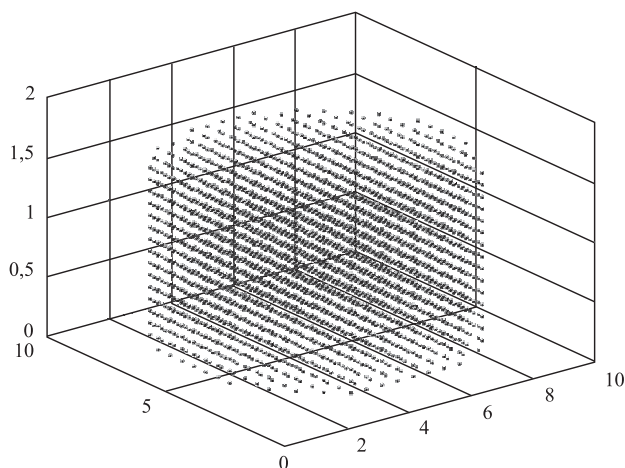


Рис. 3. Сеточная область

концентрации азота в металле детали необходимо знать распределение температуры в заготовке, которое может быть определено путем решения уравнения теплопроводности:

$$\begin{aligned} \alpha \frac{\partial u(x, y, z, t)}{\partial t} &= \\ &= \frac{\partial^2 u(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u(x, y, z, t)}{\partial z^2}, \end{aligned} \quad (10)$$

где α — коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);

$u(x, y, z, t)$ — температура в точке (x, y, z) в момент времени t , К.

Расчет распределения температуры в детали производится при граничных (11) и начальных (12) условиях:

$$u(x, y, z, 0) = T_0; \quad (11)$$

$$\left(\frac{\partial^2 u(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u(x, y, z, t)}{\partial z^2} \right) \Big|_T = T_{\text{п}}, \quad (12)$$

где T_0 — температура детали в момент времени $t = 0$ с, К;

$T_{\text{п}}$ — температура в печи, К.

Системы дифференциальных уравнений (1)—(9) и (10)—(12) решаем методом конечных разностей. Расчет проводится для области обрабатываемой детали, разбитой на равномерную сетку с шагом h , мм (рис. 3).

Проверка адекватности математической модели

Адекватность математической модели проверяли путем сравнения результатов расчета математической модели распределения концентрации азота с результатами измерения содержания его в экспериментально полученных образцах. Для этого были проведены две серии экспериментов, заключающихся в азотировании образцов, изготовленных из сталей марок 38Х2МЮА и 30ХГСА.

Эксперименты проводили на образцах с размерами, представленными на рис. 4, а. В процессе азотирования на образцах использовали защитные экраны с отверстиями (рис. 4, б), позволяющими получить островковые зоны. На рис. 5 показан один из образцов после островкового азотирования.

ХТО стали осуществляли в печи, в которую под давлением 100 Па подавали аммиак NH_3 и пропан C_3H_8 в соотношении 20:80 при температуре 560 °С с выдержкой от 40 мин до 5 ч. Концентрацию азота в экспериментальных образцах измеряли при помощи прибора JEOL JSM-6490 LV с шагом 50 мкм.

Микроструктура образца с островковым азотированием и результаты расчета математической модели распределения концентрации азота в образце представлены на рис. 6 и 7 (см. обложку) соответственно. Результаты сравнения расчетных и эксперимен-

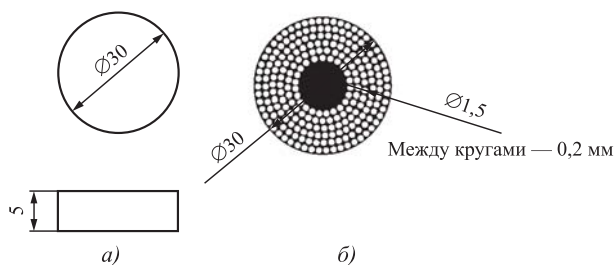


Рис. 4. Эскизы образцов и защитного экрана



Рис. 5. Образец после островкового азотирования

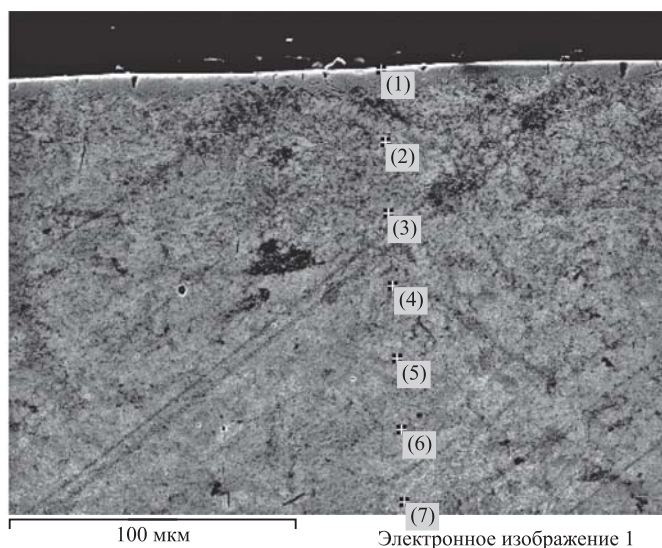


Рис. 6. Микроструктура образца с островковым азотированием

тальных данных распределения концентрации азота в металле приведены на рис. 8 (см. обложку).

Оценку адекватности математической модели проводили путем расчета средней относительной ошибки ε , %, по формуле:

$$\varepsilon = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{\delta^3(i) - \delta^p(i)}{\delta^3(i)} \right| \cdot 100, \quad (13)$$

где n — число точек измерения толщины покрытия; $\delta^3(i)$ — измеренное значение толщины покрытия в i -й точке поверхности, мкм;

$\delta^p(i)$ — расчетное значение толщины покрытия в i -й точке поверхности, мкм.

Средняя относительная ошибка при сравнении экспериментальных и расчетных данных для эксперимента 1 (для образцов из стали 30ХГСА) составила 10,8 %, для эксперимента 2 (для образцов из стали 38Х2МЮА) — 8,7 %, что меньше 15 %. Следовательно, математическая модель адекватна и может быть применена для дальнейших исследований процесса газового азотирования.

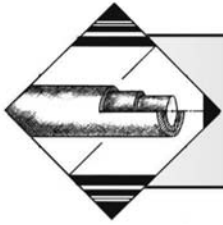
Заключение

Применение новых методов защитно-упрочняющих технологий позволяет повысить уровень надежности и долговечности современной техники. Применяемая технология островкового азотирования на легированных сталях позволяет существенно увеличить износостойкость, твердость и прочность.

Разработанная математическая модель позволяет с достаточной степенью достоверности предсказать распределение концентрации азота и границ фазовых разделов при применении метода островкового азотирования в легированных сталях, отличительной особенностью которой является учет наличия защитного экрана в процессе ХТО. Данная модель может быть применена в системах поддержки принятия решений и для дальнейших научных исследований методов ХТО.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Ворошнин Л.Г.** Многокомпонентные диффузионные покрытия. Минск: Наука и техника, 1981. 296 с.
2. **Лахтин Ю.М., Коган Я.Д., Шпис Г.И., Бомер З.** Теория и технология азотирования. М.: Металлургия, 1991. 320 с.
3. **Лахтин Ю.М., Коган Я.Д.** Азотирование стали. М.: Машиностроение, 1976. 256 с.
4. **Адашкин А.М., Зуев В.М.** Материаловедение (металлообработка): учебник для нач. проф. образования. М.: Издательский центр "Академия", 2002. 240 с.
5. **Пат. 2627551 РФ.** Способ химико-термической обработки детали из легированной стали / Н.К. Криони, А.А. Мингажева, А.Д. Мингажев, А.Ю. Кононова. 2017, Бюл. № 22.
6. **Криони Н.К., Мингажева А.А., Кононова А.Ю.** Азотирование деталей из легированных сталей при высокоэнергетической обработке поверхности // Пром-Инжиниринг: труды междунар. научно-технической конф. Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2015. С. 122—126.
7. **Криони Н.К., Мингажева А.А., Кононова А.Ю. и др.** Островковое азотирование поверхности деталей из легированных сталей // Пром-Инжиниринг: труды III междунар. научно-технической конф. Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2017. С. 130—133.
8. **Бенгина Т.А.** Оптимальное управление процессом теплопереноса в условиях декомпозиции математической модели // Вестн. Самар. гос. техн. ун-та. Сер. Технические науки. 2014. № 1 (41). С. 119—151.
9. **Лахтин Ю.М., Арзамасов Б.Н.** Химико-термическая обработка металлов. М.: Металлургия, 1985. 256 с.



ОБРАБОТКА КОМБИНИРОВАННЫМИ МЕТОДАМИ

УДК 621.234.123

В.Н. Сокольников, Г.А. Сухочев, С.Н. Коденцев
(Воронежский государственный технический университет)
E-mail: suhotchev@mail.ru

Исследование режимов комбинированной упрочняющей обработки при доводке высокооборотных роторов

Рассмотрены технологические проблемы, возникающие при балансировке высокооборотных роторов в связи с разупрочнением рабочих поверхностей вследствие нежелательной технологической наследственности в местах снятия металла. Показаны пути совершенствования процессов их технологической доводки с использованием методов локального упрочнения, приведены результаты экспериментальных исследований режимов отделочно-упрочняющей комбинированной обработки.

Ключевые слова: дисбаланс, динамическая балансировка, удаление лишнего металла, зона разупрочнения, ресурс, упрочнение микрошариками.

Technological problems arising from balancing of high-speed rotors due to the softening of working surfaces from unwanted technological heredity in places of metal removal are considered. Ways of improving their technological refining using local hardening methods are shown, the results of experimental studies of finishing and strengthening combined treatment conditions are presented.

Keywords: disbalance, dynamic balancing, removal of excess metal, softening zone, resource, microballs hardening.

Значительные статические и динамические нагрузки на высоких скоростях вращения влияют прежде всего на работоспособность рабочих колес турбин и крыльчаток как наиболее нестационарно нагружаемых составляющих ротора [1]. Сложная силовая схема знакопеременных нагрузок, воздействующих на лопатку, способствует тому, что некоторые элементы конструкции работают в области упругопластических деформаций. Требуемая долговечность лопатки при высоком уровне напряженности элементов конструкции достигается устранением остаточного дисбаланса, наследованного от предыдущих этапов изготовления ротора.

Методы балансировки быстроходных роторов предусматривают снятие излишков металла в местах повышенного дисбаланса [3], определяемого с помощью диаграмм (рис. 1). Все лопаточные детали ротора подвергают в процессе изготовления отделочно-упрочняющей обработке, повышающей ресурс рабочих поверхностей [1, 4]. Снятие металла при балансировке в локальных зонах приводит к снижению твердости на предварительно упрочненных поверхностях и неуправляемому перераспределению остаточных напряжений в поверх-

ностном слое материала и смене их направления (сжимающие становятся растягивающими). Следы механической обработки на поверхности становятся концентраторами нежелательных растягивающих напряжений, особенно в местах наибольшего

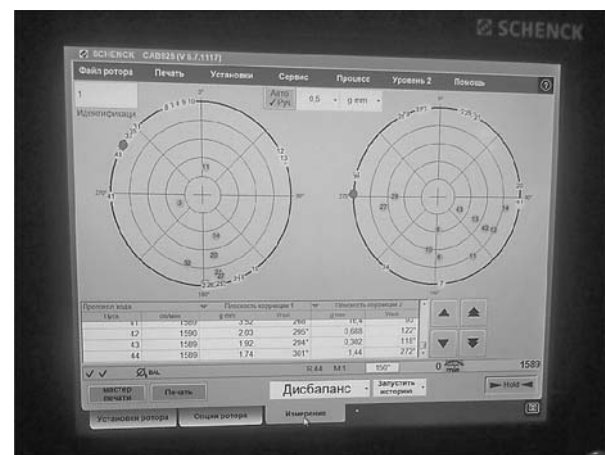


Рис. 1. Диаграмма результатов динамической балансировки ротора

снятия металла и прилегающих зонах на ступице вблизи галтелей у "корня" лопатки [2].

Негативное влияние на свойства поверхностного слоя и сопротивление усталости деталей оказывают механическая зачистка борфрезами и обработка абразивом. Неорганизованное ручное снятие излишков материала образует в тонких приповерхностных слоях структурную неоднородность, приводит к образованию остаточных напряжений растяжения, возрастанию количества остаточного аустенита и появлению поверхностных и приповерхностных микротрещин, изначально слабо проявляющихся. По мере наступления усталости материала при малоцикловых нагружениях трещины сливаются в местах наибольшей концентрации накопившегося деформационного потенциала (рис. 2).

Предложено улучшать качество поверхностного слоя материала в зонах местного удаления металла после предварительной балансировки комбинированным упрочнением микрошариками. При этом происходит пластическое деформирование тонкого поверхностного слоя в местах зачистки, он уплотняется, формируются равномерно распределенные остаточные напряжения сжатия, повышается сопротивление усталости, стойкость к коррозионным воздействиям. В ряде случаев применение микрошариков позволило повысить сопротивление усталости деталей, эксплуатируемых при знакопеременных нагрузках, до 2 раз и более [5].

Экспериментальные исследования влияния режима и условий комбинированной струйно-динамической обработки плоских типовых образцов из закаленной стали У8А (твердость 45...50 HRC, микротвердость Н 0,49 = 3500 МПа) в газожидкостной токопроводящей среде на эффективность их поверхностного упрочнения проводили на установках эжекторного типа (рис. 3) [1]. Номинальные размеры образцов 1,2×20×70 мм.

В качестве рабочей среды использовали стальные микрошарики диаметром 0,05...0,30 мм из порошка инструментальной стали Р6М5, имеющие форму, приближенную к сферической. При обработке применяли сопловую насадку с внутренним диаметром 10^{+1} мм. Расстояние вдоль оси сопла между его срезом и обрабатываемой поверхностью составляло $L = (150 \pm 10)$ мм. Диаметр активной зоны потока рабочей среды (микрошариков) на этом расстоянии равен 30 мм. Напряжение в системе — 2...10 В, расход газожидкостной слабопроводящей среды — 2 м³/мин.

Образцы обрабатывали при их вращении с имитатором детали в одной плоскости, с радиусом вращения центров обрабатываемых поверхностей образцов 100 мм. Частота вращения $n_{вр} = 100$ мин⁻¹. Имитатор с плоскими образцами в камере струйно-динамической установки показан на рис. 3. Число опытов — 8, число повторных

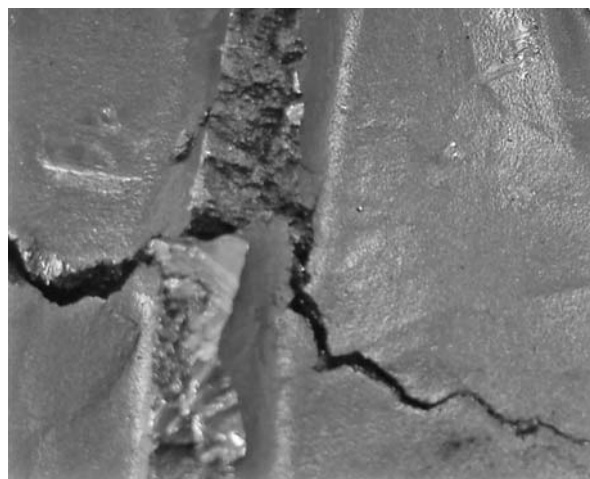


Рис. 2. Усталостная трещина у "корня" лопатки

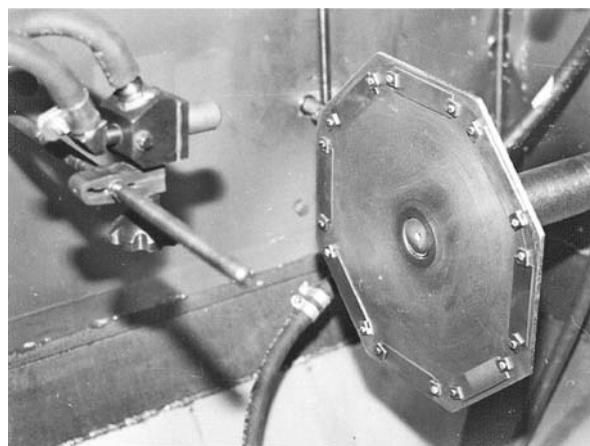


Рис. 3. Имитатор с плоскими образцами в камере струйно-динамической установки

опытов — 3. Варьируемые в эксперименте факторы и их натуральные и кодированные уровни приведены в табл. 1, где время обработки участка поверхности t_1 устанавливали в соответствии со временем $t_{обр}$ обработки вращающихся с осью плоских образцов. При этом

$$t_{обр} = \left(\frac{\pi D_{вр}}{d_{а.з}} \right) t_1,$$

где $D_{вр} = 200$ мм — диаметр вращения образцов на имитаторе в процессе обработки;

$d_{а.з} = 50$ мм — диаметр активной зоны потока рабочей среды на расстоянии 150 мм от среза сопла.

Матрица планирования и результаты эксперимента приведены в табл. 2.

Мера эффективности поверхностного упрочнения плоских образцов — глубина наклепа и величина остаточных напряжений сжатия. Поэтому прогиб образцов $Z_{об}$ определен как целевой параметр эксперимента. Значение $Z_{об}$ измеряли с точностью $\pm 0,01$ мм [1]. База измерений прогиба составляла 70 мм.

Таблица 1

Варьируемые факторы и их натуральные и кодированные уровни

Варьируемый фактор	Код	Уровни факторов			Интервал варьирования
		+	0	-	
Избыточное давление воздуха в пневмосистеме установки p , МПа	x_1	0,30	0,25	0,20	0,05
Время обработки участка поверхности вращающегося образца t_1 , с	x_2	60	30	10	20
Угол соударения рабочей среды и поверхности образца α , °	x_3	90	60	30	30
Параметр достижимой шероховатости поверхности образца $Ra_{исх}$, мкм	x_4	1,8	1,2	0,6	0,6

Таблица 2

Матрица планирования и результаты эксперимента

x_1	x_2	x_3	x_4	x_1x_2	x_1x_3	x_1x_4	$\bar{Y} = \bar{Z}_{об}$
+	+	-	-	+	-	-	0,22
-	-	-	-	+	+	+	0,12
+	-	-	+	-	-	+	0,04
-	+	-	+	-	+	-	0,01
+	+	+	+	+	+	+	0,76
-	-	+	+	+	-	-	0,64
+	-	+	-	-	+	-	0,89
-	+	+	-	-	-	+	0,97
0	0	0	+	0	0	0	0,51
0	0	0	-	0	0	0	0,64

Зависимость целевого параметра $Y = Z_{об}$ от совокупности варьируемых факторов представлена в виде неполного квадратичного уравнения:

$$Y = b_0x_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_4 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{14}x_1x_4.$$

После определения коэффициентов этого уравнения по данным табл. 2, оценки их значимости по критерию Стьюдента (для 5%-ного уровня значимости) и исключения незначимых коэффициентов, уравнение имеет вид:

$$Y = 0,456 + 0,021x_1 + 0,034x_2 + 0,395x_3 - 0,094x_4 - 0,021x_1x_2.$$

По абсолютным значениям коэффициентов уравнения регрессии можно сделать вывод о том, что на величину прогиба образцов наибольшее влияние оказывают угол соударения рабочей среды с обрабатываемой поверхностью и исходная шероховатость этой поверхности.

После перехода от кодированных к натуральным значениям факторов уравнение регрессии примет вид:

$$Z_{об} = -0,364 + 1,68p + 0,014t_1 + 0,01\alpha - 0,15Ra_{исх} - 0,042pt_1.$$

На рис. 4 показаны графики зависимостей $Z_{об} = f(\alpha, t_1, Ra_{исх})$ для типовых плоских образцов из стали У8А. Анализ зависимостей показывает, что уменьшение угла соударения значительно уменьшает достижимую величину прогиба образцов $Z_{об}$. Достижимая шероховатость поверхности также значительно влияет на $Z_{об}$, увеличение давления p уменьшает влияние достижимой шероховатости поверхностей образцов на величину их прогиба.

Экспериментальное определение влияния времени обработки участка поверхности на величину прогиба образцов из различных материалов осуществлялось при одинаковых условиях обработки: $p = 0,3$ МПа, $\alpha = 60^\circ$, $L = 150$ мм, $n_{вр} = 100$ мин⁻¹, $Ra_{исх} = 0,4$ мкм (рис. 5). Образцы изготавливали из материалов: У8А, ЭП741П, 07Х16Н6, ВНЛ-1М, 12Х18Н10Т. Все образцы, кроме образцов из стали У8А, были термообработаны по технологии натуральных деталей, изготавливаемых из этих материалов.

Для обработки использовали по три образца каждого из указанных материалов, а результаты обработки определяли как среднее арифметическое полученных значений. Графики изменений параметра шероховатости поверхностей образцов по времени t_1 обработки приведены на рис. 6.

Зависимости $Z_{об} = f(t_1)$, показанные на рис. 5, позволяют сделать вывод о том, что наибольшей склонностью к поверхностному упрочнению стальными микрошариками обладают сплавы ЭП741П и ВНЛ-1М, из которых изготавливают большинство лопаточных деталей роторной группы. Из графика зависимостей $Ra = f(t_1)$ (см. рис. 6), следует, что параметр шероховатости поверхностей Ra , достижимый при обработке в течение 40 с микрошариками диаметром 0,05...0,3 мм, составляет [3]:

- для сталей ЭП741П, 07Х16Н6 — $Ra = 1,9...2,3$ мкм;
- для сталей 12Х18Н10Т и У8А — $Ra = 1,35...1,7$ мкм.

Существующие в настоящее время технологические процессы изготовления деталей предусматривают выполнение операций их упрочнения в течение $t_1 = (60 \pm 5)$ с. По результатам данного эксперимента, для повышения эффективности обработки деталей можно рекомендовать умень-

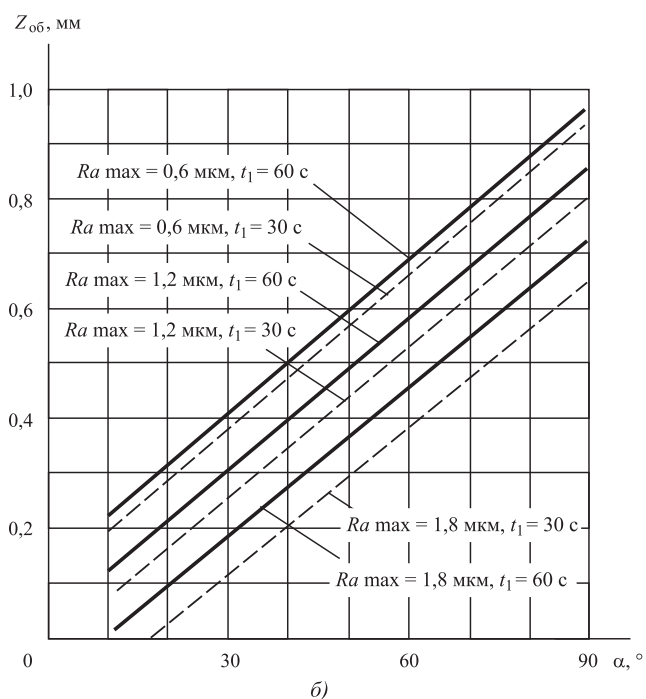
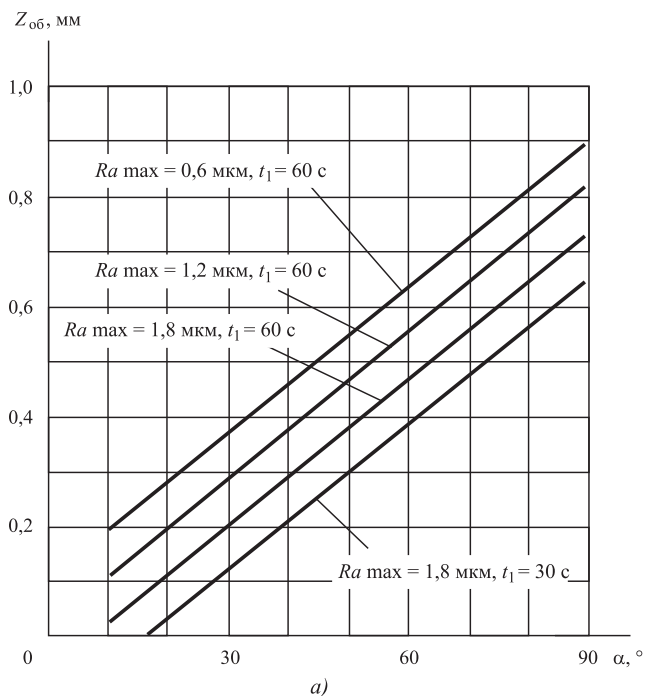


Рис. 4. Графики зависимостей $Z_{об} = f(\alpha, t_1, Ra_{исх})$ для плоских типовых образцов из стали У8А при $p = 0,3$ МПа: а — без газожидкостной среды; б — с газожидкостной средой

шить время обработки до $t_1 = (40 \pm 5)$ с, особенно для деталей, изготавливаемых из сплавов ЭП741П и ВНЛ-1М. При этом параметры шероховатости Ra обрабатываемых поверхностей можно снизить относительно указанных выше значений за счет оптимизации угла подачи шариков. Взаимосвязь

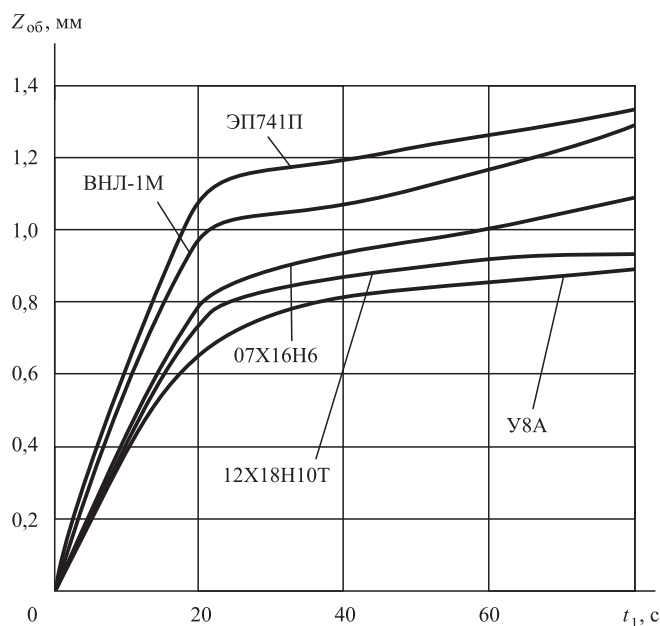


Рис. 5. График зависимостей прогибов $Z_{об}$ плоских образцов из различных материалов от времени t_1 их обработки в одинаковых условиях ($p = 0,3$ МПа, $\alpha = 90^\circ$, $Ra_{исх} = 0,4$ мкм)

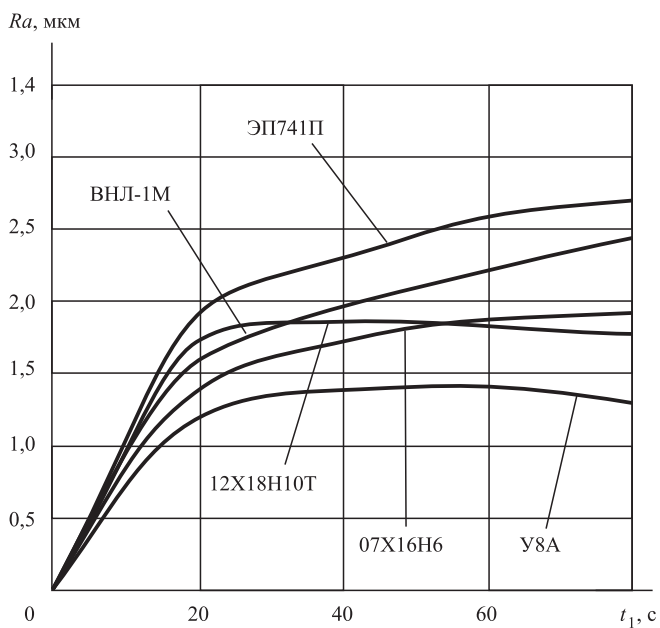


Рис. 6. График зависимостей параметра шероховатости Ra плоских образцов из различных материалов от времени t_1 их обработки в одинаковых условиях ($p = 0,3$ МПа, $\alpha = 60^\circ$, $Ra_{исх} = 0,4$ мкм)

показателей качества дробеструйного упрочнения (при $t_1 = 40$ с) плоских образцов из различных материалов иллюстрируется данными табл. 3.

Состояние поверхности плоских образцов-свидетелей после комбинированной обработки показано на рис. 7.

Исходные механические характеристики плоских образцов из различных материалов и показатели их поверхностного упрочнения в одинаковых условиях ($t_1 = 40$ с, $p = 0,3$ МПа, $\alpha = 90^\circ$, $Ra_{исх} = 0,4$ мкм)

Марка материала	Предел текучести σ_T , МПа	Твердость НВ, МПа	Прогиб образцов $Z_{об}$, мм	Глубина наклепа a_n , мм	Микротвердость наклепанного слоя Н 0,49, МПа	Степень наклепа ϵ_n , %	$K_{пр}$	$K_{н.г}$	$K_{н.п.о}$
ЭП741П	870	3100	0,80	0,045	3100	24	1	1	1
07Х16Н6	840	3050	0,82	0,050	3200	30	1,04	1,13	3,2
ВНЛ-1М	790	2350	0,85	0,070	3050	29	1,08	1,44	4,5
12Х18Н10Т	420	2050	1,10	0,060	2100	44	1,43	1,52	5,1

Обозначения: $K_{пр}$ — отношение прогиба образца из материала детали к прогибу контрольного образца из стали У8А; $K_{н.г}$ — отношение глубины наклепа образца из материала детали к глубине наклепа контрольного образца из стали У8А; $K_{н.п.о}$ — отношение степени наклепа образца из материала детали к степени наклепа контрольного образца из стали У8А.

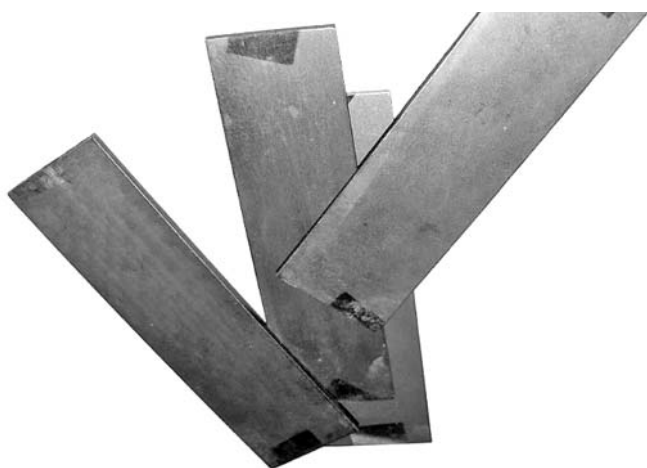


Рис. 7. Плоские образцы-свидетели после комбинированной обработки в течение 40 с

Заключение

Результаты экспериментального исследования процесса комбинированной обработки плоских контрольных образцов микрошариками показали, что относительная погрешность расчетного определения промежуточных и максимально допустимых высотных параметров шероховатости обрабатываемых поверхностей по сравнению с их действительными значениями не превышает ± 5 %. Технологи-

чески наследованный дефектный слой устранен на 30..40 %. В настоящее время проводятся исследования комбинированных методов обработки, призванных снизить на 70..80 % влияние нежелательной технологической наследственности в поверхностном слое лопаточных деталей в процессе их балансировки и доводки в составе ротора.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Сухочев Г.А. Управление качеством изделий, работающих в экстремальных условиях при нестационарных воздействиях. Воронеж: ВГУ, 2003. 286 с.
2. Сухочев Г.А. Технологические методы повышения эксплуатационных показателей транспортных машин в экстремальных условиях // Техника машиностроения. 2005. № 3. С. 52–54.
3. Сухочев Г.А., Сокольников В.Н., Коденцев С.Н. Технологические аспекты балансировки высокооборотных роторов // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2016. № 2 (316). С. 99–105.
4. Сухочев Г.А., Смоленцев В.П., Мешков Н.К., Пожидаев В.А. Повышение усталостной прочности поверхностей сложного профиля // Наука производству. 1999. № 10. С. 47–48.
5. Сухочев Г.А., Капустин А.В., Смольяникова Е.Г., Небольсин Д.М. Технологическое обеспечение качества лопаточных деталей с использованием наукоемких нетрадиционных методов обработки // Насосы. Турбины. Системы. 2011. № 1. С. 34–42.

ООО "Издательство "Инновационное машиностроение", 107076, Москва, Колодезный пер., 2а, стр. 2.
Учредитель ООО "Издательство "Инновационное машиностроение".

E-mail: utp@mashin.ru
Web-site: www.mashin.ru

Телефоны редакции журнала: (499) 268-47-19, 269-54-96.

Технический редактор Конова Е.В. Корректор Сажина Л.И.

Сдано в набор 30.04.2019 г. Подписано в печать 27.06.2019 г. Формат 60×88 1/8.

Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.

Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49

Оригинал-макет: ООО "Авансед солюшнз". 119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1

Сайт: www.aov.ru