ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ПОКРЫТИЯ

Том 13
2017
№ 2 (146)
февраль

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.
А.П. БАБИЧЕВ, д.т.н., проф.
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:
И.Н. МЫМРИНА
Т.В. ПАРАЙСКАЯ

Журнал распространяется по подписке, которую можно оформить в любом почтовом отделении (индексы по каталогам: "Роспечать" **85159,** "Пресса России" **39269,** "Почта России" **60252)** или в издательстве.
Тел.: (499) 269-52-98,
268-47-19.
Факс: (499) 269-48-97.
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

Безъязычный В.Ф., Матвеев А.С., Семёнов А.Н., Басков М.В. Учет упрочнения материала поверхностного слоя детали, обрабатываемой точением, при расчете остаточных напряжений, обусловленных тепловым фактором 51

Гурьянов Г.Н. Оценка осевого напряжения при разных моделях упрочнения материала проволоки по формулам, включающим действительный угол волочения и приведенный угол И.Л. Перлина 54

Логинов Н.Ю. Исследование трибологических характеристик образцов с покрытием, нанесенным электроискровым методом 67

Табаков В.П., Сизов С.В. Исследование параметров структуры и механических свойств покрытий на основе нитридов титана, циркония и ниобия 70

Федосов С.А. Определение адгезионных свойств методом идентирования 73

МЕХАНИЧЕСКАЯ УПРОЧНЯЮЩАЯ ОБРАБОТКА

Королев А.В., Балаев А.Ф., Савран С.А. Экспериментальное исследование продольной правки стержневых маложестких деталей регулируемым изгибом 78

ОБРАБОТКА КОНЦЕНТРИРОВАННЫМИ ПОТОКАМИ ЭНЕРГИИ

Балановский А.Е., Ву В.Г. К вопросу определения размера пятна нагрева при плазменной поверхностной обработке 82

Панков В.П., Баженов А.В., Панков Д.В., Шепеть И.П. Исследование электропроводности плазменных покрытий на углеродном волокне 91

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, в базу данных Chemical Abstracts

© Издательство "Инновационное машиностроение", "Упрочняющие технологии и покрытия", 2017

THE MONTHLY SCIENTIFIC AND PRODUCTION JOURNAL

STRENGTHENING TECHNOLOGIES AND COATINGS

Vol. 13
2017
№ 2 (146)
February

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
A.P. BABICHEV
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. RAHIMYANOV
B.P. SAUSHKIN
V.A. SHULOV
V.P. SMOLENTSEV
A.M. SMYSLOV
G.A. SUHOCHEV
V.P. TABAKOV
M.L. KHEIFETS

Edition:
I.N. MYMRINA
T.V. PARAYSKAYA

Journal is spreaded on a subscription, which can be issued in any post office (index on the catalogues: "Rospechat" **85159,** "Pressa Rossii" **39269**,"Pochta Rossii" **60252)** or in publishing office.
Ph.: (499) 269-52-98, 268-47-19.
Fax: (499) 269-48-97
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

Bezyazychnyi V.F., Matveev A.S., Semyonov A.N., Baskov M.V. The account of hardening of a material of a surface layer of the parts, processed by turning, at calculation of the residual stresses coused by thermal factor 51

Guryanov G.N. Axial stress assessment in different models of hardened wire material on a formula that includes valid drawing angle and the I.L. Perlin's reducted angle 54

Loginov N.Yu. Study of tribological characteristics of samples with the coating made by the electric-spark method 67

Tabakov V.P., Sizov S.V. Research of parameters of structure and mechanical properties of coverings on the basis of nitrides of titan, zirconium and niobium 70

Fedosov S.A. Adhesive properties measurement by the indentation method....73

MECHANICAL STRENGTHENING PROCESSING

Korolev A.V., Balaev A.F., Savran S.A. Experimental study of longitudinal straightening of rod little-hard details by adjustable bending 78

PROCESSING BY CONCENTRATED STREAMS OF ENERGY

Balanovskiy A.E., Vu V.G. On the determination of the heating spot size for plasma surface treatment....82

Pankov V.P., Bazhenov A.V., Pankov D.V., Shepet' I.P. The study of electrical conductivity of plasma coatings on carbon fiber....91

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, Chemical Abstracts database

© "Innovative mashinostroenie Publishers", "Strengthening Technologies and Coatings", 2017

УДК 621.941.1

В.Ф. Безъязычный, А.С. Матвеев, А.Н. Семёнов, М.В. Басков
(Рыбинский государственный авиационный технический университет им. П.А. Соловьёва)
E-mail: technology@rsatu.ru

Учет упрочнения материала поверхностного слоя детали, обрабатываемой точением, при расчете остаточных напряжений, обусловленных тепловым фактором

Предложена методика расчета остаточных напряжений в поверхностном слое детали от действия теплового фактора при принятии линейного закона упрочнения материала детали. При расчете учитываются физико-механические свойства обрабатываемого и инструментального материалов, режим обработки, геометрические параметры режущей части инструмента.

Ключевые слова: *обработка точением, упрочнение обрабатываемого материала, поверхностный слой, остаточные напряжения.*

The method of calculation of the residual stress in a surface layer of a details from arction of the heat factor at acceptance of the linear law of hardening parts of the material is offered. When calculating the recorded physical and mechanical properties of the processed and a tool's materials, the processing mode, the geometrical parameters of the cutting part of the tool.

Keywords: *processing turning, hardening of the processed material, surface layer, residual stresses.*

При изготовлении ответственных деталей наукоемких изделий часто необходимо обеспечивать требуемое техническими условиями качество их поверхностного слоя (степень и глубину упрочнения материала поверхностного слоя детали, остаточные напряжения в поверхностном слое и др.).

Следует отметить, что поверхностный слой материала детали уже в процессе обработки за счет опережающих пластических деформаций упрочняется, что может учитываться коэффициентом упрочнения материала. Однако существующие расчетные методики определения остаточных напряжений это не учитывают [1, 2]. Поэтому в данной работе сделана попытка устранить данный недостаток.

При анализе обработки деталей точением необходимо учитывать тепловые явления, возникающие в зоне обработки. При механической обработке поверхностный слой, в котором возникают пластические деформации, упрочняется. Учет упрочнения материала в процессе обработки позволяет повысить точность расчетов остаточных напряжений.

Для расчетного определения напряжений от действия теплового фактора при обработке точением предлагается использовать следующие зависимости [3]:

при расчете осевых напряжений в области упругих деформаций

$$\sigma_{\text{он}}^{\text{у}} = \left[-\delta + \frac{\int\limits_{r_{\text{в}}}^{r_{\text{он}}} \delta E dr + \int\limits_{r_{\text{он}}}^{r_{\text{и}}} \text{Д}\delta r dr + \int\limits_{r_{\text{он}}}^{r_{\text{и}}} \sigma_{\text{т}} \left(1 - \frac{\text{Д}}{E}\right) r dr}{\int\limits_{r_{\text{в}}}^{r_{\text{он}}} E r dr + \int\limits_{r_{\text{он}}}^{r_{\text{и}}} \text{Д} r dr} \right] \frac{E}{1-\mu}; \quad (1)$$

при расчете осевых напряжений в области пластических деформаций

$$\sigma_{\text{он}}^{\text{п}} = \sigma_{\text{т}} \left(1 - \frac{E}{\text{Д}}\right) + \\ + \text{Д} \left[-\delta + \frac{\int\limits_{r_{\text{в}}}^{r_{\text{он}}} \delta E r dr + \int\limits_{r_{\text{он}}}^{r_{\text{и}}} \text{Д}\delta r dr + \int\limits_{r_{\text{он}}}^{r_{\text{и}}} \sigma_{\text{т}} \left(1 - \frac{\text{Д}}{E}\right) r dr}{\int\limits_{r_{\text{в}}}^{r_{\text{он}}} E r dr + \int\limits_{r_{\text{он}}}^{r_{\text{и}}} \text{Д} r dr} \right] \frac{1}{1-\mu}; \quad (2)$$

при расчете тангенциальных напряжений в области упругих деформаций

$$\sigma_{\tau н}^{у} = \left[-\delta + \frac{\int\limits_{r_в}^{r_{он}} \delta E dr + \int\limits_{r_{он}}^{r_н} Д\delta dr + \int\limits_{r_{он}}^{r_н} \sigma_т \left(1 - \frac{Д}{E}\right) dr}{\int\limits_{r_в}^{r_{он}} E dr + \int\limits_{r_{он}}^{r_н} Д dr} \right] \frac{E}{1-\mu}; \quad (3)$$

при расчете тангенциальных напряжений в области пластических деформаций

$$\sigma_{\tau н}^{п} = \sigma_т \left(1 - \frac{E}{Д}\right) +$$

$$+Д \left[-\delta + \frac{\int\limits_{r_в}^{r_{он}} E dr + \int\limits_{r_{он}}^{r_н} Д\delta dr + \int\limits_{r_{он}}^{r_н} \sigma_т \left(1 - \frac{Д}{E}\right) dr}{\int\limits_{r_в}^{r_{он}} E dr + \int\limits_{r_{он}}^{r_н} Д dr} \right] \frac{1}{1-\mu}. \quad (4)$$

В формулах (1)...(4) приняты следующие условные обозначения: E — модуль упругости материала детали, МПа; Д — модуль упрочнения материала детали, МПа; $r_н$ — наружный радиус обрабатываемой детали, м; $r_в$ — радиус отверстия в детали, м (в случае отсутствия отверстия в детали $r_в = 0$); r — рассматриваемый радиус детали, м; $r_{он}$ — граница раздела упругих и пластических деформаций в материале детали, м; μ — коэффициент Пуассона материала детали; $\sigma_т$ — предел текучести обрабатываемого материала, МПа; $\sigma_в$ — предел прочности обрабатываемого материала, МПа; $\delta = \alpha_1\theta$ — температурное линейное расширение обрабатываемого материала, м; α_1 — коэффициент температурного линейного расширения обрабатываемого материала, 1/°С; θ — температура в рассматриваемом слое обрабатываемого материала, °С.

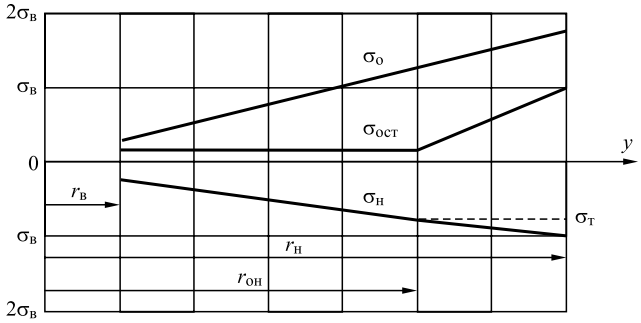


Рис. 1. Схема 1 образования остаточных напряжений

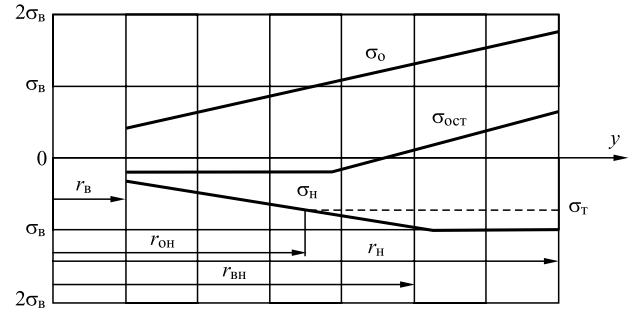


Рис. 2. Схема 2 образования остаточных напряжений

Напряжения при охлаждении определяются по тем же зависимостям, что и напряжения при нагревании, но имеют обратный знак.

При механической обработке деталей возможны четыре схемы образования остаточных напряжений $\sigma_{ост}$ от теплового воздействия с учетом упрочнения материала детали:

напряжения при нагревании $\sigma_н$ достигают предела текучести $\sigma_т$, но ниже предела прочности $\sigma_в$; напряжения при охлаждении $\sigma_о$ ниже предела текучести $\sigma_т$ (рис. 1), т. е.

$$\sigma_т \leqslant \sigma_н < \sigma_в; \ \sigma_о \leqslant \sigma_в + \sigma_т;$$

напряжения при нагревании $\sigma_н$ достигают предела прочности $\sigma_в$; напряжения при охлаждении $\sigma_о$ меньше предела текучести $\sigma_т$ (рис. 2), т. е.

$$\sigma_{н\,max} = \sigma_в; \ \sigma_{о\,max} \leqslant \sigma_в + \sigma_т;$$

напряжения при нагревании $\sigma_н$ достигают предела прочности $\sigma_в$; напряжения при охлаждении $\sigma_о$ превосходят предел текучести $\sigma_т$, но ниже предела прочности $\sigma_в$ (рис. 3), т. е.

$$\sigma_{н\,max} = \sigma_в; \ \sigma_в + \sigma_т \leqslant \sigma_{о\,max} < 2\sigma_в;$$

напряжения при нагревании $\sigma_н$ и охлаждении $\sigma_о$ достигают предела прочности $\sigma_в$ (рис. 4), т. е.

$$\sigma_н = \sigma_в; \ \sigma_{о\,max} = 2\sigma_в.$$

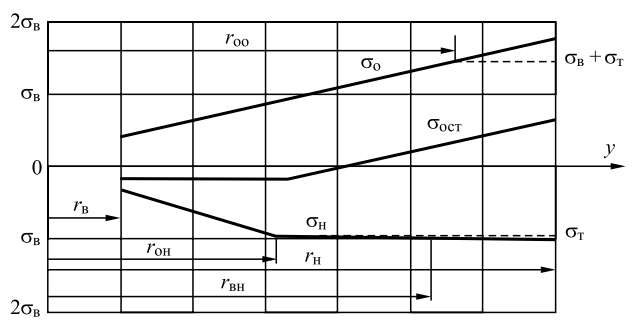


Рис. 3. Схема 3 образования остаточных напряжений

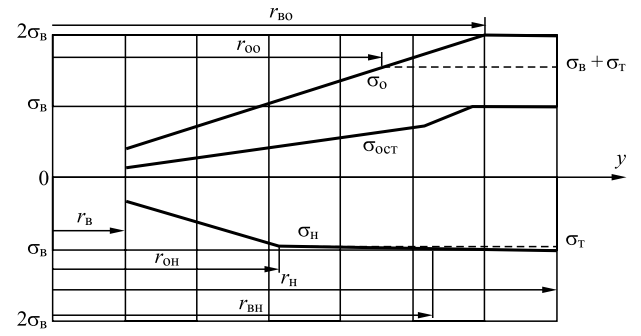


Рис. 4. Схема 4 образования остаточных напряжений

Для расчета остаточных напряжений от действия теплового фактора требуется определить границы раздела упругих и пластических деформаций при нагревании $r_{он}$ и охлаждении $r_{оо}$, а также границы раздела пластических деформаций и деформации разрушения при нагревании $r_{вн}$ и охлаждении $r_{во}$.

Граница $r_{он}$ определяется из условия равенства напряжений в рассматриваемой области пределу текучести, другими словами, из решения относительно r уравнения [4]

$$-\sigma_{т} = -\left[\delta + \frac{\int\limits_{r_{в}}^{r_{н}} \delta E dr}{\int\limits_{r_{в}}^{r_{н}} E r dr}\right]\frac{E}{1-\mu}.$$

Максимальные значения напряжений при охлаждении в зоне раздела упругих и пластических деформаций равны $\sigma_{в} + \sigma_{т}$, поэтому $r_{оо}$ для осевых остаточных напряжений можно найти, решая относительно $r_{оо}$ уравнение

$$\sigma_{в} + \sigma_{т} = -\left[-\delta + \frac{\int\limits_{r_{в}}^{r_{оо}} \delta E r dr + \int\limits_{r_{оо}}^{r_{н}} Д\delta r dr + \int\limits_{r_{оо}}^{r_{н}} \sigma_{т}\left(1 - \frac{Д}{E}\right) r dr}{\int\limits_{r_{в}}^{r_{оо}} E r dr + \int\limits_{r_{оо}}^{r_{н}} Д r dr}\right]\frac{E}{1-\mu}.$$

Граница $r_{оо}$ для тангенциальных остаточных напряжений определяется из зависимости

$$\sigma_{в} + \sigma_{т} = -\left[-\delta + \frac{\int\limits_{r_{в}}^{r_{оо}} \delta E dr + \int\limits_{r_{оо}}^{r_{н}} Д\delta dr + \int\limits_{r_{оо}}^{r_{н}} \sigma_{т}\left(1 - \frac{Д}{E}\right) dr}{\int\limits_{r_{в}}^{r_{оо}} E dr + \int\limits_{r_{оо}}^{r_{н}} Д dr}\right]\frac{E}{1-\mu}.$$

Граница $r_{вн}$ определяется из условия равенства напряжений в рассматриваемой области: $\sigma^{п}_{он} = \sigma_{в}$ для осевых и $\sigma^{п}_{тн} = \sigma_{в}$ для тангенциальных остаточных напряжений способом, аналогичным расчету границы $r_{оо}$, который был рассмотрен выше.

Граница $r_{во}$ при определении осевых остаточных напряжений находится решением относительно $r_{вн}$ уравнения

$$2\sigma_{в} = \sigma^{п}_{оо},$$

при этом $r_{он}$ заменяется на $r_{оо}$ в формулах для расчета $\sigma^{п}_{оо} = -\sigma^{п}_{оо}$.

Аналогичным образом находится граница $r_{во}$ при определении тангенциальных напряжений:

$$2\sigma_{в} = \sigma^{п}_{то}; \quad \sigma^{п}_{то} = -\sigma^{п}_{тн}.$$

Осевые остаточные напряжения в детали от действия теплового фактора при принятии линейного закона упрочнения материала рассчитываются по следующим зависимостям:

$$\left.\begin{array}{ll} \sigma_{ост.о} = \sigma^{у}_{он} + \sigma_{оо} & \text{при} \quad r < r_{он} \\ \sigma_{ост.о} = \sigma^{н}_{он} + \sigma_{оо} & \text{при} \quad r \geqslant r_{он} \end{array}\right\} \begin{array}{l} \sigma_{т} \leqslant \sigma_{н} < \sigma_{в}; \\ \sigma_{о} \leqslant \sigma_{в} + \sigma_{т}; \end{array}$$

$$\left.\begin{array}{ll} \sigma_{ост.о} = -\sigma_{в} + \sigma_{оо} & \text{при} \quad r \geqslant r_{вн} \\ \sigma_{ост.о} = -\sigma^{п}_{он} + \sigma_{оо} & \text{при} \quad r_{он} \leqslant r < r_{вн} \\ \sigma_{ост.о} = -\sigma^{у}_{он} + \sigma_{оо} & \text{при} \quad r < r_{он} \end{array}\right\} \begin{array}{l} \sigma_{н\,max} = \sigma_{в}; \\ \sigma_{о\,max} \leqslant \sigma_{в} + \sigma_{т}; \end{array}$$

$$\left.\begin{array}{ll} \sigma_{ост.о} = -\sigma_{в} + \sigma^{п}_{оо} & \text{при} \quad r \geqslant r_{оо} \\ \sigma_{ост.о} = -\sigma_{в} + \sigma^{у}_{оо} & \text{при} \quad r_{вн} \leqslant r < r_{оо} \\ \sigma_{ост.о} = -\sigma^{п}_{он} + \sigma^{у}_{оо} & \text{при} \quad r_{он} \leqslant r < r_{вн} \\ \sigma_{ост.о} = -\sigma^{у}_{он} + \sigma^{у}_{оо} & \text{при} \quad r < r_{он} \end{array}\right\} \begin{array}{l} \sigma_{н\,max} = \sigma_{в}; \\ \sigma_{в} + \sigma_{т} \leqslant \sigma_{о\,max} < 2\sigma_{в}; \end{array}$$

$$\left.\begin{array}{ll} \sigma_{ост.о} = \sigma_{в} & \text{при} \quad r \geqslant r_{во} \\ \sigma_{ост.о} = -\sigma_{в} + \sigma^{п}_{оо} & \text{при} \quad r_{во} > r \geqslant r_{вн} \\ \sigma_{ост.о} = \sigma^{у}_{он} + \sigma^{п}_{оо} & \text{при} \quad r_{вн} > r \geqslant r_{он} \\ \sigma_{ост.о} = \sigma^{п}_{он} + \sigma^{у}_{оо} & \text{при} \quad r_{оо} > r \geqslant r_{он} \\ \sigma_{ост.о} = \sigma^{у}_{он} + \sigma^{у}_{оо} & \text{при} \quad r < r_{он} \end{array}\right\} \sigma_{н} = \sigma_{в}; \quad \sigma_{о\,max} = 2\sigma_{в}.$$

Тангенциальные остаточные напряжения в детали от действия теплового фактора определяются аналогично — подстановкой вместо $\sigma^{у}_{он}$; $\sigma^{п}_{он}$; $\sigma^{у}_{оо}$; $\sigma^{п}_{он}$; $\sigma_{оо}$ величин $\sigma^{у}_{тн}$; $\sigma^{п}_{тн}$; $\sigma^{у}_{тн}$; $\sigma^{п}_{тн}$; $\sigma_{то}$.

Выводы

Анализ известных расчетных методов определения остаточных напряжений в поверхностном слое детали при механической обработке показал, что они не учитывают упрочнение материала в процессе обработки вследствие теплового воздействия на поверхностный слой детали.

Особенность предлагаемой методики расчета остаточных напряжений в поверхностном слое детали заключается в том, что она позволяет учитывать упрочнение материала в процессе обработки. Это обусловливает научную значимость предлагаемого расчетного метода определения остаточных напряжений в поверхностном слое детали при обработке лезвийным инструментом.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Повышение** выносливости и надежности деталей машин и механизмов / Б.А. Кравченко, Д.Д. Папшев, Б.И. Колесников, Н.И. Моренков. Куйбышев: Куйбышевское книжное изд-во, 1966. 222 с.

2. **Технологические** остаточные напряжения / под ред. А.В. Подзея. М.: Машиностроение, 1973. 267 с.

3. **Безъязычный В.Ф.** Метод подобия в технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2012. 320 с.

4. **Абрамов В.В.** Остаточные напряжения и деформации в металлах. М.: Машгиз, 1963. 355 с.

УДК 621.778.014

Г.Н. Гурьянов
(ООО "Феникс +", г. Белорецк)
E-mail: ggnbelorhome@rambler.ru

Оценка осевого напряжения при разных моделях упрочнения материала проволоки по формулам, включающим действительный угол волочения и приведенный угол И.Л. Перлина

Приведены результаты расчета прироста осевого напряжения в калибрующем пояске и напряжения на выходе волоки при разных моделях упрочнения материала проволоки. Для расчетов использованы формулы, включающие действительный угол волочения и приведенный угол И.Л. Перлина. Показана сложная зависимость прироста осевого напряжения в пояске от коэффициентов вытяжки и трения при использовании новой методики его расчета.

Ключевые слова: *волочение, проволока, методика расчета, осевое напряжение, приведенный угол волочения, калибрующий поясок, модель упрочнения, коэффициент трения.*

The results of the calculation of growth axial stress in the sizing girdle and the stress at the output of the die at different models of reinforcement wire material are presented. For the calculation used the formula, including the actual drawing angle and the I.L. Perlin's reducted angle. It is shown that complex dependence of growth stresses in the shoulder on drawing the friction coefficients and the new method of its calculation.

Keywords: *drawing, wire, method of calculation, axial stress, reducted drawing angle, sizing belt, hardening model, friction coefficient.*

Введение

И.Л. Перлин предложил использовать приведенный угол волочения для учета влияния контактного трения в калибрующем пояске волоки на осевое напряжение при волочении круглого сплошного профиля [1]. Приведенный угол использован, например, в работах [2—4] для расчета напряжения волочения σ_z, т. е. осевого напряжения на выходе калибрующего пояска. При этом не дается оценка степени различия для значений осевого напряжения волочения, полученных при расчете по действительному углу волочения и по приведенному углу И.Л. Перлина. Следует отметить применение гипотетического приведенного угла при расчете осевого напряжения при волочении через волоки с криволинейной формой рабочего канала [5]. В настоящее время отсутствуют данные о характере влияния модели упрочнения материала проволоки на прирост осевого напряжения в калибрующем пояске $\sigma_{zп}$ и напряжение волочения σ_z, рассчитанные по формулам, включающим приведенный угол $\alpha_п$ волочения. Представляет интерес сравнение значений прироста осевого напряжения σ_{zq} от действия противонатяжения, полученных по формулам, включающим действительный и приведенный углы волочения.

Цель работы — оценить значения осевого напряжения σ_z и $\sigma_{zп}$ при разных параметрах деформации и моделях упрочнения по эмпирическим и аналитическим формулам, включающим действительный α и приведенный $\alpha_п$ углы волочения.

Эмпирические и аналитические формулы для расчета прироста осевого напряжения в калибрующем пояске

При холодном волочении проволоки из материалов с высокими прочностными и незначительными пластическими свойствами применяют малые и средние обжатия и волоки с удлиненным калибрующим пояском. В этом случае прирост осевого напряжения в цилиндрическом пояске становится соизмеримым с напряжением на выходе рабочего конуса. Поэтому при расчете энергосиловых параметров процесса волочения необходимо учитывать силы трения в пояске волоки.

В работе [6] отмечено, что в ряде случаев можно пренебречь приращением осевого напряжения в цилиндрическом пояске волоки. Однако в некоторых случаях влиянием цилиндрического пояска пренебречь нельзя. Поэтому вопрос об учете влияния роли цилиндрического пояска нуждается в теоретической проработке. При этом указывается, что для учета влияния цилиндрического пояска существуют различные способы, основанные в большинстве случаев на умозрительных заключениях или на эмпирических формулах.

Для расчета прироста осевого напряжения в калибрующем пояске С.И. Губкин [6] предложил формулу

$$\sigma_{zп} = 2\nu\sigma_{т\,к} fL/r_к, \quad (1)$$

где $\sigma_{т\,к}$ — предел текучести на выходе рабочего конуса волоки; L, $r_к$ — длина и радиус калибрующего пояска соответственно; f — коэффициент трения; ν — коэффициент, зависящий от условий деформации, $\nu = 0{,}1...1{,}0$. В работе [6] не приводится методика определения коэффициента ν. Для простоты расчета прироста напряжения принимают ν равным 1,0 и 0,125, а формула С.И. Губкина используется как [2—4, 7]

$$\sigma_{zп} = 2\nu\sigma_{т\,к} fL/r_к, \quad (2)$$

$$\sigma_{zп} = 2\cdot 0{,}125\sigma_{т\,к} fL/r_к, \quad (3)$$

$$\sigma_{zп} = 2\sigma_т fL/r_к, \quad (4)$$

где $\sigma_т = (\sigma_{т\,0} + \sigma_{т\,к})/2$ — средний предел текучести металла в очаге деформации; $\sigma_{т\,0}$ — предел текучести металла на входе рабочего конуса. Формулы (2)...(4) позволяют выполнять расчет прироста осевого напряжения в пояске без определения напряженного состояния в рабочем конусе волоки. Однако эти формулы не учитывают осевое напряжение на выходе рабочего конуса. Из формул (2)...(4) следует, что прирост осевого напряжения всегда повышается с ростом коэффициента трения. Предел текучести на выходе рабочего конуса $\sigma_{т\,к}$ и средний предел текучести $\sigma_т$ увеличиваются с ростом степени деформации в проходе волочения по причине деформационного упрочнения. Поэтому прирост напряжения $\sigma_{zп}$ согласно эмпирическим зависимостям (2)...(4) также возрастает с повышением единичного обжатия.

В работе [8] предложена формула для расчета прироста осевого напряжения, учитывающая напряженное состояние в рабочем конусе,

$$\sigma_{zп} = 2fL(\sigma_{т\,к} - \sigma_{zк})/r_к, \quad (5)$$

где $\sigma_{zк}$ — осевое напряжение на выходе рабочего конуса. Прирост $\sigma_{zп}$ зависит от параметров деформации через напряжение $\sigma_{zк}$, которое, в свою очередь, определяется также формой кривой упрочнения [5].

В работе [9] приведена формула для определения прироста осевого напряжения в калибрующем пояске, предложенная П.Т. Емельяненко и Л.Е. Альшевским,

$$\sigma_{zп} = \sigma_{т\,к} - \mathbf{e}^{-2fL/r_к}\left(\sigma_{т\,к} - \sigma_{zк}\right) - \sigma_{zк}. \quad (6)$$

Авторы [9] отметили достоинства и недостатки формулы (6). В частности, эта формула "правильно отражает влияние основных условий на напряжение волочения. Однако сложность техники вычисления по этой формуле не компенсируется точностью получаемых результатов и значимостью величины $\sigma_{zп}$". Для учета влияния контактного трения в пояске на напряжение волочения предложено выполнять расчеты с применением приведенного угла $\alpha_п$ [9]:

$$\operatorname{tg}\alpha_п = \frac{\left(D_н - D_к\right)\operatorname{tg}\alpha}{\left(D_н - D_к\right) + 2L\operatorname{tg}\alpha}, \quad (7)$$

где $D_н$, $D_к$ — диаметры заготовки на входе рабочего конуса и выходе калибрующего пояска соответственно; α — угол наклона к оси волочения образующей рабочего конуса. При расчетах показателей деформации с использованием приведенного угла задавали радиус $r_к$ и длину пояска L, угол α и коэффициент вытяжки $\mu = (D_н/D_к)^2 = (r_н/r_к)^2$. Поэтому формулу (7) представили как

$$\operatorname{tg}\alpha_п = \frac{r_к \operatorname{tg}\alpha\left(\sqrt{\mu} - 1\right)}{r_к\left(\sqrt{\mu} - 1\right) + L\operatorname{tg}\alpha}.$$

Для расчета напряжения волочения использованы две упрощенные формулы И.Л. Перлина [2—4, 9]:

$$\sigma_z = \sigma_т\left(1 - (1/\mu)^{f/\operatorname{tg}\alpha_п}\right)\left(1 + f/\operatorname{tg}\alpha_п\right) + \sigma_q (1/\mu)^{f/\operatorname{tg}\alpha_п}, \quad (8)$$

$$\sigma_z = \ln\mu[\sigma_т + f/\operatorname{tg}\alpha_п(\sigma_т - \sigma_q)] + \sigma_q, \quad (9)$$

где σ_q — напряжение противонатяжения.

При отсутствии пояска ($L = 0$) из формулы (7) следует равенство $\alpha = \alpha_п$.

Определим две разности значений напряжения волочения, вычисленных по формулам (8) и (9) и по тем же формулам, в которых вместо приведенного угла $\alpha_п$ используется действительный угол α:

$$\sigma_{zп} = \sigma_z(\alpha_п) - \sigma_z(\alpha), \quad (10)$$

где $\sigma_z(\alpha)$ — напряжение волочения, определенное по формулам (8) и (9), в которых вместо приведенного угла $\alpha_п$ используется действительный угол α.

Разности (10) отражают степень влияния калибрующего пояска на прирост в нем осевого напряжения.

Модели упрочнения материала проволоки и аналитические формулы для расчета напряжения волочения σ_z и его составляющих

Для расчета прироста осевого напряжения по формуле (5) осевое напряжение на входе пояска $\sigma_{zк}$ рассчитывали по формуле

$$\sigma_{zк} = \sigma_{z1} + \sigma_{zq} + \sigma_{z2}, \quad (11)$$

где σ_{z1} — прирост осевого напряжения в рабочем конусе; σ_{zq} — прирост осевого напряжения от действия на-

пряжения противонатяжения σ_q; σ_{z2} — прирост напряжения на деформацию сдвига металла.

Приняли следующие модели упрочнения материала проволоки:

$$\sigma_т = \sigma_{т0}\mu^k, \quad (12)$$

$$\sigma_т = \sigma_{т0} + m\varepsilon^n = \sigma_{т0} + m(\ln\mu)^n, \quad (13)$$

где k, m, n — эмпирические коэффициенты; $\varepsilon = \ln\mu$ — степень деформации. Зависимость (13) позволяет представлять более сложные формы кривых упрочнения, чем степенная функция (12), так как включает три постоянных коэффициента, а эмпирическая формула (12) — два. Составляющие формулы (11) при моделях упрочнения (12) и (13) определяются соответствующими зависимостями [10, 11]:

$$\sigma_{z1} = \frac{\sigma_{т0}}{k}\left(\mu^k - 1\right)\left(1 + f/\mathrm{tg}\,\alpha\right), \quad (14)$$

$$\sigma_{z1} = \left[\sigma_{т0}\ln\mu + \frac{m}{n+1}\left(\ln\mu\right)^{n+1}\right]\left(1 + f/\mathrm{tg}\,\alpha\right), \quad (15)$$

$$\sigma_{zq} = \sigma_q\left[1 - \frac{f\left(\mu^k - 1\right)}{k\,\mathrm{tg}\,\alpha}\right], \quad (16)$$

$$\sigma_{zq} = \sigma_q\left[1 - \frac{f}{\mathrm{tg}\,\alpha}\left(\ln\mu + \frac{m\left(\ln\mu\right)^{n+1}}{\sigma_{т0}(n+1)}\right)\right], \quad (17)$$

$$\sigma_{z2} = \frac{2\sigma_{т0}\,\mathrm{tg}\,\alpha\left(1 + \mu^k\right)}{3\sqrt{3}}, \quad (18)$$

$$\sigma_{z2} = \frac{2\,\mathrm{tg}\,\alpha\left(2\sigma_{т0} + m\left(\ln\mu\right)^n\right)}{3\sqrt{3}}. \quad (19)$$

Осевое напряжение на выходе калибрующего пояска волоки

$$\sigma_z = \sigma_{zк} + \sigma_{zп}. \quad (20)$$

Приняты следующие модели упрочнения:

$$\sigma_т = 340 + 950(\ln\mu)^{0,37}, \quad (21)$$

$$\sigma_т = 1000\mu^{0,25}, \quad (22)$$

$$\sigma_т = 282 + 1218(\ln\mu)^{0,45}, \quad (23)$$

$$\sigma_т = 1000\mu^{0,75}, \quad (24)$$

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

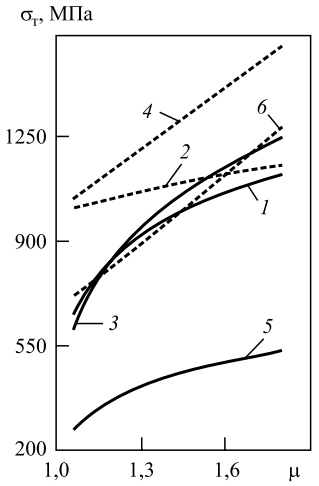


Рис. 1. Зависимости предела текучести от коэффициента вытяжки:

1 — модель упрочнения (21); *2* — (22); *3* — (23); *4* — (24); *5* — (25); *6* — (26)

$$\sigma_т = 676\mu^{1,09}, \quad (26)$$

где $\sigma_т$ — предел текучести, МПа.

На рис. 1 приведены зависимости предела текучести от коэффициента вытяжки, построенные по эмпирическим формулам (21)...(26). Сплошными линиями выделены зависимости для модели упрочнения (13).

Формулы (21) и (23) отражают упрочнение коррозионно-стойкой стали 12Х18Н10Т. Зависимость (21) получена для проволочной заготовки из этой стали при термической обработке по общепринятому заводскому режиму, используемому при производстве проволоки из коррозионно-стойких сталей: охлаждение в воде после выдержки при температуре 1050 °С [12]. Эмпирическая зависимость (23) — для стали 12Х18Н10Т после отжига при температуре 900 °С в течение 4 ч с последующим охлаждением на воздухе [13]. Кривые упрочнения коррозионно-стойкой стали после закалки (линия *1* на рис. 1) и отжига (линия *3*) существенно не различаются. Но после отжига сталь упрочняется интенсивнее. Формула (26) используется для дисперсионно-твердеющего сплава на никелевой основе ХН40МДТЮ [12]. Режим термической обработки проволочной заготовки из этого сплава, как для стали 12Х18Н10Т после закалки (модель (21)). Данные о пределе текучести латуни Л63 (25) взяты из работы [13]. Латунь интенсивно упрочняется при малых степенях деформации ($\mu < 1,25$), что показывает кривая *5*. В эмпирических формулах (22) и (24) одинаковое значение исходного предела текучести 1000 МПа и разные значения коэффициента упрочнения k. Линии *2* и *4*, построенные по формулам (22) и (24) соответственно, показывают почти линейную

зависимость предела текучести от коэффициента вытяжки, что характерно для холодного волочения углеродистой заготовки, подвергнутой перед деформацией термической обработке, называемой патентирование.

Оценка приведенного угла $\alpha_п$ И.Л. Перлина и прироста осевого напряжения от действия противонатяжения при различных коэффициентах вытяжки и длинах калибрующего пояска

Оценку приведенного угла $\alpha_п$ в зависимости от коэффициента вытяжки выполняли при радиусе пояска 1 мм (рис. 2, *а*). Значения угла α приняли равными 8 и 12°, а длину пояска равной 0,25, 0,50 и 1,0 мм. Также определили разность значений угла α и приведенного угла $\alpha_п$ (рис. 2, *б*):

$$\Delta\alpha = 8 - \alpha_п;$$

$$\Delta\alpha = 12 - \alpha_п.$$

Из рис. 2 следует повышение приведенного угла $\alpha_п$ и снижение расхождения $\Delta\alpha$ значений α и $\alpha_п$ при росте коэффициента вытяжки в проходе волочения. С увеличением длины пояска при фиксированном значении угла волочения α снижается приведенный угол $\alpha_п$ и повышается расхождение $\Delta\alpha$.

На рис. 3, *а*, *б* приведены зависимости от коэффициента вытяжки прироста σ_{zq} осевого напряжения от напряжения противонатяжения σ_q = 250 МПа, полученные по известной формуле, включающей приведенный угол $\alpha_п$,

$$\sigma_{zq} = \sigma_q \left(1/\mu\right)^{1/\mathrm{tg}\,\alpha_п}. \qquad (27)$$

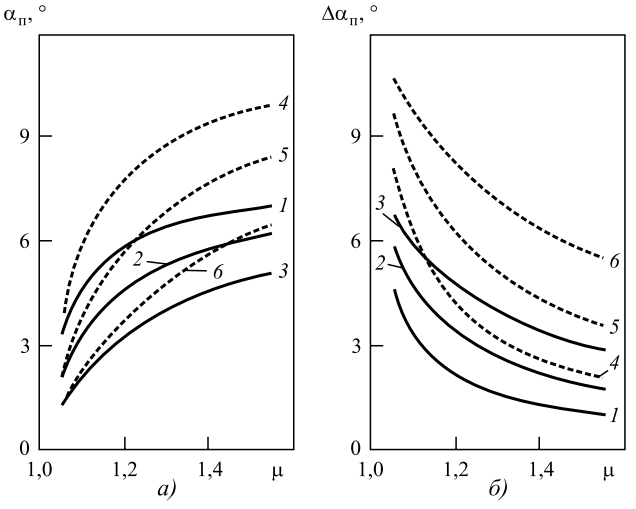


Рис. 2. Приведенный угол (*а*) и разность значений $\Delta\alpha$ (*б*) для: *1...3* — $\Delta\alpha = 8° - \alpha_п$; *4...6* — $\Delta\alpha = 12° - \alpha_п$; *1*, *4* — длина пояска *L* = 0,25 мм; *2*, *5* — *L* = 0,50 мм; *3*, *6* — *L* = 1,0 мм

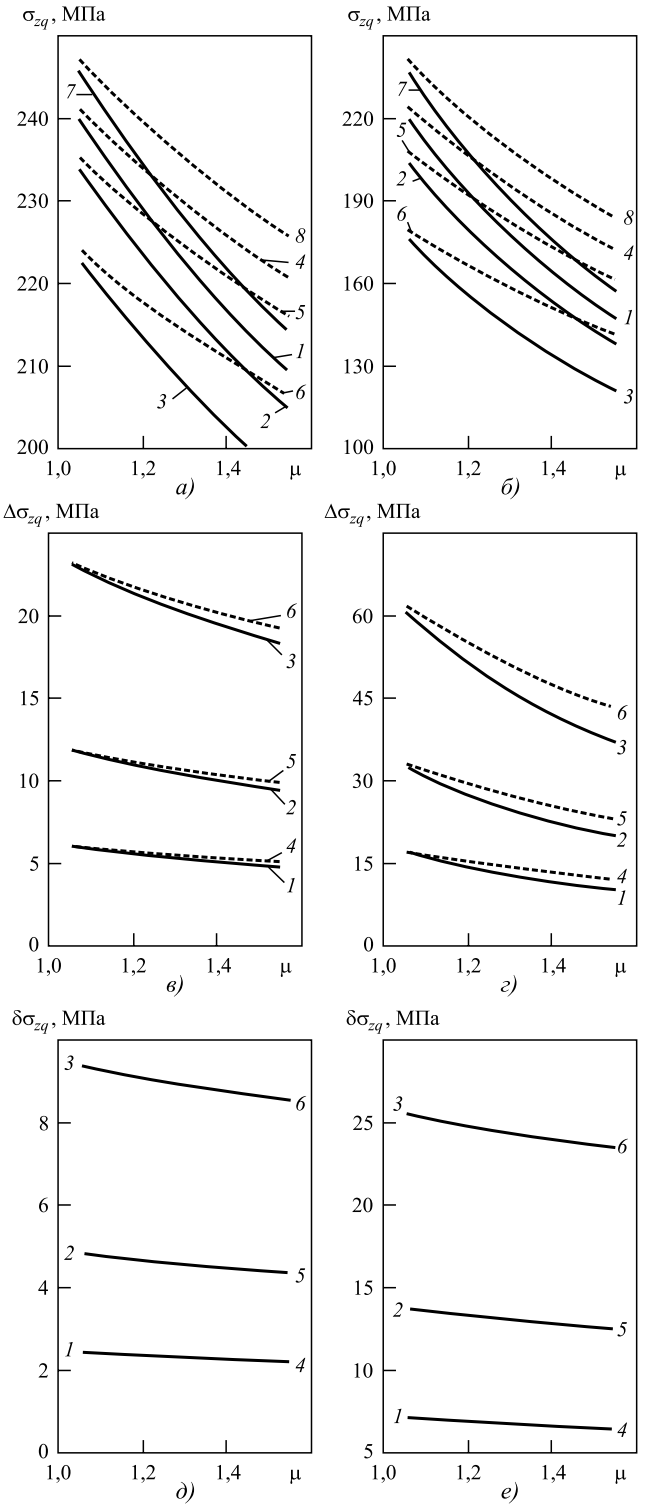


Рис. 3. Прирост осевого напряжения σ_{zq} от действия напряжения противонатяжения 250 МПа (*а*, *б*), абсолютная (*в*, *г*) и относительная (*д*, *е*) разности значений прироста при значениях угла α и $\alpha_п$: *а*, *в*, *д* — *f* = 0,05; *б*, *г*, *е* — *f* = 0,15; *1...3* — расчет по приведенному углу $\alpha_п$ при α = 8°; *4...6* — расчет по углу $\alpha_п$ при α = 12°; *7* — расчет по действительному углу α = 8°; *8* — расчет при α = 12° (для *а*, *б*); *1*, *4* — *L* = 0,25 мм; *2*, *5* — *L* = 0,50 мм; *3*, *6* — *L* = 1,0 мм

Необходимо отметить отсутствие зависимости прироста напряжения σ_{zq}, полученного по формуле (27), от формы кривой упрочнения, в отличие от σ_{zq}, полученных по формулам (16) и (17).

Также рассчитан прирост напряжения σ_{zq} при $\alpha = 8°$ (кривая *7* на рис. 3, *а*, *б*) и $\alpha = 12°$ (кривая *8* на рис 3, *а*, *б*). Абсолютные (рис. 3, *в*, *г*) и относительные (рис. 3, *д*, *е*) значения для разницы прироста σ_{zq} при α и $\alpha_п$ определены как

$$\Delta\sigma_{zq} = \sigma_{zq}(\alpha) - \sigma_{zq}(\alpha_п);$$

$$\delta\sigma_{zq} = 100\Delta\sigma_{zq}/\sigma_{zq}(\alpha).$$

Прирост σ_{zq} и абсолютная разность прироста $\Delta\sigma_{zq}$ меньше при $\alpha = 8°$: сплошные линии *1*, *2* и *3* ниже соответствующих штриховых линий *4*, *5* и *6* при $\alpha = 12°$. Абсолютная (*в*, *г*) и относительная (*д*, *е*) разности значений прироста σ_{zq} при α и $\alpha_п$ повышаются с увеличением длины пояска и коэффициента трения и уменьшением коэффициента вытяжки. Относительная степень различия прироста одинакова при α, равном 8 и 12° (рис. 3, *д*, *е*). Прирост напряжения σ_{zq} от противонатяжения, определяемый по формуле (27), входит в формулу И.Л. Перлина (8). Таким образом, использование приведенного угла $\alpha_п$ вместо действительного угла α занижает прирост напряжения σ_{zq} от противонатяжения.

Результаты расчета напряжения волочения σ_z и прироста осевого напряжения в пояске $\sigma_{z\,п}$ по разным формулам при разных параметрах деформации

На рис. 4 приведены зависимости напряжения волочения σ_z от коэффициента вытяжки при отсутствии противонатяжения (рис. 4, *а*...*в*) и напряжении противонатяжения σ_q (рис. 4, *г*...*е*), которое составляет 0,25 от исходного предела текучести материала проволоки ($\sigma_q = 0{,}25\sigma_{т\,0}$). Штриховыми линиями выделены зависимости для моделей упрочнения первого типа (12). Коэффициент трения принят равным 0,10, угол волочения α — равным 8°. Расчеты выполнены по формулам (8) и (9) И.Л. Перлина, их результаты приведены на рис. 4, *а*, *г* и *б*, *д* соответственно. Графики, приведенные на рис. 4, *в*, *е*, получены с использованием формул (5), (11), (14)...(20). Напряжение σ_z, рассчитанное с применением указанных формул, будем называть напряжением, полученным по новой методике расчета. Определение прироста напряжения $\sigma_{zп}$ в калибрующем пояске по формуле (5) включает расчет для каждой модели трех составляющих (σ_{z1}, σ_{zq}, σ_{cd}) напряжения на выходе рабочего конуса волоки $\sigma_{zк}$ по соответствующим формулам из (14)...(19). Для определения прироста напряжения

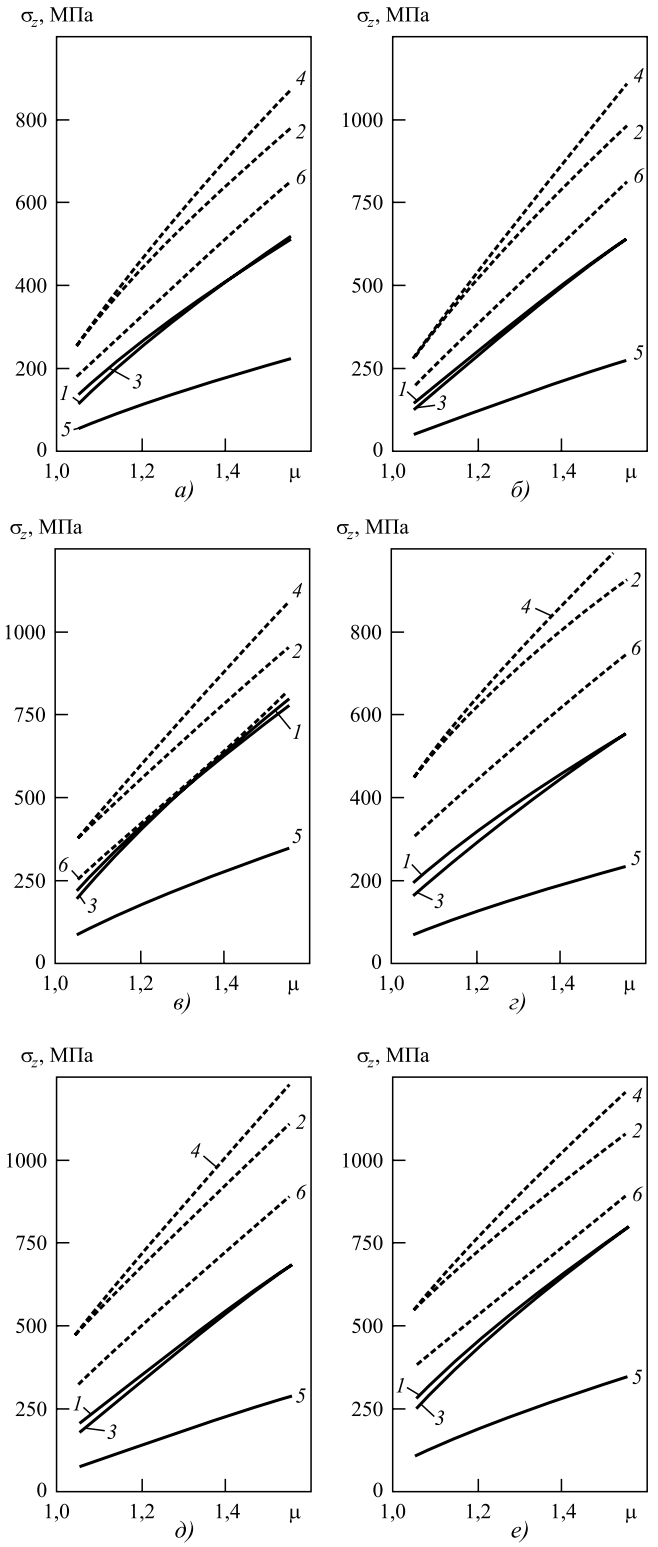


Рис. 4. Зависимость напряжения волочения σ_z от коэффициента вытяжки при $f = 0{,}10$ и $\alpha = 8°$:
а...*в* — $\sigma_q = 0$; *г*...*е* — $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{т\,0}$; *а*, *г* — расчет по формуле (8); *б*, *д* — расчет по формуле (9); *в*, *е* — расчет по новой методике; *1* — модель упрочнения (21); *2* — модель (22); *3* — (23); *4* — (24); *5* — (25); *6* — (26)

$\sigma_{z\text{п}}$ в калибрующем пояске по формуле (5) для каждой модели необходим расчет трех составляющих (σ_{z1}, σ_{zq}, σ_{z2}) напряжения $\sigma_{z\text{к}}$ на выходе рабочего пояска волоки по соответствующим зависимостям из формул (14)...(19). Далее для выделения напряжения $\sigma_{z\text{п}}$ по формуле (5) для краткости не указываются эти зависимости для расчета трех составляющих напряжения $\sigma_{z\text{к}}$.

Напряжение волочения σ_z для стали 12Х18Н10Т после закалки (21) больше, чем после отжига (23) при меньших степенях деформации ($\mu < 1{,}4$), так как исходный предел текучести этой стали после закалки составляет 340 МПа, а после отжига — 282 МПа. Это показывает сравнение расположения линий *1* и *3* на рис. 4. Поскольку интенсивность упрочнения стали после отжига (формула (23)) выше, то при повышенных обжатиях напряжение волочения σ_z превышает аналогичное напряжение для стали после закалки (формула (21)). Отмеченная особенность расположения линий *1* и *3* наблюдается при расчете напряжения σ_z по разным формулам при отсутствии и наличии противонатяжения. Кривые *2* и *4* соответственно для моделей (22) и (24) с одинаковым исходным пределом текучести 1000 МПа расходятся с ростом коэффициента вытяжки по причине разного значения коэффициента упрочнения k для этих моделей. Напряжение σ_z больше для модели (24) с коэффициентом упрочнения $k = 0{,}75$ и меньше для латуни (25) с относительно низким исходным пределом текучести (112 МПа). Необходимо отметить интенсивный рост напряжения σ_z с повышением степени деформации латуни (кривая *5*). У сплава ХН40МДТЮ (26) коэффициент упрочнения $k = 1{,}09$, т. е. больше, а исходный предел текучести меньше, чем у моделей (22) и (24). Поэтому линия *6* для этого сплава расположена ниже, чем кривые *2* и *4* для углеродистой стали. В целом значения напряжения σ_z при разных моделях упрочнения, полученные по формуле И.Л. Перлина (9), несколько меньше, чем полученные по новой методике расчета. При этом напряжения σ_z, полученные по формуле И.Л. Перлина (8), заметно меньше, чем полученные по (9).

Для более точной оценки напряжения волочения σ_z по разным формулам расчета определены разности

$$\Delta\sigma_z = \sigma_z - \sigma_z(8), \qquad (28)$$

$$\Delta\sigma_z = \sigma_z - \sigma_z(9), \qquad (29)$$

где σ_z — напряжение волочения по новой методике расчета; $\sigma_z(8)$, $\sigma_z(9)$ — напряжения волочения, полученные по формулам И.Л. Перлина (8) и (9) соответственно. Разности $\Delta\sigma_z$ построены при $\alpha = 8°$, коэффициенте трения, равном 0,10 (рис. 5, *а...г*) и 0,025 (рис. 5, *д*, *е*). Противонатяжение отсутствует (рис. 5, *а*,

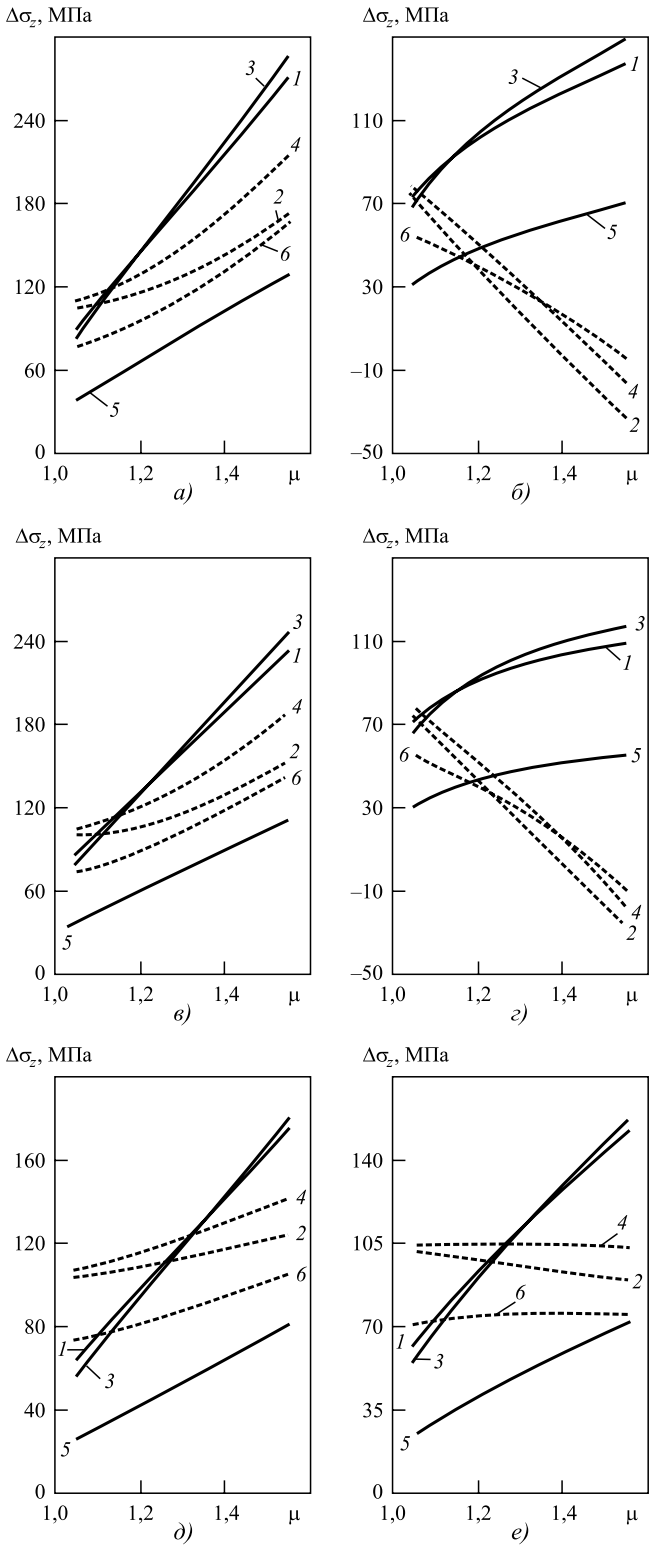


Рис. 5. Разность $\Delta\sigma_z$ значений напряжения волочения, полученных по разным формулам при $\alpha = 8°$:
а, *б*, *д*, *е* — $\sigma_q = 0$; *в*, *г* — $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{\text{т}0}$; *а*, *в*, *д* — разность (28); *б*, *г*, *е* — разность (29); *а...г* — $f = 0{,}10$; *д*, *е* — $f = 0{,}025$; остальные обозначения см. на рис. 4

б, *д*, *е*) и напряжение противонатяжения σ_q равно четвертой части исходного предела текучести $\sigma_{т0}$ материала проволоки (рис. 5, *в*, *г*): $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{т0}$.

Данные рис. 5 показывают зависимость степени расхождения значений напряжения σ_z, полученных по разным формулам, от степени деформации и моделей упрочнения. Для всех моделей упрочнения напряжение σ_z, полученное по формуле (8), меньше, чем аналогичное напряжение, рассчитанное по новой методике во всем интервале изменения коэффициента вытяжки при отсутствии (рис. 5, *а*) и наличии (рис. 5, *в*) противонатяжения. При этом значение разности $\Delta\sigma_z$, полученное по формуле (28), повышается с увеличением коэффициента вытяжки. Напряжение σ_z, полученное по формуле (9), больше напряжения σ_z, рассчитанного по новой методике для моделей (22), (24) и (26) при коэффициенте трения 0,10 и повышенных обжатиях, как при $\sigma_q = 0$ (рис. 5, *б*), так и при $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{т0}$ (рис. 5, *г*). Для выяснения причины значительного различия при $f = 0{,}10$ в расположении линий *2*, *4* и *6* для $\Delta\sigma_z$ (29) соответственно для моделей (22), (24) и (26) были построены графики при коэффициентах трения 0,025 (рис. 5, *д*, *е*) и 0,05 (здесь не приводятся). При этих значениях коэффициента f разность $\Delta\sigma_z$ (29) для всех моделей положительна. При расчете с использованием приведенного угла $\alpha_п$ вместо действительного α увеличивается гипотетическая контактная площадь очага пластической деформации, что усиливает влияние трения на рост напряжения волочения. Это проявилось при повышенном коэффициенте трения 0,10 при моделях с менее интенсивным деформационным упрочнением. А при коэффициентах трения 0,025 и 0,05 значительно меньше прирост напряжения волочения от действия контактного трения при расчете с использованием приведенного угла. Здесь следует отметить и другие факторы, влияющие на разность $\Delta\sigma_z$. Формулы И.Л. Перлина (8) и (9) в отличие от формул (14) и (15) не учитывают форму кривой упрочнения, так как включают усредненное значение предела текучести в очаге деформации. Новая методика и упрощенные формулы И.Л. Перлина (8), (9) учитывают противонатяжение, прирост осевого напряжения на осуществление пластического формообразования и сдвиговую деформацию металла (формулы И.Л. Перлина сдвиговую деформацию не учитывают). Все это обусловило различные формы линий и их расположение на рис. 5. Противонатяжение несколько снизило разность $\Delta\sigma_z$ (28) для всех моделей и $\Delta\sigma_z$ (29) для моделей (21), (23) и (25), что показывает сравнение расположения соответствующих линий на рис. 5, *а* и *в* и на рис. 5, *б* и *г*.

На рис. 6 приведены зависимости прироста осевого напряжения $\sigma_{zп}$ в калибрующем пояске длиной 1 мм и диаметром 2 мм от коэффициента вытяжки для шести принятых моделей упрочнения, рассчитанные по семи формулам при коэффициенте трения 0,10 и угле волочения $\alpha = 8°$. Напряжение противонатяжения равно нулю (рис. 6, *а*...*в*, *ж*...*и*) и $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{т0}$ (рис. 6, *г*...*е*, *к*...*м*). Зависимости напряжения $\sigma_{zп}$, построенные с использованием формулы С.И. Губкина (2) при $\nu = 1$, на графиках отражает линия *1*, а зависимости, полученные с использованием формулы С.И. Губкина (3) при $\nu = 0{,}125$, — линия *2*. Линия *3* построена с использованием эмпирической формулы (4), содержащей средний предел текучести $\sigma_т$ материала проволоки в рабочем конусе волоки. Линии *4* и *5* отражают влияние калибрующего пояска на прирост осевого напряжения волочения (10) при расчете с использованием формул (8) и (9) соответственно. Линия *6* отражает прирост напряжения в калибрующем пояске $\sigma_{zп}$, полученный по формуле (5). При расчете прироста напряжения в пояске $\sigma_{zп}$ по формуле (6) П.Т. Емельяненко и Л.Е. Альшевского (штриховая линия *7*) осевое напряжение на входе пояска $\sigma_{z\,к}$ определяли по новой методике расчета. Зависимости для прироста напряжения в пояске $\sigma_{zп}$ при моделях упрочнения вида (12) представлены на рис. 6, *а* ... *е*, а зависимости при моделях упрочнения вида (13) — на рис. 6, *ж*...*м*.

Сравнение данных рис. 6, *а* и *б* при отсутствии противонатяжения, а также данных рис. 6, *г* и *д* при его наличии позволяет оценить влияние коэффициента упрочнения k при исходном пределе текучести 1000 МПа для моделей (22) и (24) на прирост напряжения в калибрующем пояске $\sigma_{zп}$ по разным формулам. При увеличении коэффициента упрочнения k с 0,25 до 0,75 рост напряжения $\sigma_{zп}$ заметен при повышенных обжатиях ($\mu > 1{,}4$). Особенно это наблюдается при расчете по формулам (2) и (4), что показывает сравнение расположения линий *1* и *3* на соответствующих графиках. При расчете по формуле (9) напряжение $\sigma_{zп}$ снижается при отсутствии (рис. 6, *а*) и наличии (рис. 6, *г*) противонатяжения (линия *5*), а при более интенсивном упрочнении (рис. 6, *б*, *д*) линия *5* показывает повышение напряжения $\sigma_{zп}$ при росте коэффициента вытяжки. При модели упрочнения (26) для сплава ХН40МДТЮ (рис. 6, *в*, *е*) значительно снизился прирост напряжения $\sigma_{zп}$ при малой степени деформации ($\mu < 1{,}2$) в сравнении с приростом напряжения при модели (24), зависимости для которой представлены на графиках, приведенных на рис. 6, *б*, *д*.

При принятых моделях упрочнения прирост напряжения $\sigma_{zп}$ для латуни (рис. 6, *ж*, *к*) наименьший при использовании всех формул расчета. Для латуни с интенсивным деформационным упрочнением отсутствует снижение напряжения $\sigma_{zп}$ от приложения противонатяжения при расчете по формулам (5) и (6) при повышенной степени деформации ($\mu > 1{,}4$), что показывает сравнение расположения кривых *6* и *7* на рис. 6, *ж* и *к*. Кривые упрочнения для коррозионно-стойкой стали после закалки (21) и отжига

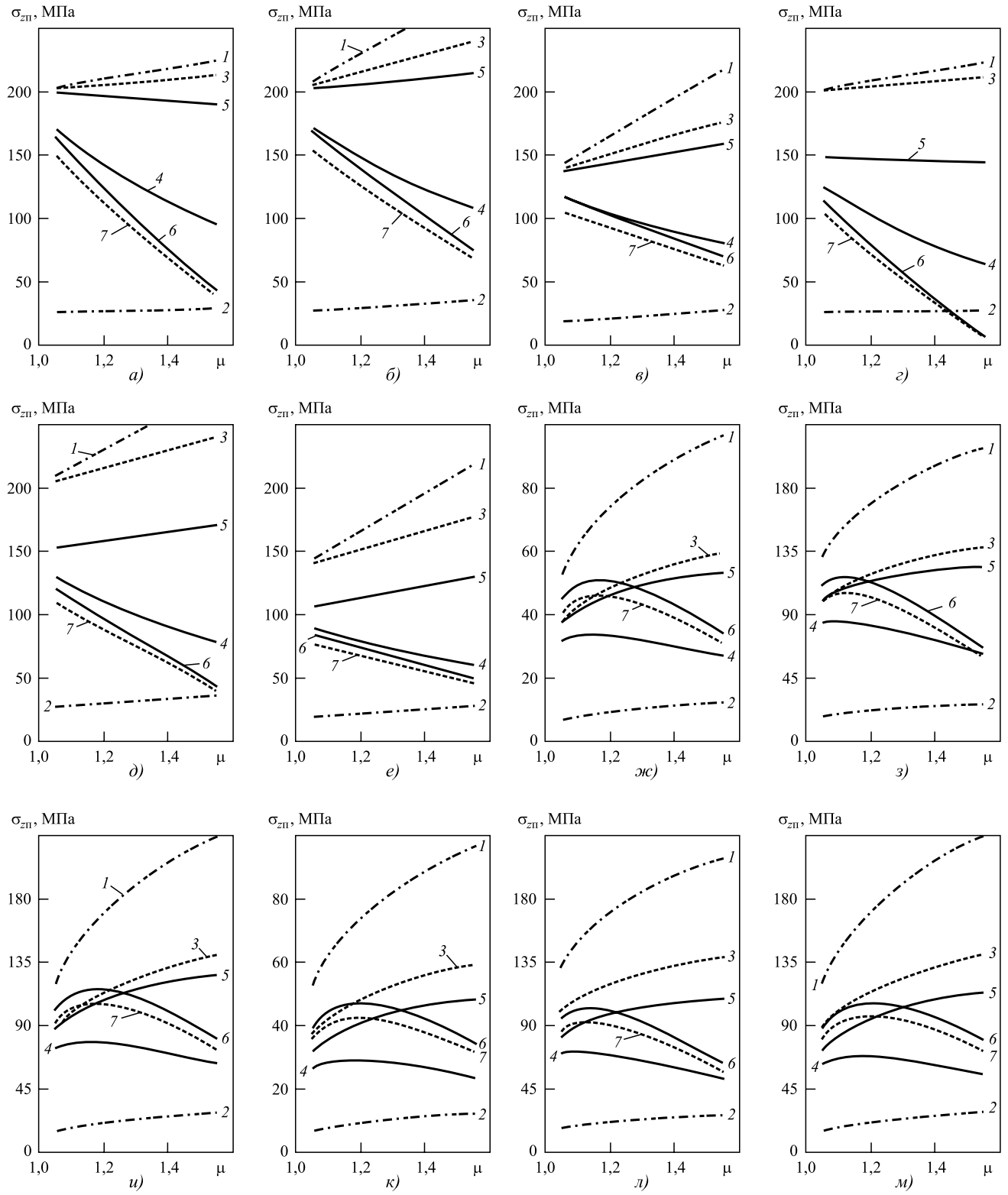


Рис. 6. Зависимость прироста осевого напряжения $\sigma_{zп}$ в калибрующем пояске от коэффициента вытяжки при $f = 0{,}10$ и $\alpha = 8°$:
а...в, *ж...и* — $\sigma_q = 0$; *г...е*, *к...м* — $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{т0}$; *а*, *г* — модель (22); *б*, *д* — (24); *в*, *е* — (26); *ж*, *к* — (25); *з*, *л* — (21); *и*, *м* — (23); *1* — формула (2); *2* — (3); *3* — (4); *4* — (8); *5* — (9); *6* — (5); *7* — (6)

(23) существенно не различаются. Однако имеются некоторые различия в величине прироста $\sigma_{zп}$ для этой стали после закалки (рис. 6, *з*, *л*) и отжига (рис. 6, *и*, *м*). Для стали после отжига прирост $\sigma_{zп}$ больше при повышенных степенях обжатия и меньше при малых деформациях (μ < 1,2). Необходимо отметить различие форм линий графиков на рис. 6, *а...е* при моделях вида (12) и рис. 6, *ж...м* при моделях вида (13): в первом случае линии — при моделях вида (12) — почти прямолинейные, а при моделях вида (13) — выпуклые. Формулы (2)...(4) не учитывают величину напряжения противонатяжения. Поэтому линии графиков *1* ... *3* для каждой модели упрочнения при отсутствии и наличии противонатяжения показывают одинаковые значения прироста $\sigma_{zп}$. Наибольший прирост $\sigma_{zп}$ получен по формуле (2), а наименьший — по формуле (3) при всех моделях упрочнения.

Значения прироста $\sigma_{zп}$, полученные по формулам (5) и (6), не различаются значительно во всем интервале изменения коэффициента вытяжки. Для объяснения этого выполнили следующие математические преобразования. Формулу (6) представили как

$$\sigma_{zп} = \left(\sigma_{тк} - \sigma_{zк}\right)\left(1 - \mathbf{e}^{-2fL/r_к}\right).$$

Показательную функцию разложили в степенной ряд. Для расчета взяли первые три члена ряда

$$\mathbf{e}^{-2fL/r_к} \approx 1 - \frac{2fL}{r_к} + 2\left(\frac{fL}{r_к}\right)^2.$$

После подстановки в формулу (6) степенного ряда вместо показательной функции получили ее приближенный аналог

$$\sigma_{zп} = \left(\sigma_{тк} - \sigma_{zк}\right)\left(\frac{2fL}{r_к} - 2\left(\frac{fL}{r_к}\right)^2\right).$$

Абсолютная и относительная разности значений прироста осевого напряжения в калибрующем пояске, полученного по формуле (6), и прироста $\sigma^*_{zп}$, рассчитанного по приближенной формуле, соответственно определяются равенствами

$$\Delta\sigma_{zп} = 2(fL/r_к)^2(\sigma_{тк} - \sigma_{zк}) = 2Zap(fL/r_к)^2;$$

$$\sigma = \frac{100\left(\sigma_{zп}(6) - \sigma_{zп}\right)}{\sigma_{zп}(6)} = 100\frac{fL}{r_к}, \quad \%$$

где $\sigma_{zп}$ (6) — прирост напряжения в калибрующем пояске, полученный по формуле (6); $Zap = \sigma_{тк} - \sigma_{zк}$ — абсолютный запас прочности [2, 12]. Поскольку абсолютный запас прочности *Zap* в большинстве случаев снижается с ростом степени деформации (остается постоянным или повышается при интенсивном упрочнении протягиваемого материала [12]), то различие $\Delta\sigma_{zп}$ и расстояние между кривыми *6* и *7* на рис. 6 уменьшаются с повышением коэффициента вытяжки.

Пусть для калибрующего пояска отношение $L/r_к$ = 1, а коэффициент трения равен 0,05 и 0,10. Тогда расхождение δ значений прироста $\sigma_{z\,п}$ составит соответственно 5 и 10 %. Расчеты показали, что значения относительного расхождения прироста осевого напряжения, полученные по формулам (5) и (6), при всех моделях упрочнения равны 4,84 и 9,36 % соответственно при коэффициенте трения 0,05 и 0,10 и отношении $L/r_к$ = 1. Незначительное различие значений расхождения δ при расчете с использованием формулы (6) и ее приближенного аналога обусловлено недостаточно малой величиной показателя функции $\exp(-2fL/r_к)$ и ограничением числа членов степенного ряда при расчете приближенной величины прироста $\sigma^*_{zп}$. Таким образом, относительно малое расхождение δ обусловливает близкое расположение кривых *6* и *7* на рис. 6, построенных по формулам (5) и (6) соответственно.

Формулы И.Л. Перлина (8) и (9) не учитывают зависимость прироста напряжения σ_z от деформации сдвига металла на входе и выходе пластического очага деформации, величина которого повышается с ростом угла волочения α. Значение угла волочения α варьировали в интервале 2...23°. По нему рассчитывали приведенный угол $\alpha_п$ по формуле (7) и напряжение σ_z по формулам (8) и (9). Также построили зависимости напряжения σ_z от угла α при его расчете по новой методике. Зависимости для напряжения σ_z при коэффициенте вытяжки 1,5, коэффициенте трения 0,05 и 0,10 и шести моделях упрочнения приведены на рис. 7. Размеры пояска и значения напряжения противонатяжения оставлены без изменения.

Кривые на рис. 7, полученные по формулам (8) и (9), непрерывно снижаются с повышением угла волочения α. То есть отсутствуют оптимальные углы α при расчете по этим формулам при разных коэффициентах трения, напряжениях противонатяжения и моделях упрочнения. Кривые *1* и *3* при моделях упрочнения (21) и (23) для коррозионностойкой стали соответственно после закалки и отпуска почти или полностью слились. Например, при коэффициенте трения 0,05 и отсутствии противонатяжения (рис. 7, *а*) напряжение σ_z при расчете по формуле (8) при α = 23° (правая граница интервала варьирования угла α) равно 345 и 349 МПа соответственно при моделях упрочнения (21) и (23). При расчете по формуле (9) напряжение σ_z при

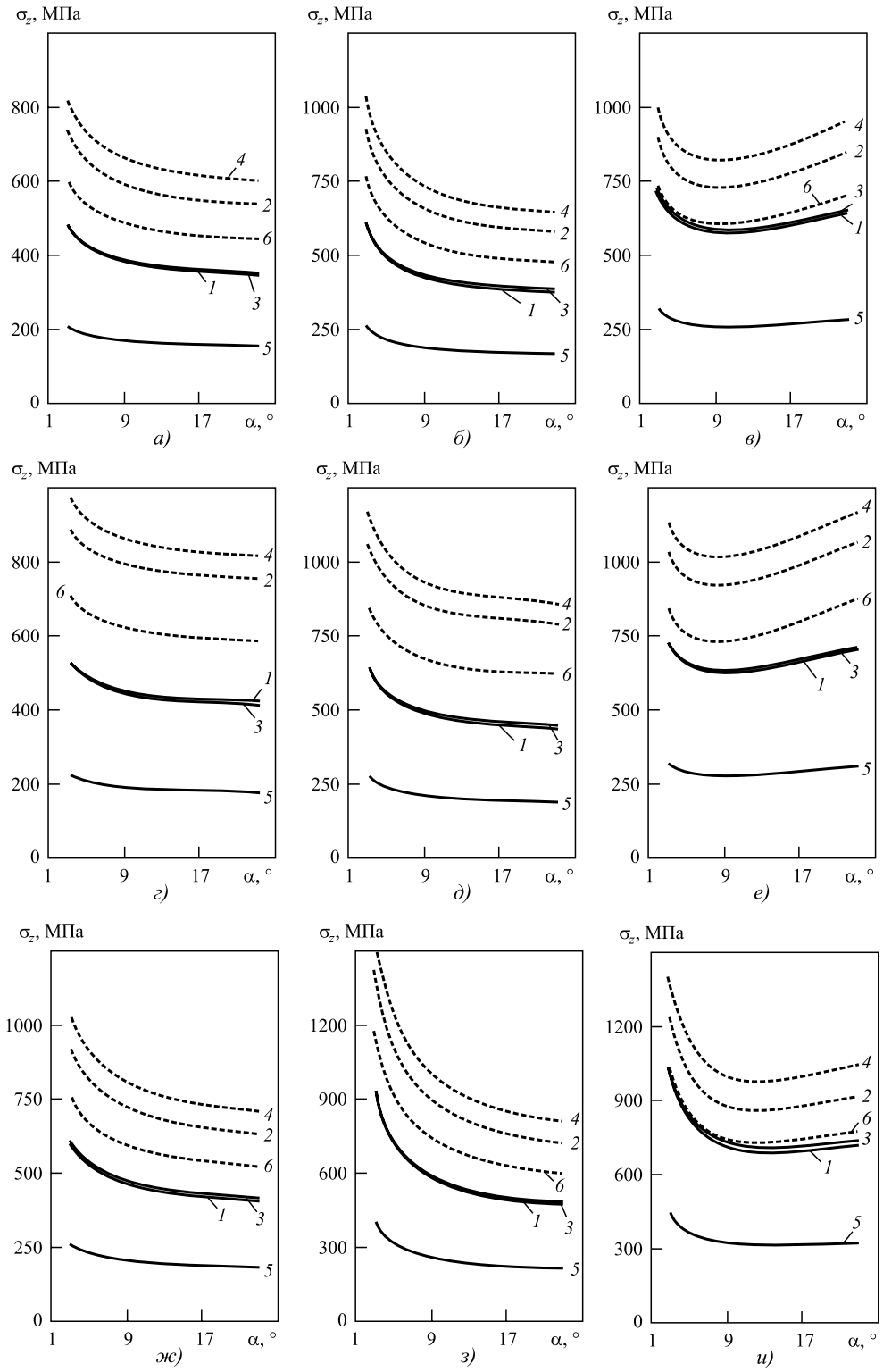


Рис. 7. Зависимость напряжения σ_z от угла волочения α при коэффициенте вытяжки 1,5:
а...в, *ж...и* — $\sigma_q = 0$; *г...е* — $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{т0}$; *а*, *г*, *ж* — расчет по формуле (8); *б*, *д*, *з* — расчет по формуле (9); *в*, *е*, *и* — новый метод расчета; *а...е* — $f = 0{,}05$; *ж...и* — $f = 0{,}10$; *1* — модель упрочнения (21); *2* — модель (22); *3* — (23); *4* — (24); *5* — (25); *6* — (26)

этих моделях равно 370 и 373 МПа (рис. 7, *б*). При $\alpha = 23°$ и моделях (21) и (23) напряжение σ_z равно 643 и 655 МПа (рис. 7, *в*). При действии противонатяжения и том же коэффициенте трения 0,05 напряжение σ_z несколько больше уже при модели упрочнения (21). Например, при расчете по формуле (8) и $\alpha = 23°$ напряжение σ_z равно 419 и 410 МПа (рис. 7, *г*) при моделях (21) и (23) соответственно. На рис. 7, *е* напряжение σ_z = 711 и 709 МПа при моделях (21) и (23) соответственно. Из сравнения кривых при отсутствии противонатяжения (рис. 7, *в*) и при его наличии (рис. 7, *е*) следует снижение значения оптимального угла волочения $\alpha_{опт}$ от приложения противонатяжения при разных моделях упрочнения и фиксированном коэффициенте трения 0,05. При отсутствии противонатяжения увеличение коэффициента трения от 0,05 до 0,10 привело к увеличению величины $\alpha_{опт}$ при разных моделях упрочнения. Это следует из сравнения форм кривых, приведенных на рис. 7, *в* и *и*. Величина $\alpha_{опт}$ при модели упрочнения (13) несколько больше, чем при модели упрочнения (12), что следует из сравнения расположения зон оптимальных углов для кривых *1*, *3* и *5* с расположением аналогичных зон для штриховых кривых *2*, *4* и *6*. Данные рис. 7, как и рис. 4, показывают меньшие значения напряжения σ_z, полученного по формуле (8) при разных коэффициентах вытяжки и трения и всех моделях упрочнения.

Степень различия значений прироста осевого напряжения в калибрующем пояске волоки, полученных по формулам (2) и (5), оценивали показателем

$$\nu_р = \frac{\sigma_{zп}(5)}{\sigma_{zп}(2)} = 1 - \frac{\sigma_{zк}}{\sigma_{тк}} = 1 - \frac{1}{\gamma}, \qquad (30)$$

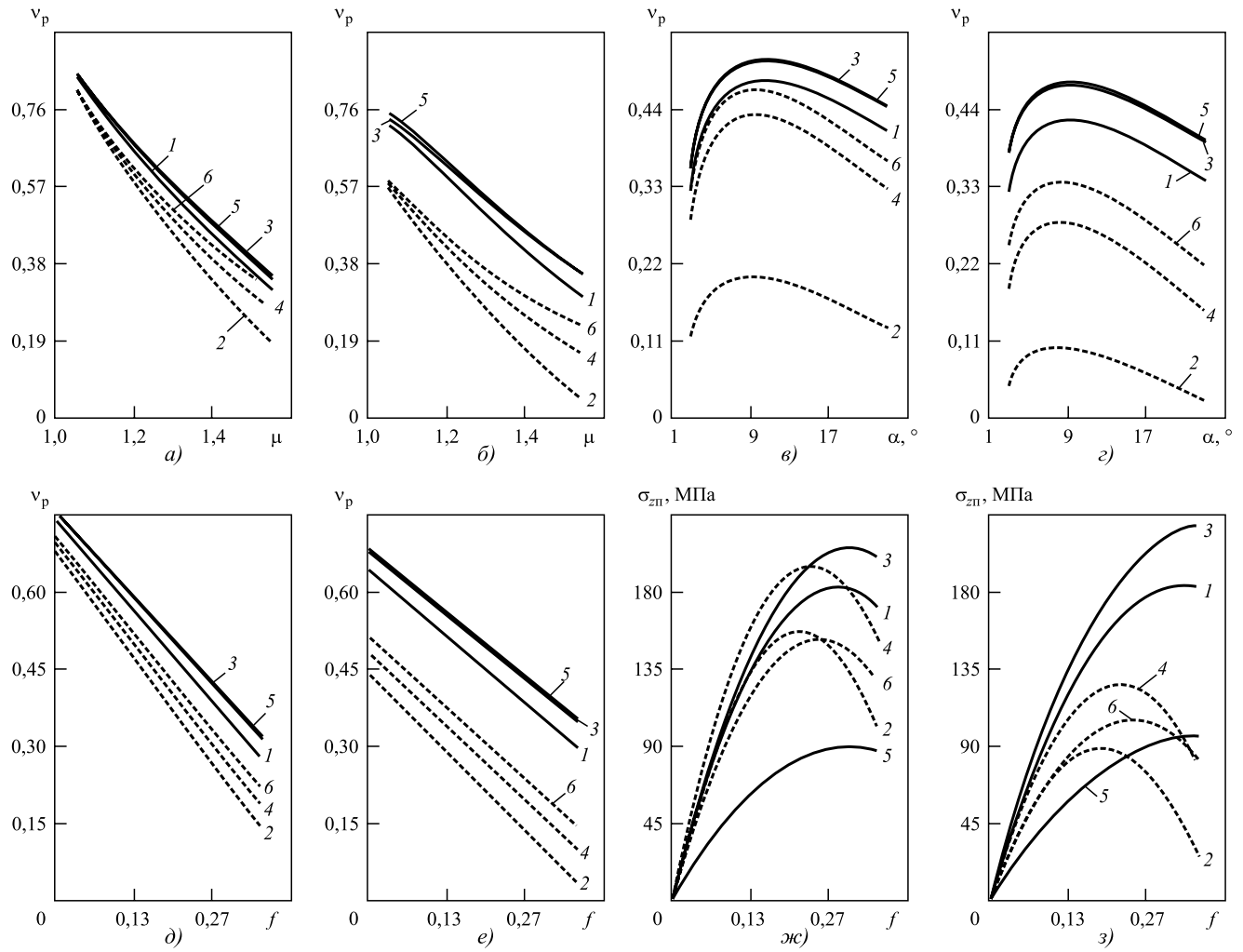


Рис. 8. Зависимости показателя $\nu_р$ от коэффициента вытяжки (*а*, *б*), угла волочения α (*в*, *г*) и коэффициента трения (*д*, *е*), а также прироста осевого напряжения в пояске от угла α (*ж*, *з*):

а, *б* — $f = 0{,}10$; $\alpha = 8°$; *в*, *г* — $\mu = 1{,}5$; $f = 0{,}05$; *д...з* — $\mu = 1{,}25$; $\alpha = 8°$; *1* — модель упрочнения (21); *2* — модель (22); *3* — (23); *4* — (24); *5* — (25); *6* — (26)

где $\sigma_{zп}(2)$, $\sigma_{zп}(5)$ — приросты осевого напряжения в пояске, полученные по формулам (2) и (5) соответственно; $\gamma = \sigma_{zк}/\sigma_{т\,к}$ — коэффициент запаса прочности по И.Л. Перлину [1]; $\sigma_{т\,к}$, $\sigma_{zк}$ — предел текучести и осевое напряжение на выходе рабочего конуса.

На рис. 8, *а*, *б* приведены зависимости показателя $\nu_р$ от коэффициента вытяжки при коэффициенте трения 0,10 и $\alpha = 8°$, а на рис. 8, *в*, *г* — от угла волочения α при коэффициентах вытяжки 1,5 и трения 0,05. Зависимости показателя $\nu_р$ (рис. 8, *д*, *е*) и прироста осевого напряжения $\sigma_{zп}$ в пояске (рис. 8, *ж*, *з*) от коэффициента трения получены при $\mu = 1{,}25$ и $\alpha = 8°$. Графики, приведенные на рис. 8, *а*, *в*, *д*, *ж*, построены при отсутствии противонатяжения, а на рис. 8, *б*, *г*, *е*, *з* — при $\sigma_q = 0{,}25\sigma_{т\,0}$. Длина и радиус пояска равны 1 мм. Модели упрочнения материала проволоки определены эмпирическими зависимостями (21)...(26).

Видно, что показатель $\nu_р$ непрерывно снижается с повышением коэффициентов вытяжки (рис. 8, *а*, *б*) и трения (рис. 8, *д*, *е*). При оптимальном значении угла волочения $\alpha_{опт}$ наблюдается максимальное значение показателя $\nu_р$ (рис. 8, *в*, *г*). Данные рис. 8 демонстрируют уменьшение показателя $\nu_р$ с повышением напряжения противонатяжения. Линия *2* для показателя $\nu_р$, построенная при модели упрочнения (22) с менее интенсивным упрочнением, находится ниже других линий. При моделях упрочнения (23) и (25) для коррозионно-стойкой стали после отжига и латуни соответственно показатель $\nu_р$ больше, что показывают кривые *3* и *5*. Таким образом, показатель $\nu_р$ увеличивается при повышении интенсивности деформационного упрочнения. Показатель $\nu_р$ почти линейно снижается с ростом коэффициента трения (рис. 8, *д*, *е*) при нелинейной зависимости прироста осевого напряжения $\sigma_{zп}$ в пояске (рис. 8, *ж*, *з*). При интенсивном упрочнении (кривые *1*, *3* и *5*) и высоких значениях коэффициента трения ($f > 0{,}30$) при действии противонатяжения (рис. 8, *з*) прирост осевого напряжения в пояске больше, чем при отсутствии противонатяжения (рис. 8, *ж*). При менее интенсивном упрочнении (кривые *2*, *4* и *6*) прирост напряжения $\sigma_{zп}$ меньше при действии противонатяжения во всем интервале изменения коэффициента трения. Это объясняется снижением осевого напряжения на выходе рабочего конуса от действия противонатяжения при интенсивном упрочнении и значительном коэффициенте трения [14, 15].

Пусть значение прироста осевого напряжения $\sigma_{zп}$, полученное по формуле (5), адекватно отражает действительное напряженное состояние проволоки в калибрующем пояске. Тогда величина $\nu_р$ (30) равна коэффициенту ν в формуле С.И. Губкина (1). После замены коэффициента ν величиной $\nu_р$ (30) формула С.И. Губкина имеет вид

$$\sigma_{zп} = 2(1 - \sigma_{zк}/\sigma_{т\,к})\sigma_{т\,к} fL/r_к = 2(1 - 1/\gamma)\sigma_{т\,к} fL/r_к. \quad (31)$$

Из формулы (31) следует рост прироста осевого напряжения в пояске с повышением коэффициента запаса прочности γ для материала проволоки на выходе рабочего конуса.

В заключение следует отметить, что применение приведенного угла упрощает расчет напряжения волочения σ_z. Но это может привести к существенной погрешности при оценке энергосиловых показателей процесса волочения и запаса прочности материала проволоки (прутка). Использование приведенного угла волоки при расчетах исключает возможность поиска оптимальной геометрии рабочего канала волоки и достоверного определения составляющих напряжения волочения σ_z, в частности прироста осевого напряжения σ_{zq} от действия противонатяжения.

Выводы

Степень различия значений действительного угла волочения α и приведенного угла $\alpha_п$ усиливается с увеличением длины калибрующего пояска и самого угла α и уменьшением единичного обжатия. Прирост осевого напряжения от противонатяжения, полученный по формуле (27), включающей приведенный угол, заметно меньше, чем найденный по той же формуле при фактической величине угла волочения α. Прирост осевого напряжения в пояске, определенный по известным зависимостям (2) и (4), непрерывно увеличивается с ростом коэффициентов вытяжки и трения и не зависит от угла волочения и напряжения противонатяжения. В соответствии с новой формулой (5) прирост напряжения $\sigma_{zп}$ имеет сложную зависимость от коэффициентов вытяжки и трения. Впервые в теории волочения при разных моделях упрочнения материала проволоки показана возможность максимального прироста осевого напряжения в калибрующем пояске при определенных значениях коэффициентов вытяжки и трения. Степень расхождения значений прироста осевого напряжения в пояске, полученных по эмпирическим зависимостям (2) и (4) и формуле (5), усиливается с ростом коэффициентов вытяжки и трения, напряжения противонатяжения и уменьшением интенсивности упрочнения материала проволоки. Из семи формул для расчета прироста осевого напряжения в пояске наиболее близкие его значения дают формулы (5) и (6). Значения прироста $\sigma_{zп}$, вычисленные с применением формул (8) и (9), существенно отличаются. При коэффициенте С.И. Губ-

кина $\nu = 0{,}125$ значение прироста $\sigma_{zп}$, вычисленное по формуле (1) при параметрах деформации, принятых при производстве стальной проволоки, значительно занижено.

Значения напряжения волочения, полученные по формуле (8), меньше аналогичных значений, полученных по формуле (9) и по новой методике расчета. Показано отсутствие оптимального значения угла волочения при расчете напряжения волочения по формулам (8) и (9), включающим приведенный угол волочения. Модифицированная формула С.И. Губкина (31) учитывает показатели деформации проволоки (прутка) и дает возможность по коэффициенту γ запаса прочности И.Л. Перлина на входе пояска рассчитать в нем прирост осевого напряжения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Перлин И.Л.** // Обработка металлов давлением. Вып. 1. М.: Металлургиздат, 1952. С. 409.

2. **Тарнавский А.Л.** Эффективность волочения с противонатяжением. М.: Металлургиздат, 1959. 152 с.

3. **Осадчий В.Я., Воронцов А.Л.** Формула для расчета напряжения волочения круглых сплошных профилей // Производство проката. 2001. № 6. С. 3—8.

4. **Должанский А.М.** Определение тягового напряжения и оптимального угла волоки с учетом критерия формы очага деформации // Металлургическая и горно-рудная промышленность. 2003. № 3. С. 71—73.

5. **Николаев В.А., Таратута К.В.** Возможность уменьшения трения при волочении стали в сборном инструменте // Сталь. 2001. № 8. С. 89—92.

6. **Губкин С.И.** Пластическая деформация металлов. Т. 3. М.: Металлургиздат, 1960. 306 с.

7. **Зыков Ю.С.** Определение максимально допустимых вытяжек при волочении // Сталь. 1998. № 4. С. 54—55.

8. **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.

9. **Перлин И.Л., Ерманок М.З.** Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 447 с.

10. **Гурьянов Г.Н.** Оценка параметров волочения при разных моделях упрочнения проволочной заготовки // Сталь. 2014. № 7. С. 71—77.

11. **Запас** прочности и эффективность формоизменения проволоки в зависимости от угла волочения / Г.Н. Гурьянов, О.С. Железков, С.И. Платов, Д.В. Терентьев // Изв. вузов. Черная металлургия. 2015. № 1. С. 24—30.

12. **Гурьянов Г.Н.** Расчет, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки. Магнитогорск: ГОУ ВПО "МГТУ", 2008. 358 с.

13. **Богатов А.А., Мижирицкий О.И., Смирнов С.В.** Ресурс пластичности металлов при обработке металлов давлением. М.: Металлургия, 1984. 144 с.

14. **Гурьянов Г.Н.** Оценка характера влияния формы кривой деформационного упрочнения на напряженное состояние круглого сплошного профиля при волочении с противонатяжением // Упрочняющие технологии и покрытия. 2015. № 12. С. 3—12.

15. **Николаев В.А.** Волочение с противонатяжением // Изв. вузов. Черная металлургия. 2007. № 1. С. 31—34.

Кирсанов С.В., Гречишников В.А., Бабаев А.С. Инструментальное обеспечение сверления глубоких и точных отверстий малых диаметров / под общ. ред. С.В. Кирсанова. М.: Инновационное машиностроение, 2016. 188 с: ил.

ISBN 978-5-9907638-1-4

Рассмотрены современные конструкции ружейных свёрл с твердосплавными стеблями, применяемые для сверления глубоких и точных отверстий малых диаметров. Даны рекомендации по их проектированию, изготовлению и эксплуатации. Приведены сведения о технологических возможностях этих инструментов.

Для технологов и конструкторов машиностроительных предприятий, может быть полезна студентам втузов.

УДК 621.9.048.4

Н.Ю. Логинов
(Тольяттинский государственный университет)
E-mail: loginovnik@mail.ru

Исследование трибологических характеристик образцов с покрытием, нанесенным электроискровым методом

Проведены исследования трибологических характеристик образцов металлорежущего инструмента с покрытием, нанесенным электроискровым методом, а также закономерностей в зоне динамического контакта образцов обрабатывающего инструмента с основными конструкционными материалами (сталью 40ХГНМ, высокопрочным чугуном ВЧ 40-10, алюминиевым сплавом АК5М2). Описана методика определения трибологических характеристик в парах обрабатываемый материал — режущий инструмент. Для каждой пары трения определены материалы, которые имеют меньшие коэффициенты трения. Разработаны рекомендации по практическому применению испытанных образцов инструмента для обработки конструкционных материалов, использованных в эксперименте.

Ключевые слова: *трибологические характеристики, электроискровое нанесение покрытий, трение, износостойкость.*

Researches of tribological characteristics of samples of metal-cutting tools with coating, which caused the electric-spark method, and regularities in the dynamic contact of key engineering materials (steel, cast iron, aluminum alloy) with the metal-cutting samples. The paper describes a method of determining the tribological characteristics in pairs workpiece material — cutting tool. Identify materials that have smaller coefficients of friction in each friction pair. Recommendations for the practical application of test samples for processing of structural materials are developed.

Keywords: *tribological characteristics, electric-spark coating, friction, wear resistance.*

Износостойкость режущего инструмента во многом зависит от трибологических характеристик режущего инструмента и обрабатываемого материала. Снижение показателя трения между ними ведет к увеличению износостойкости инструмента, а значит, увеличивает его срок службы и затраты на производство предприятия в целом.

Существует множество методов снижения характеристик трения. В их числе нанесение износостойкого покрытия на инструмент. В этом случае в качестве одного из составляющих пары трения выступает материал покрытия. В данной работе покрытие наносили методом электроискрового легирования [1—6].

Интенсивность изнашивания инструмента при обработке резанием в первую очередь зависит от физических явлений при взаимодействии режущего инструмента с обрабатываемым материалом — задней поверхности инструмента с обрабатываемой заготовкой и передней его поверхности со сходящей стружкой. Характер этих явлений обусловливается как свойствами материалов инструмента и заготовки (химическим составом и состоянием, твердостью, прочностью, адгезионной способностью, взаимной растворимостью и др.) [7], так и условиями обработки (скоростью резания, наличием и видом охлаждения и др.). Среди контактных явлений, определяющих интенсивность изнашивания инструмента, важная роль принадлежит трению. Влияние трения на интенсивность изнашивания инструмента может быть непосредственным, определяющим интенсивность так называемого абразивного изнашивания; опосредованным, определяющим интенсивность тепловыделения в зоне контакта и, следовательно, температуру в этой зоне, от которой в первую очередь зависит диффузионное изнашивание; непосредственно-опосредованным, влияющим на интенсивность адгезионного изнашивания как непосредственно, так и через температуру зоны контакта. При этом все три вида изнашивания имеют место одновременно, хотя в каждом конкретном случае в зависимости от конкретных условий обработки какой-то из них может быть превалирующим.

Для определения оптимальных областей применения того или иного покрытия рабочих поверхностей режущего инструмента для различных условий обработки проведены исследования влияния на трение в зоне контакта инструмента с заготовкой вида обрабатываемого материала, типа покрытия, скорости взаимного перемещения инструмента и заготовки, наличия искусственного охлаждения.

Исследования проводили на экспериментальной установке на базе токарно-винторезного станка фирмы RAMO, оснащенного установленной на суппорте тензометрической державкой, тензостанцией и регистрирующей аппаратурой. Схема установки приведена на рис. 1. В качестве материалов заготовки исследовали закаленную сталь марки 40ХГНМ, высокопрочный чугун марки ВЧ 40-10 и алюминиевый сплав АК5М2. В качестве инструментальных материалов исследовали

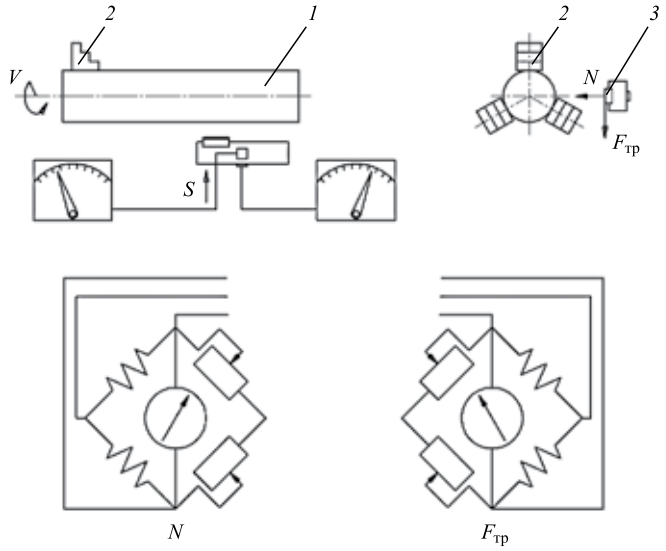


Рис. 1. Схема экспериментальной установки

покрытия из безвольфрамовых твердых сплавов (ТС) 1 и 2, разработанных ИСМАН РАН (г. Черноголовка). Химический состав этих сплавов приведен в табл. 1.

Таблица 1

Характеристики упрочняющего электрода

Материал	Химический состав	Плотность, г/см^3	Твердость HRA	$\sigma_{изг}$, гс/мм^2
ТС1	79TiC—16Ni—5Mo	5,4...5,43	90,0...91,0	100...110
ТС2	TiC—Cr_3C_2—10Ni	5,37...5,38	92,5...93,0	90...100

Для исследования использовали образцы из закаленной стали с покрытиями, нанесенными методом электроискрового легирования на электроискровой установке "Элитрон-22А", а также из быстрорежущей стали Р6М5 без покрытия. Цилиндрическую заготовку *1* диаметром 100 мм закрепляли в кулачках *2* центрирующего патрона. Образцы *3* инструментального материала с размером площадки 30×10 мм устанавливали в резцедержателе станка. Тарирование системы выполняли с помощью гирь массой 2, 4, 6 и 8 кг в двух направлениях: силы нормального давления N и силы трения $F_{тр}$. Образцы перемещали с помощью механизма поперечной подачи станка. После начала контакта образца с вращающейся заготовкой включали рабочую поперечную подачу и измеряли силы N и $F_{тр}$. Значение силы N регулировали в пределах 100...300 Н. Коэффициент трения f определяли как отношение $F_{тр}/N$. Скорость перемещения заготовки относительно образца V задавали с помощью коробки скоростей станка в пределах 100...300 м/мин. Исследования проводили с применением смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) и без охлаждения.

Средние значения f приведены в табл. 2. Для наглядности результаты экспериментов представлены на рис. 2, *а* ... *е*. Проанализируем их.

На рис. 2, *а* видно, что увеличение скорости резания до 300 м/мин приводит к уменьшению коэффициентов трения. Наименьшие значения коэффициента трения по алюминиевому сплаву с охлаждением имеют образцы, упрочненные ТС1, затем ТС2, и худшие показатели у образцов из быстрорежущей стали без покрытия.

Из рис. 2, *в* следует, что коэффициенты трения при испытании образцов с покрытиями ТС1, ТС2 выше, чем у образцов из быстрорежущей стали без покрытия в паре со сталью с применением СОТС, что говорит о том, что для обработки заготовок из стали такой инструмент не может быть рекомендован.

При сравнении результатов испытаний на трение по чугуну с охлаждением образцов с покрытиями ТС1 и ТС2 и образцов из стали Р6М5 без покрытия установлено (рис. 2, *д*), что коэффициенты трения в паре ТС1 — чугун и ТС2 — чугун значительно ниже, чем в паре быстрорежущая сталь — чугун. При этом покрытие ТС1 предпочтительнее.

Таблица 2

Значения коэффициента трения при различных условиях обработки

Материал инструмента	V, м/мин	Обрабатываемый материал					
		Сталь		Чугун		Алюминиевый сплав	
		без охлаждения	с охлаждением	без охлаждения	с охлаждением	без охлаждения	с охлаждением
Р6М5	100	0,66	0,35	0,50	0,50	1,40	0,39
	200	0,55	0,18	0,40	0,29	1,36	0,24
	300	0,40	0,14	0,38	0,20	1,34	0,21
ТС1	100	0,80	0,36	0,75	0,29	0,85	0,30
	200	0,71	0,24	0,60	0,16	0,80	0,19
	300	0,69	0,23	0,56	0,12	0,76	0,16
ТС2	100	0,71	0,33	0,65	0,28	0,91	0,35
	200	0,60	0,22	0,50	0,15	0,80	0,21
	300	0,58	0,20	0,45	0,10	0,78	0,18

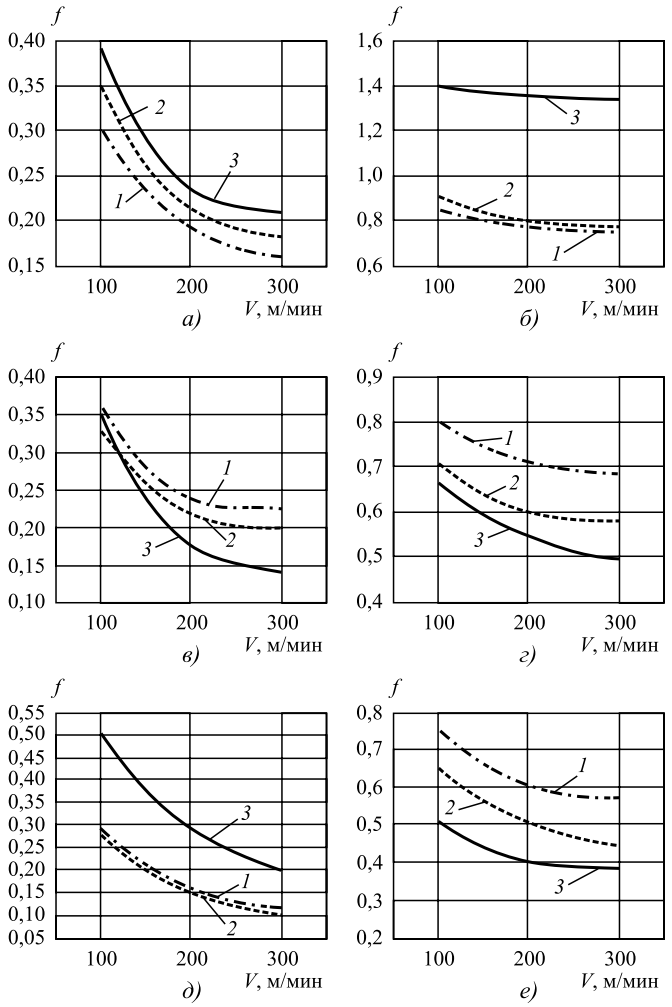


Рис. 2. Влияние скорости резания на коэффициент трения образцов, упрочненных ТС1 (*1*), ТС2 (*2*), и образцов из быстрорежущей стали Р6М5 без покрытия (*3*) в контакте с конструкционными материалами:

а — с алюминиевым сплавом с применением СОТС; *б* — с алюминиевым сплавом без СОТС; *в* — со сталью с СОТС; *г* — со сталью без СОТС; *д* — с чугуном с СОТС; *е* — с чугуном без СОТС

Из графиков, представленных на рис. 2, *б*, следует, что при испытаниях без СОТС коэффициенты трения образцов, упрочненных ТС1 и ТС2, значительно меньше, чем образцов из быстрорежущей стали. Это объясняется тем, что в контакте алюминий—железо наблюдается эвтектическое соединение, сопровождаемое прочными физико-химическими связями. Данное явление свидетельствует о нецелесообразности применения инструмента из быстрорежущих сталей при обработке алюминиевых заготовок. Меньший коэффициент трения показали образцы с покрытием ТС1.

Исследования коэффициентов трения образцов с покрытиями ТС1, ТС2 и образцов из быстрорежущей стали при взаимодействии со сталью без применения СОТС (рис. 2, *г*) показывают, что безвольфрамовые покрытия в температуронапряженных процессах уступают инструменту из быстрорежущей стали. Такой же эффект показали аналогичные испытания в паре с чугуном без применения СОТС (рис. 2, *е*). Это объясняется тем, что карбиды титана и карбиды хрома, составляющие основу безвольфрамовых сплавов, в условиях высокой температурной напряженности процессов имеют коэффициенты трения меньшие, чем смесь карбидов железа и карбидов вольфрама, составляющих основу быстрорежущей стали. Следовательно, инструмент с безвольфрамовыми покрытиями нельзя рекомендовать для обработки стали и чугуна без охлаждения.

По результатам выполненных экспериментов сформулируем следующие **выводы**:

1) наименьшее значение коэффициента трения в контакте с алюминиевым сплавом при работе как с охлаждением, так и без него обеспечивает инструмент с покрытием ТС1, наибольшее — инструмент из быстрорежущей стали без покрытия;

2) наименьшее значение коэффициента трения в контакте со сталью при работе как с охлаждением, так и без него обеспечивает инструмент из быстрорежущей стали без покрытия, наибольший — инструмент с покрытием ТС1;

3) наименьшее значение коэффициента трения в контакте с чугуном при работе без охлаждения обеспечивает инструмент из быстрорежущей стали без покрытия, наибольший — инструмент с покрытием ТС1; при работе с охлаждением наименьший коэффициент трения в контакте с чугуном обеспечивает инструмент с покрытием ТС2, наибольший — Р6М5 без покрытия.

Таблица 3

Рекомендуемые материалы режущего инструмента для обработки различных конструкционных материалов

Наличие охлаждения	Обрабатываемый материал		
	Алюминиевый сплав	Сталь	Чугун
Без охлаждения	ТС1	Р6М5	Р6М5
С охлаждением	ТС1	Р6М5	ТС2

Исходя из этого можно предложить рекомендации для выбора оптимального материала режущего инструмента при обработке различных конструкционных материалов, представленные в табл. 3.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Эффективность** процесса электроискрового легирования (ЭИЛ) при поверхностном упрочнении стали 10 / А.Д. Верхотуров, А.И. Иванов, Ф.Х. Бурумкулов и др. // Упрочняющие технологии и покрытия. 2012. № 9. С. 13—20.

2. **Логинов Н.Ю., Логинов Ю.Н., Худякова О.Ю.** К вопросу моделирования процесса электроконтактного легирования // Металлообработка. 2004. № 6. С. 13—14.

3. **Логинов Н.Ю., Логинов Ю.Н.** Упрочнение инструмента методом электроконтактного легирования // Известия ТулГУ. Сер. Инструментальные и метрологические системы. Вып. 1. Труды Междунар. юб. науч.-техн. конф. "Наука о резании материалов в современных условиях", посвященной 90-летию со дня рождения В.Ф. Боброва, 9—11 февраля 2005 г. Ч. 1. Тула, ТулГУ, 2005. С. 93—96.

4. **Логинов Н.Ю.** Увеличение ресурса режущего инструмента методом электроискрового легирования: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08. Тольятти, 2005. 140 с.

5. **Марков Р.С., Гнездилов С.С.** Опыт промышленного применения электроискрового легирования для упрочнения режущего инструмента // Повышение эффективности работы горного оборудования при освоении месторождений полезных ископаемых: Сб. науч. тр. / под ред. А.В. Рилева, С.В. Медведева. Красноярск, ГАЦМиЗ, 1995. С. 56—61.

6. **Кузнецов И.С.** Расчетная оценка массопереноса при электроискровой обработке // Упрочняющие технологии и покрытия. № 12. 2015. С. 41—44.

7. **Elecnrospark** alloying of titanium and its alloys the physical, technological, and practical aspects. P. I. The peculiarities of the mass transfer and the structural and phase transformations in the syrface layers and phase transformations in the serface layers and their wear and heat resistance / V.V. Mikhailov, A.E. Gitlevich, A.I. Mikhailyuk et al. // Surface Engineering and Applied Electrochemistry. 2013. No. 5. T. 49. P. 373—395.

УДК 621.9.025

В.П. Табаков, С.В. Сизов
(Ульяновский государственный технический университет)
E-mail: vpt1947@yandex.ru

Исследование параметров структуры и механических свойств покрытий на основе нитридов титана, циркония и ниобия*

Представлены результаты исследований влияния состава многоэлементных покрытий на основе нитридов титана, циркония и ниобия на их параметры структуры и механические свойства. Установлена эффективность режущего инструмента с разработанными покрытиями.

Ключевые слова: *режущий инструмент, многоэлементное покрытие, химический состав, параметры структуры, механические свойства.*

Results of researches of influence of structure of multielement coverings on the basis of nitrides of the titan, zirconium and niobium on parameters of structure and mechanical properties are provided. Efficiency of the cutting tool with developed coverings is established.

Keywords: *cutting tool, multielement covering, chemical composition, parameters of structure, mechanical properties.*

Введение

Нанесение износостойких покрытий на контактные площадки режущего инструмента — эффективный метод повышения его работоспособности [1, 2]. В настоящее время разработана широкая гамма однослойных и многослойных покрытий, обеспечивающих повышение работоспособности режущего инструмента [3—8]. Однако в ряде случаев эффективность такого инструмента недостаточна, что заставляет искать новые составы покрытий, обеспечивающие повышение эффективности.

Методика проведения исследований

Исследовали покрытия TiZrNbAlN, которые наносили на сменные многогранные пластины MC146, UTi20T и HTi10. Нанесение покрытий осуществляли на установке "Булат-6" с использованием катодов из титана, циркония, из сплава титана, ниобия и алюминия (TiNbAl), а также составных катодов из титана со вставками из циркония. Химический состав покрытий определяли методом количественного рентгеноспектрального анализа на установке МАР-4 с учетом ZAF-поправок. Параметры структуры покрытий (период кристаллической решетки a, полуширину рентгеновской дифракционной линии β_{111}, параметр текстурированости J_{111}/J_{200}) и остаточные сжимающие напряжения σ_o исследовали на дифрактометре ДРОН-3М, относительную микродеформацию кристаллической решетки $\Delta a/a$ и размеры блоков областей когерентного рассеивания (ОКР) D рассчитывали по методике, приведенной в работе [9]. Микротвердость H_μ, модуль упругости первого рода E и коэффициент интенсивности напряжений K_{1C} покрытий определяли по методикам, изложенным в работе [10]. Интенсивность износа J твердосплавных пластин определяли при токарной обработке заготовок из стали 38ХГН (режим: $V = 150$ м/мин; $s = 0{,}17$ мм/об; $t = 0{,}5$ мм).

* Работа выполнена в рамках гранта РФФИ № 16-48-730246.

Результаты исследований и их обсуждение

Покрытия TiZrNbAlN осаждали с использованием раздельных катодов из титана и циркония, которые располагали противоположно друг другу, и катода из сплава титана, ниобия и алюминия (TiNbAl).

Для определения технологических параметров осаждения покрытий исследовали влияние тока дуги и опорного напряжения на катоде из TiNbAl при постоянном токе дуги 90 А на катодах из титана и циркония на параметры структуры, механические свойства и интенсивность изнашивания твердосплавных пластин МС146. Интервалы варьирования тока дуги I и опорного напряжения U на катоде TiNbAl указанны в табл. 1.

Таблица 1

Химический состав покрытий TiZrNbAlN

Номер образца	Параметры осаждения	Содержание элементов в покрытии, % ат.			
		Ti	Zr	Nb	Al
1	I_{min} = 80 А; U_{min} = 170 В	49,7	39,12	10,37	0,82
2	I_{min} = 80 А; U_{max} = 240 В	48,27	39,94	11,22	0,57
3	I_{max} = 110 А; U_{min} = 170 В	50,96	38,05	10,2	0,79
4	I_{max} = 110 А; U_{max} = 240 В	50,08	38,57	10,83	0,51

Как видно из табл. 1, изменение тока дуги и опорного напряжения на катоде TiNbAl незначительно отражается на химическом составе покрытий. Повышение тока дуги ведет к небольшому увеличению содержания титана и уменьшению содержания циркония в покрытии и практически не изменяет содержание ниобия и алюминия. Изменение опорного напряжения практически не отражается на химическом составе покрытия.

Структурные параметры и механические свойства покрытия TiZrNbAlN представлены в табл. 2 и 3. Установлено, что изменение тока дуги и опорного напряжения практически не влияет на период кристаллической решетки и ширину рентгеновской линии покрытий. С увеличением тока дуги наблюдается повышение в покрытии показателя текстурированности J_{111}/J_{200} и снижение сжимающих остаточных напряжений σ_o.

Таблица 2

Структурные параметры покрытий TiZrNbAlN

Номер образца	a, нм	β_{111}, °	J_{111}/J_{200}	σ_o, МПа
1	0,43679	1,1	39,3	–1434
2	0,43560	1,2	45	–904
3	0,43560	1,2	71	–696
4	0,43560	1,1	56	–506

Таблица 3

Механические свойства и интенсивность износа покрытий TiZrNbAlN

Номер образца	H_μ, ГПа	E, ГПа	K_{1C}, МПа·м$^{1/2}$	H_μ/E	H_μ^3/E^2	$J\cdot10^{-4}$, мм/м
1	38,8	468	16,24	0,083	0,27	0,93
2	40,3	453	15,94	0,089	0,32	1,66
3	40,2	423	15,56	0,095	0,36	1,0
4	42,8	484	14,84	0,088	0,33	1,13

Для образцов 1 и 2, осажденных при токе дуги 80 А, характерны большие по величине (в 1,29...2,84 раза) остаточные сжимающие напряжения, чем у образцов 3 и 4, что может быть объяснено более высокой температурой осаждения покрытий на образцах 3 и 4.

Ток дуги и опорное напряжение в исследуемом интервале значений не оказывают влияния на механические свойства покрытия (см. табл. 3). Все четыре варианта покрытий имеют примерно одинаковые значения микротвердости, модуля упругости и коэффициента интенсивности напряжений. Соответственно, сопротивляемости покрытий абразивному изнашиванию H_μ/E и пластическому деформированию H_μ^3/E^2 для всех четырех вариантов примерно одинаковы. Исследования износостойкости твердосплавных пластин с покрытиями показали, что минимальная интенсивность изнашивания МС146 наблюдается при использовании покрытий, полученных по вариантам 1 и 3. Анализ результатов исследований позволил определить технологические параметры осаждения покрытия TiZrNbAlN: I = 90 А; U = 170 В.

Исследовали параметры структуры и механические свойства покрытий TiZrNbAlN, полученных с использованием составных катодов. Покрытия наносили на пластины НТi10 при I = 90 А и U = 170 В. При этом вместо катодов из титана и циркония использовали два составных катода из титана со вставкой из циркония диаметром 20 мм. Оценивали влияние конструкции катодов на параметры структуры и механические свойства покрытий.

Установлено, что покрытия TiZrNbAlN, полученные с использованием составных катодов, являются однофазными. На дифрактограммах данных покрытий наблюдается только дифракционный пик нитрида титана TiN (111) (рис. 1, *б*), в то время как покрытия, полученные с использованием раздельных катодов, являются двухфазными. На дифрактограммах покрытий, полученных с использованием раздельных катодов (рис. 1, *а*), наблюдаются дифракционные пики нитрида титана и нитрида циркония, между которыми располагается пик, который можно идентифицировать как твердый раствор TiZrN. Наличие двух фаз покрытий, полученных с использованием раздельных катодов, согласно работам [1, 2] свидетельствует о мультислойной структуре данных покрытий в отличие от покрытий, полученных с использованием составных катодов.

В табл. 4 представлены данные по химическому

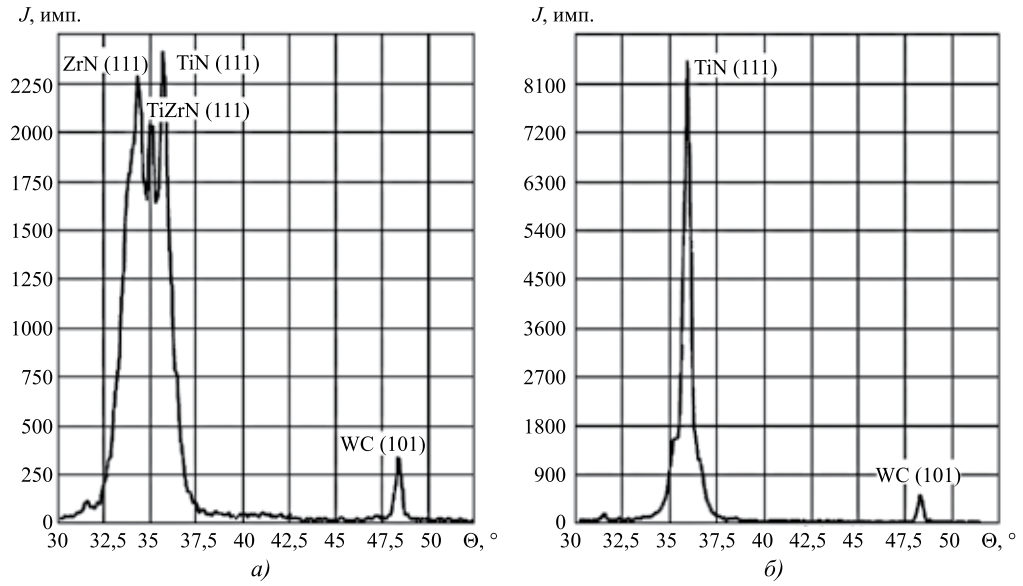


Рис. 1. Фрагменты дифрактограмм покрытий TiZrNbAlN на твердом сплаве HTi10, полученных с использованием раздельных (*а*) и составных (*б*) катодов

составу покрытий TiZrNbAlN, полученных с использованием раздельных и составных катодов. Видно, что для покрытий, полученных с использованием составных катодов, характерно меньшее содержание титана и большее — циркония. Различное соотношение титана и циркония в покрытиях объясняется использованием катодов различной конструкции и различными скоростями осаждения титана и циркония. Содержание ниобия и алюминия в покрытиях примерно одинаково и практически не зависит от конструкции используемых катодов.

Таблица 4

Химический состав покрытий TiZrNbAlN, полученных с использованием раздельных и составных катодов

Катоды	Содержание элементов в покрытии, % ат.			
	Ti	Zr	Nb	Al
Раздельные	48,6	40,6	14	0,4
Составные	33,2	52,9	13,7	0,2

Химический состав и различие в строении покрытий TiZrNbAlN, полученных с использованием раздельных и составных катодов, отражаются на их параметрах структуры и механических свойствах (табл. 5). Видно, что периоды кристаллической решетки покрытий различаются незначительно, но отмечается несколько большее его значение для покрытий, полученных с использованием раздельных катодов. Уровень остаточных сжимающих напряжений несколько выше (на 6 %) для покрытий, полученных с использованием раздельных катодов. Покрытия, полученные с использованием раздельных катодов, имеют более высокие значения ширины рентгеновской линии (на 48 %), относительной микродеформации кристаллической решетки (на 52 %), меньший размер блоков ОКР (на 34 %) и, как следствие, более высокую микротвердость (на 19,2 %). Полученные данные хорошо согласуются с данными работы [1] и объясняются действием различных механизмов упрочнения при осаждении покрытий из раздельных и составных катодов [1, 2]. Покрытия независимо от вида применяемых катодов имеют примерно одинаковый модуль упругости. В то же время покрытия, полученные с использованием раздельных катодов, имеют более высокие устойчивость к абразивному изнашиванию (отношение H_μ/E) и сопротивляемость пластическому деформированию (отношение H^3_μ/E^2).

Известно, что энергетическое воздействие на износостойкое покрытие приводит к изменению его механических свойств [1, 2]. В этой связи исследовали влияние дополнительной импульсной лазерной обработки на параметры структуры и механические свойства покрытий TiZrNbAlN, нанесенных на пластины HTi10 с использованием раздельных катодов.

Из представленных в табл. 6 данных видно, что импульсная лазерная обработка вызывает повышение ширины рентгеновской линии (на 7,1 %), что ведет к уменьшению размеров блоков ОКР (на 6,8 %), повышению относительной микродеформации кристаллической решетки (на 6,2 %), микротвердости покрытия (на 9,2 %) и снижению сжимающих остаточных напряжений (на 13 %). Полученные данные хорошо согласуются с данными работы [11].

Таблица 5

Параметры структуры и механические свойства покрытий TiZrNbAlN, полученных с использованием раздельных и составных катодов

Катоды	a, нм	β_{111}, °	σ_o, МПа	D, нм	$\Delta a/a \cdot 10^{-3}$	H_μ, ГПа	E, ГПа	H_μ/E	H_μ^3/E^2
Раздельные	0,4356	0,98	–2324	9,66	12,8	42,8	486	0,088	0,332
Составные	0,4333	0,66	–2191	14,6	8,4	35,9	478	0,075	0,202

Таблица 6

Влияние импульсной лазерной обработки на параметры структуры и механические свойства покрытий

Покрытие	a, нм	β_{111}, °	σ_o, МПа	D, нм	$\Delta a/a \cdot 10^{-3}$	H_μ, ГПа
TiN*	0,4248 / 0,4242	0,37 / 0,45	–820 / –583	28,82 / 22,59	4,24 / 5,40	23,3 / 25,4
TiZrN*	0,4271 / 0,4263	0,47 / 0,49	–3072 / –2330	21,42 / 20,41	5,78 / 6,07	27,9 / 30,9
TiZrNbAlN	0,4356 / 0,4356	0,98 / 1,05	–2324 / –2022	9,66 / 9,0	12,8 / 13,6	42,8 / 46,7

Примечания: 1. В числителе и знаменателе данные для покрытий до и после импульсной лазерной обработки соответственно.
2. Звездочкой отмечены данные работы [11].

Выводы

1. Установлены технологические параметры осаждения покрытий на основе нитридов титана, циркония и ниобия.

2. Покрытия TiZrNbAlN, полученные с применением раздельных катодов, по сравнению с составными имеют меньший размер блоков ОКР, более высокие сжимающие остаточные напряжения и микротвердость.

3. Дополнительная импульсная лазерная обработка покрытий TiZrNbAlN уменьшает размеры блоков ОКР, сжимающие остаточные напряжения и повышает их микротвердость.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Табаков В.П.** Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями на основе сложных нитридов и карбонитридов титана. Ульяновск, УлГТУ, 1998. 122 с.
2. **Табаков В.П.** Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента. М.: Машиностроение, 2008. 312 с.
3. **Ионно-плазменные** покрытия Ti—Al—N на режущем твердосплавном инструменте, работающем в условиях постоянных и знакопеременных нагрузок / В.Н. Аникин, И.В. Блинков, А.О. Волхонский и др. // Изв. вузов. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2009. № 1. С. 44—52.
4. **Tribological** adaptability of TiAlCrN PVD coatings under high performance dry machining conditions / G.S. Fox-Rabinovich, K. Yamomoto, S.C. Veldhuis et al. // Surf. Coat. Technol. 2005. Vol. 200. P. 1804—1813.
5. **Harris S.G., Doyle E.D., Vlasveld A.C.** A study of the wear mechanisms of $Ti_{1-x}Al_xN$ and $Ti_{1-x-y}Al_xCr_yN$ coated high-speed steel twist drills under dry machining conditions // Wear. 2003. Vol. 254. P. 723—734.
6. **Верещака А.С., Григорьев С.Н., Табаков В.П.** Методологические принципы создания функциональных покрытий для режущего инструмента // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 2. С. 18—39.
7. **Методологические** подходы к формированию многослойных покрытий на режущем инструменте / В.П. Табаков, А.С. Верещака, А.А. Верещака, А.Д. Батако // Вестник машиностроения. 2015. № 9. С. 82—88.
8. **Micro-hardness**, microstructures and thermal stability of (Ti, Cr, Al, Si)N films deposited by cathodic arc method / H. Ezuraa, K. Ichijoa, H. Hasegawab et al. // Vacuum. 2008. Vol. 82. P. 476—481.
9. **Горелик С.С., Расторгуев Л.Н., Скаков Ю.А.** Рентгеноструктурный и электронно-оптический анализ металлов. М.: Металлургиздат, 1970. 366 с.
10. **Табаков В.П., Чихранов А.В.** Определение механических характеристик износостойких ионно-плазменных покрытий на основе нитрида титана // Изв. Самарского научного центра РАН. 2010. Т. 12. № 4. С. 292—297.
11. **Табаков В.П., Власов С.Н.** Комбинированная упрочняющая обработка режущего инструмента. Димитровград: ДиТУД, 2003. 124 с.

УДК 620.178.15

С.А. Федосов
(Самарский государственный технический университет)
E-mail: fedosov@samgtu.ru

Определение адгезионных свойств методом идентирования

Описаны методы определения адгезии для покрытий и волокнистых композитов методом идентирования.
Ключевые слова: *адгезия, индентирование, покрытия, волокнистые композиты.*

Determination of adhesive properties of coating and fibrous composite by indentation is described.
Keyword: *adhesion, indentation, coating, fibrous composite.*

Индентирование как способ оценки адгезионных свойств покрытий применяется уже давно. При этом сам накол индентором поверхности тонких покрытий [1] или границы раздела на поперечном шлифе в случае толстых покрытий [2] служил фактически только для инициирования микротрещин. И потому такой способ мог быть применен только к хрупким покрытиям.

Появление оборудования для кинетического индентирования (Dept Sensing Indentation Testing, или DSI) значительно расширило возможности метода. Так, в [3] был предложен, а в [4] значительно усовершенствован способ оценки адгезии и некоторых других сопутствующих свойств границы раздела между волокном и матрицей в композитах. Метод основан на измерении смещения торца волокна под индентирующей нагрузкой.

Определение адгезии в волокнистых композитах

Пусть на торец волокна радиусом r, имеющего модуль упругости E_f, действует сила F, что вызывает появление на поверхности раздела касательных напряжений τ, различающихся в разных сечениях волокна. Под воздействием силы F волокно деформируется (укорачивается), и его торец "вдвигается" на расстоя-

ние u. Предположим, что никакой адгезии нет и сдвигу волокна препятствует только сила трения.

Нетрудно показать, что в этом случае торец "вдвинется" на $u = F^2/(2\pi^2 r^3 \tau E_f)$, а расстояние, на которое распространится деформация и в зоне которой произойдет скольжение между волокном и матрицей, $l = F/(2\pi r\tau)$. Это при допущениях, что упругими напряжениями в области $z > l$ можно пренебречь, в области $z < l$ по сечению волокна действуют только нормальные напряжения, а напряжения τ сосредоточены на границе раздела (это разумные допущения при условии $l >> r$). При нагружении только одного волокна деформацией матрицы также можно пренебречь.

Если индентирующее усилие после достижения пика F_m уменьшается до F, то при условии постоянства сил трения смещение торца волокна уменьшается до $u = u_m[1 - (1 - F/F_m)^2/2]$, а после полного разгружения ($F = 0$) — до $u = u_m/2$. При непостоянстве же сил трения после разгружения торец волокна оказывается смещенным на $u = u_m/(1 + \tau_1/\tau_2)$.

После повторного нагружения при условии постоянства сил трения смещение торца $u = (u_m/2)[1 + (F/F_m)^2]$. Если силы трения изменяются после первого нагружения, то $u/u_m = (1 + \tau_1/\tau_2)^{-1} + (\tau_1/\tau_2)(F/F_m)^2/2$.

Пусть между материалами волокна и матрицы есть адгезия, но в результате торцевого нагружения волокна произошел ее срыв на длине c. В [4] показано, что в этом случае сдвиг торца волокна под нагрузкой $u = F^2/(4\pi^2 r^3 \tau E_f) - 2\Gamma/\tau$, где 2Γ — поверхностная энергия разрушения, приходящаяся на единицу площади раздела (оценка c была проведена исходя из баланса энергий). В отсутствие адгезии ($\Gamma = 0$) $c = l$. Видно, что наличие адгезии уменьшило сдвиг торца на величину $2\Gamma/\tau$ по сравнению с чистым сдвигом. На столько же уменьшится смещение торца после полного разгружения.

В реальных экспериментах измеряется не смещение торца волокна, а смещение индентора, которое является суммой смещения волокна и заглубления индентора в материал последнего. Поэтому для определения истинных смещений торца из нагрузочных кривых, полученных с незакрепленным волокном, надо вычесть нагрузочные кривые, полученные с закрепленным волокном. В работе [4] изучали композит с матрицей из литий-алюмосиликатной стеклокерамики, упрочненной SiC-нитями. Их закрепление проводили спеканием при отжиге на воздухе (5 или 10 мин при температурах 900 и 1000 °С).

На рис. 1 приведены экспериментальные результаты и полученные с использованием предлагаемой теории. Видно, что наибольшие расхождения наблюдаются для разгружения и повторного нагружения. Это объясняют снижением для этих стадий трения приблизительно на 30 %.

Отклонение экспериментальных точек в начальной части нагрузочной прямой может быть следствием не-

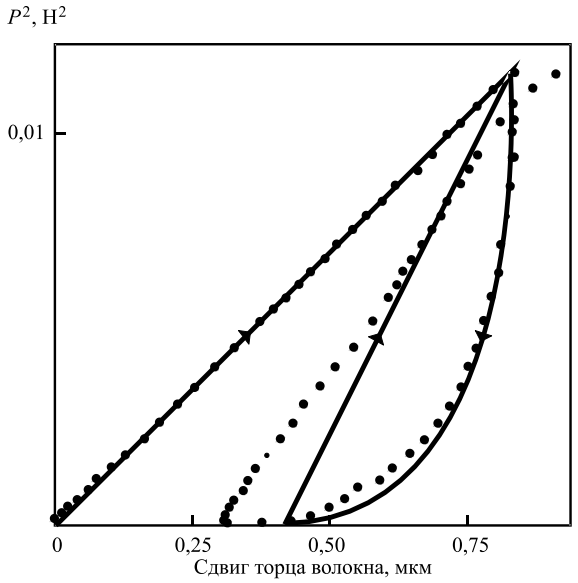


Рис. 1. Экспериментальные (точки) и теоретические (линии) нагрузочные кривые при индентировании торца волокна композита [4]:
P — усилие

соблюдения условия $l >> r$ при столь малых смещениях. То, что экспериментальная зависимость не проходит через начало координат, также легко объяснимо — для начала скольжения максимальные касательные напряжения должны превысить определенное значение, чтобы преодолеть трение покоя.

Описываемые выше эксперименты проводили при выдержке под нагрузкой 100 с. Был также применен твердомер Zwick с механическим нагружением, у которого длительность нагрузочного цикла 10...100 мс. Однако такое (на три порядка) уменьшение времени индентирования привело к лишь незначительному изменению значений τ (уменьшились с 2,8...3,5 до (2,1 ±1,5) МПа).

В работе [5] образцы из того же композита подвергли поперечному сжатию, что дало возможность измерить коэффициент трения между волокнами и матрицей (он оказался равным 0,01). Зная его значение, оценили влияние коэффициента Пуассона материала волокон на силы трения и пришли к выводу, что оно весьма незначительное.

При примерно тех же допущениях, но с учетом деформации матрицы была построена модель в работе [6], дающая смещения волокна и матрицы в трех зонах: зоне срыва адгезии, зоне скольжения и ниже них. Модель приводит к следующим уравнениям, описывающим смещение торца волокна под воздействием нормального давления σ_0 (σ_d и σ_s — напряжения, при которых происходит срыв адгезии и начало скольжения):

$$u = \frac{\sigma_0}{nE} \text{ при } \sigma_0 \leqslant \sigma_d, \qquad (1)$$

$$u = \frac{1}{2nE}\left(\frac{\sigma_0^2}{\sigma_d} + \sigma_d\right) \text{ при } \sigma_0 > \sigma_d, \quad (2)$$

$$u = \frac{1}{2nE}\left(\frac{\sigma_{\max}^2}{\sigma_d} + \sigma_d + 2\left(\sigma_0 - \sigma_{\max}\right)\right) \text{ при } \sigma_s \leqslant \sigma_0 \leqslant \sigma_{\max}, \quad (3)$$

$$u = \frac{1}{2nE}\left(\frac{\sigma_{\max}^2}{\sigma_d} - \sigma_d - \frac{\left(\sigma_0 - \sigma_{\max}\right)^2}{2\sigma_d}\right) \text{ при } \sigma_0 \leqslant \sigma_s. \quad (4)$$

Здесь $n = \sqrt{\frac{2k}{rE}}$, где k — глобальная жесткость. $k = G_м/r\lg(R_{eq}/r)$ при условии, что деформации в матрице представлены в виде цилиндра радиусом R_{eq}, вне которого они равны нулю (в первом приближении R_{eq} может быть принят равным среднему расстоянию между соседними волокнами). При этом длина срыва адгезии $c = r\sigma_0/(2\tau_d) - 1/n$, а $\sigma_d = 2\tau_d/(rn)$. В приведенных выше формулах модуль упругости при растяжении E относится к материалу волокна, а модуль упругости при сдвиге $G_м$ — к материалу матрицы.

Анализ экспериментальных данных следует начать с вычитания из первичной нагрузочной кривой величины заглубления индентора в торец волокна. Далее параметр n может быть определен по начальной части скорректированной нагрузочной кривой (с помощью уравнения (1)), после чего, используя всю скорректированную нагрузочную кривую и уравнение (2), методом наименьших квадратов получают σ_d. Затем уже могут быть рассчитаны значения k, τ_d, c и R_{eq}. Если проверка с помощью уравнения $\sigma_s = \sigma_{\max} - 2\sigma_d$ приводит к отрицательным значениям σ_s, в эксперименте скольжение волокна не было достигнуто.

Отмечается, что подобное определение n и связанных с ним параметров приводит к более точному анализу, чем расчет на основе из структурных соображений по средней доле волокнистой фракции [7, 8], так как в последнем случае не учитываются локальные флуктуации поковки.

Внедрение индентора в торец волокна в работе [6] предлагается определять по формулам $u_{ер} = KF^m$ для нагрузочной ветви и $u_{ер} = \alpha + \beta F + \gamma F^2$ для разгрузочной ветви, где эмпирические константы K, m, α, β и γ определяются при индентировании массивного образца, изготовленного из того же материала, что и волокно. Экспериментальную проверку модели осуществляли на стеклоэпоксидном композите.

Определение энергии адгезии покрытий

Продолжают развиваться и методики, для применения которых не требуется DSI-оборудования — достаточно обыкновенных микротвердомеров. В качестве примера приведем предложенный в [9] способ определения энергии адгезии прозрачных покрытий, когда при индентировании можно легко наблюдать отслоение покрытия от подложки.

Аналитически для случая "мягкое покрытие на жесткой подложке" в работе [9] была получена следующая зависимость для энергии адгезии:

$$G = \frac{0{,}627\mathrm{H}_f^2 t\left(1-\nu_f^2\right)}{E_f\left[1+\nu_f+2\left(1-\nu_f\right)\mathrm{H}_f R^2/F\right]^2}, \quad (5)$$

где H_f — твердость покрытия; t — толщина покрытия; R — радиус линзы отслоения (граничной трещины); F — нагрузка; ν_f, E_f — коэффициент Пуассона и модуль упругости материала покрытия соответственно.

Данные эксперимента показали тренд $c \sim F^{1/2}$, что находится в согласии с уравнением (5). Тренд был также подтвержден моделированием с использованием метода конечных элементов.

Энергия адгезии эпоксидного покрытия *DGEBA* на силикатном стекле, определенная по данной методике, составила 25,2 (±8,7) Дж/м². Стандартные же способы двойной консольной балки и четырехточечного изгиба дали 8,1 (±1,7) и 15,0 (±0,4) Дж/м² соответственно. Видно, что хотя предлагаемый способ и привел к несколько завышенным результатам, расхождения даже между стандартными методиками также весьма значительны.

Заметный интерес для инженерной практики имеет и случай "жесткое покрытие на мягкой подложке". Так, широкое применение в последние 20 лет нашли керамические термозащитные покрытия на лопатках газовых турбин (схема типичного такого покрытия приведена на рис. 2).

Изготовить образцы специальной формы из таких материалов сложно и дорого. Потому определение адгезии индентированием было бы идеальным решением

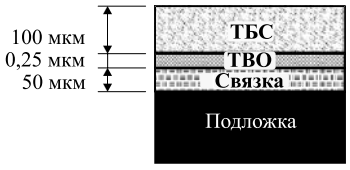


Рис. 2. Схема типичного термозащитного покрытия:
"подложка" — тело лопатки (чаще всего это монокристаллический никелевый суперсплав); "связка" — слой-связка для улучшения адгезии (это может быть поликристаллическое осажденное из паровой фазы платино-алюминиевое покрытие с примесью никеля, продиффундировавшего из подложки); ТВО — термально-выращенный оксидный слой, также служащий для улучшения адгезии; ТБС — собственно термозащитный (термобарьерный) керамический слой (типично это YSZ — иттрий-стабилизированный цирконий, нанесенный плазменным или электронно-лучевым способом)

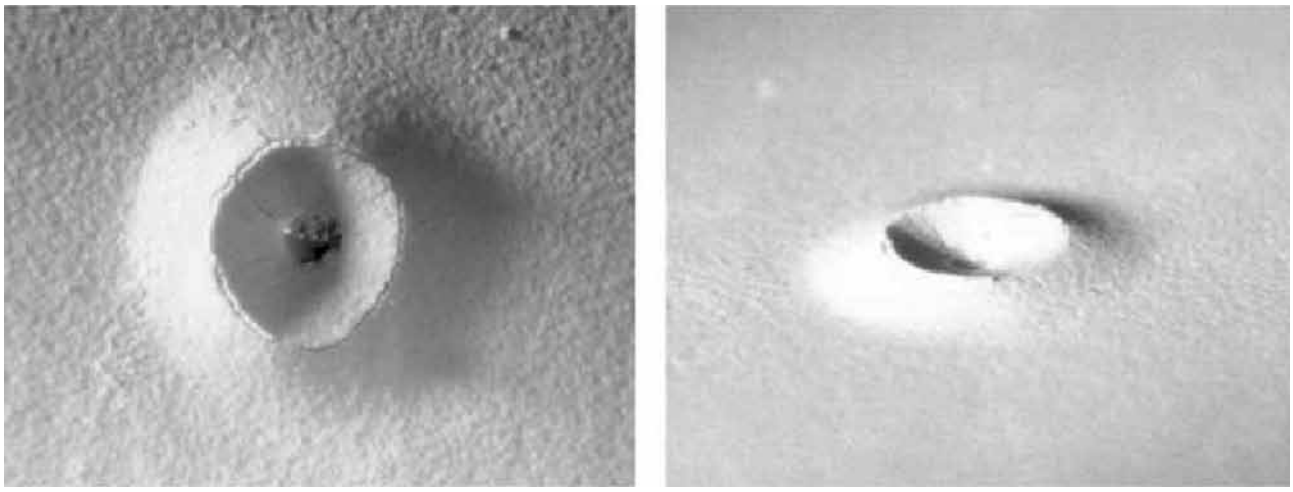


Рис. 3. Вид ТБС-покрытия после накола индентором Роквелла [10]

проблемы. Такой способ был изложен в работе [10], в которой усовершенствовали методику, приведенную в работе [11], и приспособили ее специально для этого случая. Суть же способа в следующем.

Когда индентор прокалывает твердое покрытие и входит в подложку, материал последней начинает пластически деформироваться, отрываться от жесткого покрытия, в результате чего возникает отслоение. Типичная картина представлена на рис. 3. Вспучивания покрытия может и не произойти, но все равно отслоение заметно по изменению цвета поверхности.

Зная размеры диска отрыва, можно оценить величины деформаций и напряжений в его вершине, что позволяет определить параметры адгезии. Так как для того чтобы проколоть покрытие, нагрузка на индентор должна быть достаточно большой, авторы работы [10] применили прибор Роквелла. К сожалению, определить деформации удалось лишь численным методом.

Общие радиальную ε_r и тангенциальную ε_θ деформации в материале покрытия после индентирования можно представить как сумму эффективной остаточной деформации ε_0^{eff} и соответствующих деформаций, вызванных индентированием (ε_r^I и ε_θ^I):

$$\varepsilon_r = \varepsilon_r^I + \varepsilon_0; \quad \varepsilon_\theta = \varepsilon_\theta^I + \varepsilon_0; \quad \varepsilon_0^{eff} = \sigma_0^{eff}/E^{eff}.$$

Для данной системы $\sigma_0^{eff} = \dfrac{\sigma_0^{\text{ТБС}} t^{\text{ТБС}} + \sigma_0^{\text{ТВО}} t^{\text{ТВО}}}{t^{\text{ТБС}} + t^{\text{ТВО}}}$; $E_r^{eff} = \dfrac{E_r^{\text{ТБС}} t^{\text{ТБС}} + E_r^{\text{ТВО}} t^{\text{ТВО}}}{t^{\text{ТБС}} + t^{\text{ТВО}}}$; $\varepsilon_r^I = dU/dr$; $\varepsilon_\theta^I = U/r$, где U — радиальное смещение поверхности подложки, полученное численным методом (рис. 4).

На рис. 4 видно, что для различных моделей расхождение значительное (при больших R/a, свыше двух порядков!). Более того, необходимо учитывать, что зависимость получена для определенного сочетания материалов с конкретными механическими характеристиками. Изменение числовых значений входных величин моделей может привести и к изменению данной зависимости.

Дальнейшее решение поставленной задачи возможно уже аналитически [11]. Подставляя найденные значения ε_r и ε_θ как функции от R/a в уравнение

$$\frac{2G(1-\nu)^2}{E^{eff}} = \left\{ \varepsilon_r + \nu\varepsilon_\theta - \frac{(1-\nu^2)\varepsilon_\theta\left[1-\left(R_i/R\right)^2\right]}{(1-\nu)+(1+\nu)\left(R_i/R\right)^2} \right\}^2, \quad (6)$$

можно определить удельную энергию адгезии G (здесь R — радиус линзы отслоения; R_i — радиус, на котором произошел разрыв покрытия; E^{eff} определяется, как и

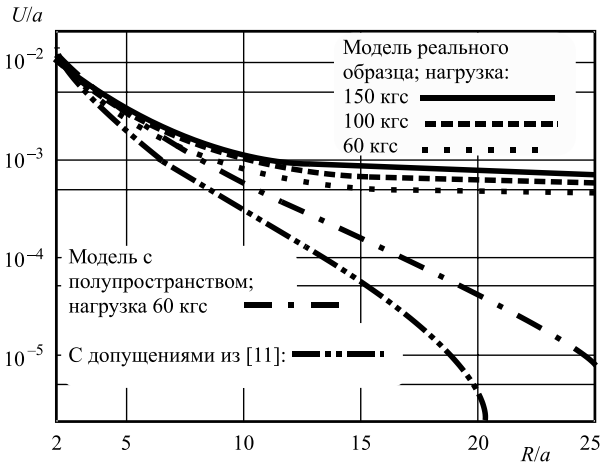


Рис. 4. Графики зависимости нормализованного радиального смещения U/a поверхности подложки от нормализованного радиуса R/a для системы YSZ—PtAl—суперсплав, полученные численным методом в работах [10, 11] (a — контактный радиус)

выше E_r^{eff}, но с E вместо E_r). Формула (6) верна, если вспучивания покрытия не произошло (этот случай обычно сопровождается образованием поверхностных трещин). При вспучивании покрытие, как правило, сохраняет свою целостность (как на рис. 3) и третий член в правой части уравнения (6) становится равным нулю. Однако появляется вклад в освобождаемую энергию от скручивающего момента:

$$2G = \frac{3(1-\nu^2)\left(\sigma_0^{\text{ТВО}} - \sigma_0^{\text{ТБС}}\right)^2 t_{\text{ТВО}}^2}{\left(t^{\text{ТВО}} + t^{\text{ТБС}}\right) E^{\text{ТБС}}}. \quad (7)$$

Общая энергия адгезии будет равна сумме энергий, определенных из уравнения (6) без третьего члена в правой части и из уравнения (7).

Параметр G может быть пересчитан в коэффициент интенсивности напряжений K:

$$K = \sqrt{\frac{GE^{\text{ТВО}}(1-\alpha)}{1-\beta^2}}, \quad (8)$$

где $\alpha = \dfrac{E_r^{\text{ТВО}} - E_r^{\text{связка}}}{E_r^{\text{ТВО}} + E_r^{\text{связка}}}$;

$\beta = \dfrac{\mu^{\text{ТВО}}\left(k^{\text{связка}} - 1\right) - \mu^{\text{связка}}\left(k^{\text{ТВО}} - 1\right)}{\mu^{\text{ТВО}}\left(k^{\text{связка}} + 1\right) + \mu^{\text{связка}}\left(k^{\text{ТВО}} + 1\right)}$; $\mu = \dfrac{E}{2(1+\nu)}$;

$k = 3 - 4\nu$.

Авторы [10] отмечают, что им не известны работы, в которых была бы определена адгезия в данной системе, и потому прямое сравнение с литературными данными невозможно. Сравнение же с данными по адгезии в других, более простых системах (Al_2O_3 на золоте, никеле и Ni—Cr-сплаве) и определенными другими способами, показывает, что все результаты имеют примерно один порядок величины (от 10 до 120 Дж/м^2). Что в данном случае можно считать приемлемой точностью.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Marshall D.B., Evans A.G.** Measurement of adherence of residually stressed thin films by indentation. I. Mechanics of interface delamination // J. of Applied Physics. 1984. Vol. 56. P. 2632—2638.

2. **Demarecaux Ph., Chicot D., Lesage J.** Interface indentation test for the determination of adhesive properties of thermal sprayed coatings // J. of Material Science Letter. 1996. Vol. 15. P. 1377—1380.

3. **Marshall D.B., Evans A.G.** Failure mechanisms in ceramic-fiber / ceramic-matrix composites // J. of the American Ceramic Society. 1985. Vol. 68. Iss. 5. P. 225—231.

4. **Marshall D.B., Oliver W.C.** Measurement of Interfacial Mechanical Properties in Fiber-Reinforced Ceramic Composites // J. American Ceramic Society. 1987. Vol. 70. No. 8. P. 542—548.

5. **Marshall D.B.** Interfaces in Ceramic Fiber Composites // Ceramic Microstructure'86: Role of Interfaces. Proceedings of the 22nd University Conference on Ceramics, and the International Materials Symposium, 28—31 July, 1986. University of California, Berkeley. California. 1986. Vol. 21. P. 859—869.

6. **Quantitative** analysis of the micro-indentation behavior of fibre-reinforced composites: development and validation of an analytical model / M. Zidi, L. Carpentier, A. Chateauminois, F. Sidorov // Composites Science and Technology. 2000. Vol. 60. No 3. P. 429—437.

7. **Desaeger M., Verpoest I.** On the use of the micro-indentation test technique to measure the interfacial shear strength of fibre-reinforced polymer composites // Composite Sci. and Technol. 1993. Vol. 48. Iss. 1—4. P. 215—216.

8. **A round-robin** programme on interfacial test methods / M.J. Pitkethly, J.P. Favre, U. Gaur et al. // Composite Sci. and Technol. 1993. Vol. 48. Iss. 1—4. P. 205—214.

9. **Use** of the microindentation technique for determining interfacial fracture energy / L.G. Rosenfeld, J.E. Ritter, T.J. Lardner, M.R. Lin // J. of Applied Physics. 1990. Vol. 67. Iss. 7. P. 3291—3296.

10. **Vasinonta A., Beuth J.** Measurement of interfacial toughness in thermal barrier coating systems by indentation // Engineering Fracture Mechanics. 2001. Vol. 68. P. 843—860.

11. **Drory M.D., Hutchinson J.W.** Measurement of the adhesion of a brittle film on a ductile substrate by indentation / Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences. 1996. Vol. 452. Iss. 1953. P. 2319—2341.

УДК 621.77.04

А.В. Королев, А.Ф. Балаев, С.А. Савран
(Саратовский государственный технический университет им. Ю.А. Гагарина)
E-mail: bandrey.sc@gmail.com

Экспериментальное исследование продольной правки стержневых маложестких деталей регулируемым изгибом

Представлены результаты экспериментальных исследований отделочно-упрочняющего способа правки стержневых маложестких деталей равномерным продольным перемещением регулируемого изгиба. Получена эмпирическая зависимость остаточной деформации от технологических факторов: угла поворота инструмента, продольной подачи и частоты вращения заготовки. По результатам эксперимента выполнена проверка математической модели механизма правки длинномерных деталей регулируемым изгибом, которая подтвердила ее адекватность. Экспериментально подтверждена упрочняющая способность правки — увеличение микротвердости поверхностного слоя заготовки после обработки.

Ключевые слова: *продольная правка, остаточная деформация, эксперимент, длинномерные детали, упрочнение, пластическое деформирование, микротвердость.*

The results of experimental research of the method of finishing, hardening and straightening little-hard long-length details by uniform longitudinal movement by dint of adjustable bending are presented. Received the empirical dependence of permanent deformation on technological factors, which are a tool angle of rotation, the speed of longitudinal movement, the workpiece speed. The experiment confirmed the mathematical model of method of straightening little-hard long-length details by dint of adjustable bending. The experiment proved that hardness and surface microhardness following treatment of parts increases.

Keywords: *longitudinal straightening, permanent deformation, experiment, long-length details, hardening, plastic deformation, microhardness.*

Введение

Геометрическая точность длинномерных маложестких деталей типа "стержень", или вал, является важнейшим фактором, определяющим эксплуатационные возможности таких деталей. В процессе изготовления длинномерные детали подвергаются механическим и термическим нагрузкам, вследствие чего происходит накопление остаточных напряжений. Релаксация остаточных напряжений под действием эксплуатационных нагрузок сопровождается изменением геометрической формы изделия, что приводит к изменению условий и режимов его функционирования и сокращению срока службы. Для снижения влияния остаточных напряжений на геометрическую точность в технологическом процессе предусматривают операцию отпуска.

Традиционно осуществляемый на производстве низкотемпературный отпуск приводит к существенному короблению длинномерных заготовок, что требует применения последующей операции правки. Используемые способы правки [1], исправляя форму изделия, лишь отчасти решают проблему обеспечения геометрической точности, поскольку локальная исправляющая деформация ведет к возникновению неравномерно распределенных остаточных напряжений, которые впоследствии становятся причиной снижения точности. Для решения данной проблемы авторами разработаны способ и математическая модель механизма правки [2, 3]. Суть способа заключается в создании регулируемого изгибающего момента путем разворота оси втулки, охватывающей обрабатываемую заготовку, относительно ее оси. Упрочняющая втулка поворачивается таким образом, чтобы в зоне ее контакта с заготовкой возникла поверхностная пластическая деформация. При равномерном перемещении втулки вдоль оси вращения заготовки от зажатого в патроне конца заготовки к свободному происходят перемещение зоны поверхностно-пластической деформации и упрочнение поверхностного слоя всей заготовки. Колебания упругой деформации заготовки между патроном и зоной контакта с втулкой способствуют релаксации остаточных напряжений, возникших после упругопластической деформации под действием упрочняющей втулки.

Для оценки исправляющей и упрочняющей способности данного способа, а также проверки адекватности математической модели [2, 3] было проведено экспериментальное исследование.

Методика эксперимента

В качестве объекта экспериментального исследования было отобрано 45 цилиндрических заготовок типа стержень диаметром $4_{-0,08}$ мм и длиной (130±1) мм, изготовленных из стали 40 по ГОСТ 1050—2013. Наибольшая овальность по диаметру заготовки не превышала 0,04 мм.

Для проведения эксперимента подготовили ортогональный центральный композиционный план второго порядка [4, 5]. В качестве варьируемых технологических факторов выбрали угол разворота втулки α, скорость продольной подачи устройства *S*, частоту вращения заготовки *n*. Диапазон варьирования угла поворота втулки выбирали исходя из условия, чтобы возникшая в результате поворота втулки нагрузка соответствовала теоретически рассчитанному значению нагрузки, при котором начинается пластическая деформация заготовки в зоне контакта втулки и заготовки. Контроль нагрузки осуществляли с помощью пьезоэлектрического динамометра. Скорость продольной подачи устройства выбрали исходя из необходимого числа циклов приложения силы, стабилизирующей внутренние напряжения в области обработки. Частоту вращения заготовки выбирали такой, чтобы время обработки было минимальным, и при этом ее значение не было высоким, чтобы не вызвать разрушение заготовки.

Оценку геометрической точности изделия осуществляли по остаточной деформации детали, определяемой биением в среднем сечении. Биение измеряли индикатором часового типа ИЧ50 с ценой деления 0,01 мм (ТУ 2-034-611—84). Ось измеряемой детали центрировали на призмах. По результатам эксперимента получили регрессионную степенную зависимость остаточной деформации от технологических факторов, проверку значимости коэффициентов которой проводили на основе критерия Стьюдента. Проверку адекватности математической модели проводили с помощью критерия Фишера.

Проверку упрочняющей способности способа правки проводили с использованием микротвердомера HVS-1000B производства фирмы TIME Group Inc. (Китай) по шкале Виккерса (ГОСТ 2999—75). Для подтверждения упрочняющей способности продольного способа правки отобрали 12 образцов. На каждом из них сделали срез и подготовили микрошлиф. Угол среза относительно оси заготовки составлял 15°. По результатам исследования упрочняющей способности способа правки построили графики зависимости микротвердости от наиболее значимого фактора.

Результаты эксперимента

Для удобства проведения сравнительного анализа экспериментальные данные представили в виде регрессионной степенной зависимости

$$\delta = 77{,}76 + 0{,}6\alpha^2 - 13{,}92\alpha + 6{,}71S + 0{,}05n,$$

где δ — радиальное биение заготовки в среднем сечении, мкм; α — угол поворота втулки, °; *S* — продольная подача инструмента, мм/об; *n* — частота вращения заготовки, мин$^{-1}$.

Для наглядности приведенная регрессионная зависимость представлена в графическом виде на рис. 1.

Согласно рис. 1 зависимость остаточной деформации заготовки от угла поворота упрочняющей втулки носит экстремальный характер. Вначале с увеличением угла поворота втулки происходит снижение

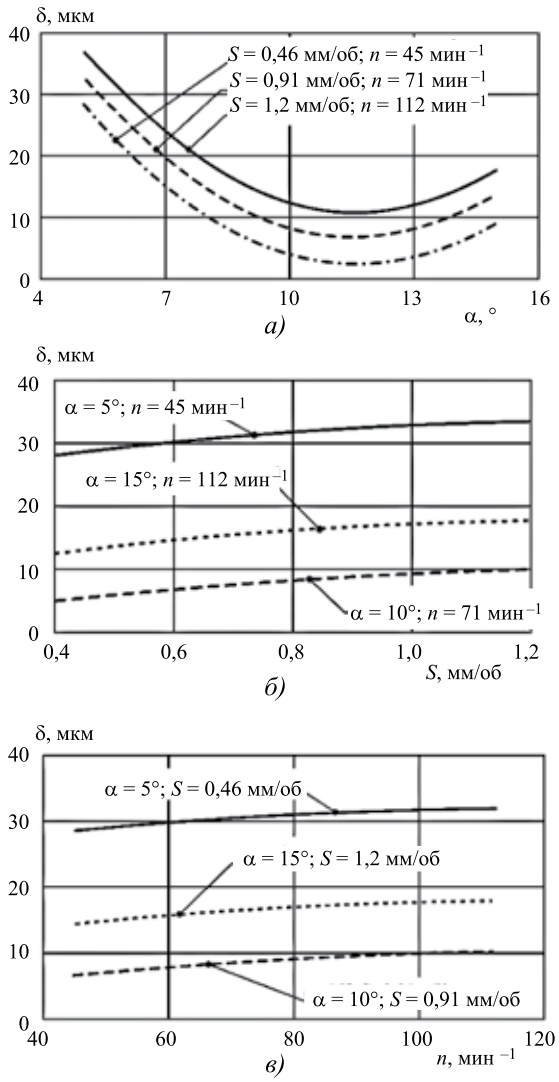


Рис. 1. Зависимость радиального биения δ от угла поворота втулки (*а*), подачи *S* (*б*) и частоты вращения шпинделя *n* (*в*)

остаточной деформации, затем, при достижении его критического значения ($\alpha \approx 11{,}5°$) независимо от значений подачи и частоты вращения увеличение α приводит к возрастанию остаточной деформации. Это объясняется следующим. Циклическое воздействие объемных упругих напряжений, вызванных небольшим изгибающим моментом, способствует снятию остаточных напряжений. При достижении же изгибающим моментом критического значения, создаваемые напряжения значительно превышают остаточные, что приводит к их накоплению и увеличению остаточной деформации.

Вторым по степени значимости влияния на остаточную деформацию заготовки фактором, согласно полученной регрессионной зависимости, является продольная подача устройства. На рис. 1, *б*, видно, что остаточная деформация находится в прямой зависимости от продольной подачи на всем диапазоне варьирования данного фактора. Это обусловлено возрастающей дискретностью воздействия изгибающего момента на деформацию заготовки с увеличением продольной подачи, вследствие чего суммарный изгибающий момент пластической деформации снижается и становится меньше требуемого для удаления исходной погрешности заготовки. Чем меньше продольная подача, тем больше число пластических изгибов заготовки в каждом ее сечении и, соответственно, тем больше суммарный изгибающий момент, создающий пластическую деформацию, что приводит к снижению исходной погрешности заготовки.

На рис. 1, *в* видно, что увеличение частоты вращения шпинделя станка способствует увеличению остаточной деформации во всем диапазоне варьирования фактора. Это связано с тем, что при увеличении частоты вращения заготовки возрастают силы трения, способствующие нагреву зоны контакта заготовки и втулки. При нагреве заготовки возрастает пластичность материала, в результате чего уменьшается изгибающий момент, действующий на заготовку, а следовательно, уменьшается и доля суммарного пластического воздействия на заготовку со стороны инструмента, снижается исправляющая способность процесса обработки. Это влияние усиливается при возрастании силовых факторов, в том числе возникающих при изгибе заготовки.

Для проверки соответствия математической модели [2, 3] экспериментальным данным провели сравнительную оценку числовых результатов. Из графиков, приведенных на рис. 1, и полученной регрессионной зависимости следует, что наиболее значимое влияние на остаточную деформацию оказывает угол разворота упрочняющей втулки. Поэтому для оценки разработанной математической модели провели сравнение теоретических и экспериментальных значений остаточной деформации заготовки в зависимости от угла поворота втулки (рис. 2).

Согласно рис. 2 теоретическая зависимость располагается между границами доверительного интервала зависимости, полученной по экспериментальным данным, что подтверждает адекватность разработанной математической модели в рассмотренном диапазоне варьирования угла поворота упрочняющей втулки.

Для оценки упрочняющей способности правки провели измерения микротвердости поверхностного слоя 12 заготовок, подвергшихся правке при трех значениях угла α: 5; 10; 15°. Результаты измерения микротвердости HV представлены на рис. 3. Видно, что с увеличением угла поворота упрочняющей втулки происходит увеличение микротвердости поверхностного слоя, что объясняется увеличением изгибающего момента и контактных напряжений,

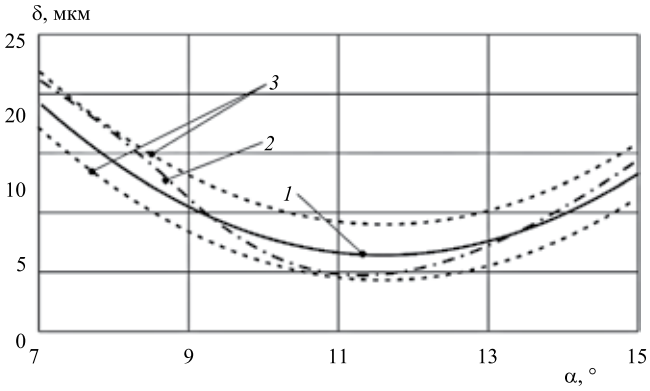


Рис. 2. Теоретические и экспериментальные значения угла поворота втулки:

1 — экспериментальная зависимость; *2* — теоретическая зависимость; *3* — границы доверительного интервала

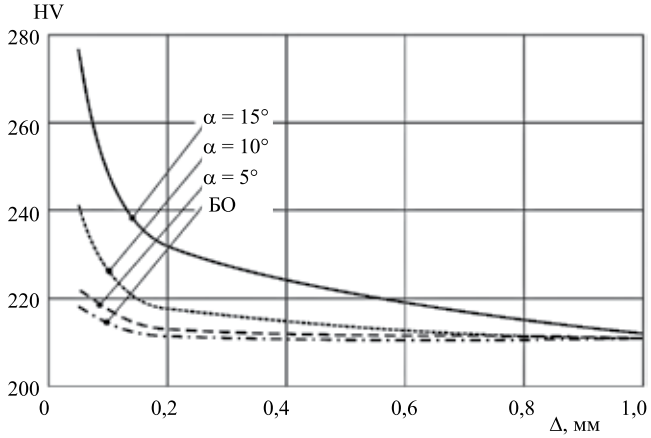


Рис. 3. Зависимости микротвердости поверхностного слоя HV от его глубины Δ при углах поворота втулки α 5; 10; 15° (БО — без обработки)

способствующих увеличению поверхностной пластической деформации заготовки. При этом наиболее значимое упрочнение происходит на глубине слоя Δ до 0,2 мм при повороте втулки на углы 10 и 15°, а обработка заготовки при небольшом угле поворота, в данном случае при $\alpha = 5°$, не приводит к существенному увеличению микротвердости поверхностного слоя.

Заключение

По результатам экспериментальных исследований получены математическая и графические (см. рис. 1) зависимости остаточной деформации заготовки от угла поворота инструмента, подачи и частоты вращения заготовки. Установлено, что зависимость остаточной деформации стержня от угла поворота инструмента, оказывающего наибольшее влияние на ее значение, носит нелинейный характер. Оптимальный угол поворота втулки для рассмотренного стержня составляет 10°. Остаточная деформация линейно зависит от подачи инструмента и частоты вращения заготовки. Уменьшению остаточной деформации способствует уменьшение продольной подачи и частоты вращения заготовки. Экспериментально подтверждена упрочняющая способность продольной правки. Микротвердость увеличивается с увеличением угла поворота втулки, достигая наибольшего для данного эксперимента значения при угле $\alpha = 15°$ и глубине до 0,2 мм.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Зайдес С.А., Мураткин Г.В.** Упрочнение, восстановление, правка валов: Учеб. пособие для студ. машиностр. и мех. специальностей. Иркутск, ИрГТУ, 2005. 336 с.

2. **Королев А.В., Балаев А.Ф., Савран С.А.** Математическая модель правки длинномерных деталей перемещением регулируемого изгиба // Успехи современной науки. 2016. № 8. Т. 4. С. 85—88.

3. **Modelling** of the process of vibro-mechanical correction in long-length parts / A.V. Koroliov, A.F. Balaev, S.A. Savran, O.Yu. Davidenko // Vibroengineering PROCEDIA. 2015. Vol. 8. P. 130—134.

4. **Джонсон Н., Лион Ф.** Статистика и планирование эксперимента в технике и науке: методы обработки данных / Пер. с англ. М.: Мир, 1980. 610 с.

5. **Спиридонов А.А.** Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов. М.: Машиностроение, 1981. 184 с.

Поздравляем с юбилеем

Фоминского Вячеслава Юрьевича

доктора физ.-мат. наук, профессора, лауреата премии Правительства РФ в области науки и техники, заместителя главного редактора нашего журнала

Саушкина Бориса Петровича

доктора техн. наук, профессора, члена редакционного совета нашего журнала

Желаем юбилярам здоровья, благополучия, счастья и успеха на поприще российского образования и науки!

Редакционный совет и редакция журнала "Упрочняющие технологии и покрытия"

УДК 621. 785

А.Е. Балановский, В.Г. Ву
(Иркутский национальный исследовательский технический университет)
E-mail: fuco.64@mail.ru

К вопросу определения размера пятна нагрева при плазменной поверхностной обработке

Рассмотрена методика определения размера пятна нагрева плазменного источника при поверхностной обработке и выявлена зависимость радиуса пятна нагрева от мощности дуги. Приведены экспериментальные данные проверки теоретических положений.
Ключевые слова: *пятно нагрева плазменной дуги, тепловой поток, нормально-круговой источник, распределение Гаусса.*

The method of determining of the size of the heating spot of the plasma source for surface treatment is considered, and revealed the dependence of heating spot radius on the circular arc. Experimental data are tested to confirm the theories.
Keywords: *heating spot of plasma arc, heat flow, normal circular source, Gaussian distribution.*

Введение

Сущность плазменного поверхностного упрочнения заключается в высокоскоростном локальном нагреве поверхностных слов деталей до высоких температур и последующем быстром охлаждении за счет отвода тепла во внутренние слои изделия [1]. При этом образуются высокодисперсные структуры с высокими характеристиками прочности и износостойкости. Плазменная дуга как источник нагрева относится к концентрированным источникам энергии. При воздействии концентрированных потоков энергии на материалы (наплавке, поверхностной обработке, локальной термической и термоциклической обработке, поверхностном наноструктурировании и т. д.) существует общая задача определения параметров режима обработки. К основным параметрам режима воздействия концентрированного источника энергии относятся его мощность и плотность мощности, пространственно-временное распределение плотности мощности в пятне нагрева, скорость перемещения источника в процессе обработки. Определение всех этих параметров связано с теорией тепловых процессов, которая достаточно полно разработана для сварочных процессов [2—6].

История вопроса

В нашей стране принято считать, что основоположником теории тепловых процессов применительно к сварке является Н.Н. Рыкалин. Однако анализ зарубежных источников показывает, что это не так. Теория тепловых процессов обработки материалов применительно к процессам сварки впервые в мире разработана Д. Розенталем в 1935—1941 гг. [2—5] и позволяет выполнять расчеты температурных полей на основе метода решения прямой задачи теплопроводности. Д. Розенталь получил уравнение для распределения температуры на поверхности металла от движущего источника тепла, которое имеет вид

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\pi KR} e^{-\frac{V(W+R)}{2a}}.$$

Введение схемы подвижных источников нагрева позволяет упростить модели распространения тепла от реальных сварочных источников. Первые модели геометрии проплавления, предложенные в работах [2—5], были основаны на использовании принципа местного влияния. Тепловой источник моделировался в пространстве как точечный, линейный или поверхностный. Каждый из них мог быть неподвижным, подвижным или быстродвижущимся. В дальнейшем математическая теория тепловых процессов для сварки, разработанная Д. Розенталем на основе метода решения прямой задачи теплопроводности, была переработана Н.Н. Рыкалиным в 1947—1951 гг. [6]. К сожалению, в монографии Н.Н. Рыкалина [6] нет ссылок на работы Д. Розенталя [2—5]. Считая необходимым восстановить историческую и научную справедливость, мы не

умаляем заслуг Н.Н. Рыкалина в разработке теории тепловых процессов, которая нашла широкое применение на практике и является сегодня основой при подготовке специалистов сварочного производства.

Проблемные вопросы теории тепловых процессов

Формализованное решение прямой задачи теплопроводности можно представить в виде [7]

$$T = A\,q,$$

где A — интегральный оператор, устанавливающий связь между температурой процесса T и функцией источника энергии q. Модель источника энергии [6—8] и режим его воздействия, определяемые функцией q, являются исходными данными при решении прямой задачи. Модель источника строится в соответствии с выбранной схемой источника (точечный, линейный, равномерно или нормально распределенный по пятну нагрева, быстродвижущийся и др.), а режим воздействия задается выбранными значениями энергии источника или его мощности, плотности мощности, скорости перемещения подвижного источника и рядом других параметров в зависимости от способа воздействия источника.

Первый проблемный вопрос заключается в том, что в методе тепловых источников оперируют с конечной величиной импульса энергии Q, получая в точке его возникновения бесконечно высокую температуру, что является существенным недостатком данного метода.

Второй проблемный вопрос заключается в том, что температура поверхности и зависящие от нее свойства материала в зоне обработки определяются и оцениваются по результатам решения прямой задачи теплопроводности: по распределению температур, изменению параметров термических циклов в каждой точке материала, изотермам. Точность определения температур в зоне термического влияния, в сварочной ванне по координатам x, y, z невысокая, а измерения в точке приложения источника пока не реализованы, что является существенной проблемой при моделировании сварочных процессов.

Третий проблемный вопрос заключается в том, что в теории Н.Н. Рыкалина принимается положение о независимости теплофизических свойств материала от температуры и вводятся в расчет значения коэффициентов теплопроводности, теплоемкости и др. при некоторой средней температуре. Применительно к сварочным процессам в подвижной системе координат, когда определяют распределение температур вокруг источника нагрева (его размер равен площади жидкого металла), такие допущения, приятые Н.Н. Рыкалиным, позволяют получать простые аналитические решения для анализа структурообразования в зоне термического влияния. Для случая плазменного поверхностного упрочнения важно знать распределение температур в месте действия самого источника нагрева, так как именно от этого зависят фазовые и структурные превращения в поверхностном слое металла.

Проблемы экспериментального определения размера пятна нагрева

Известно [1—9], что тепло от источника нагрева вводится в металл изделия через локальную зону поверхности, которая называется пятном нагрева. На рис. 1 [1, 9—11] показано пятно нагрева сварочной дуги в защитном газе в процессе нагрева и после отключения источника питания. При плазменном поверхностном упрочнении металлов [1, 9] на процесс передачи тепла в системе "источник тепла — поверхность детали" суще-

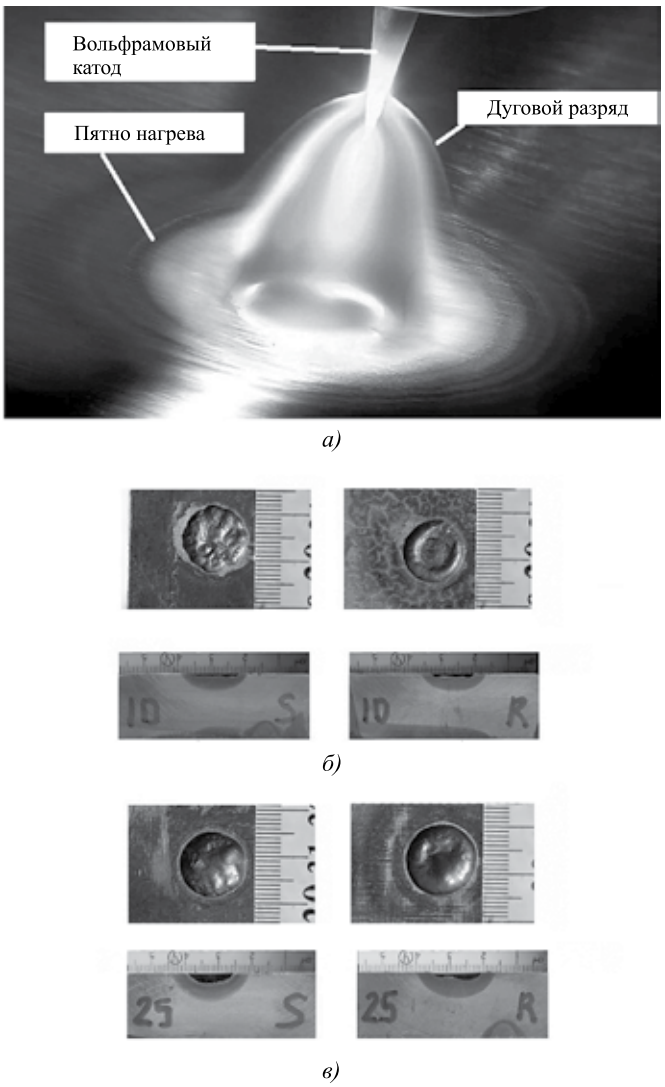


Рис. 1. Пятно нагрева (*а*) и отпечатки сварочной дуги (*б*, *в*) в защитном газе (аргоне) [10] в процессе нагрева (слева) и после отключения источника питания (справа) при времени горения дуги 10 с (*б*) и 25 с (*в*)

ственное влияние оказывают интенсивность ввода и распределение тепла в изделии. На рис. 2 показаны характерные пятна нагрева при плазменном нагреве поверхности металла и распределение температур в анодном пятне нагрева [11]. Видно, что пятно нагрева неоднородно по тепловому воздействию на поверхность металла. На рис. 3 приведены характерные пятна при лазерной обработке металлов. Пятно нагрева лазерного луча также неоднородно и, как показывают многочисленные работы, зависит от конструктивных особенностей оборудования для получения лазерного излучения [12—14]. Так, например, качество лазерного луча характеризуется лучевой модой (beam mode), которая отражает распределение энергии в поперечном сечении лазерного луча (рис. 3, *а*).

Хорошая лучевая мода имеет постоянное распределение энергии, что очень важно для лазерной поверхностной обработки и резки, потому что лазерный луч может быть сфокусирован в очень маленькое пятно с высокой плотностью мощности, которая обеспечивает высокую скорость резания и низкую шероховатость [12—14]. Лучевая мода высшего порядка с зонами концентрации энергии вне основного пятна приводит к худшему качеству резания за счет нагрева заготовки вне зоны прореза. Теоретически мода низшего порядка — TEM_{00} подчинена закону гауссового распределения интенсивности вокруг центрального максимума (рис. 3, *б*) [12, 13]. Лучевая мода TEM_{00} позволяет сфокусировать лазерный луч в минимальное пятно с очень высокой плотностью мощности в сравнении с лучевыми модами высшего порядка. Лучевая мода TEM_{00} также имеет бóльшую глубину фокуса и обеспечивает лучшие возможности резки толстых материалов.

Применительно к практике [12, 13] лазерные установки высокой мощности обычно вырабатывают лазер-

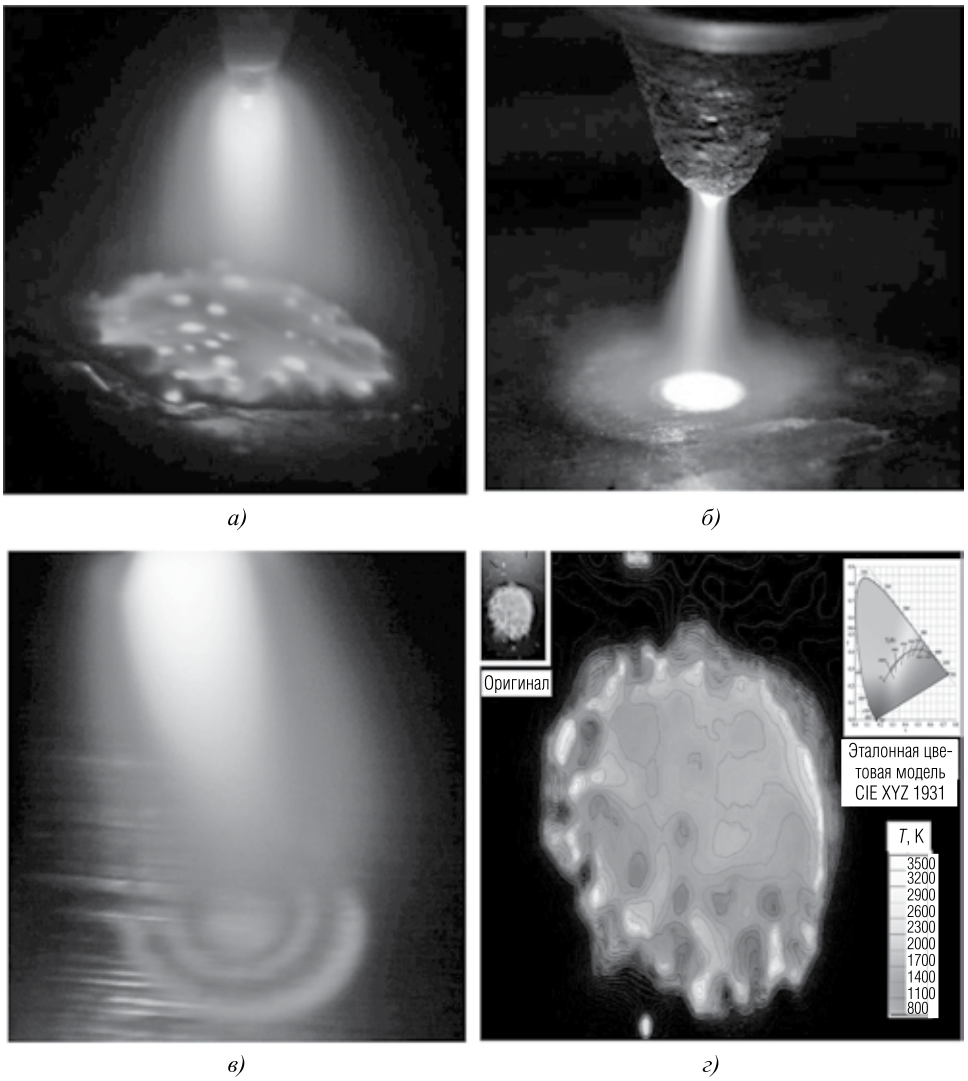


Рис. 2. Пятно нагрева при плазменном упрочнении [11]:
а — плазменная дуга (прямая полярность) с оплавлением поверхности; *б* — плазменная струя (без оплавления); *в* — плазменная дуга без оплавления поверхности; *г* — распределение температур на поверхности анодного пятна

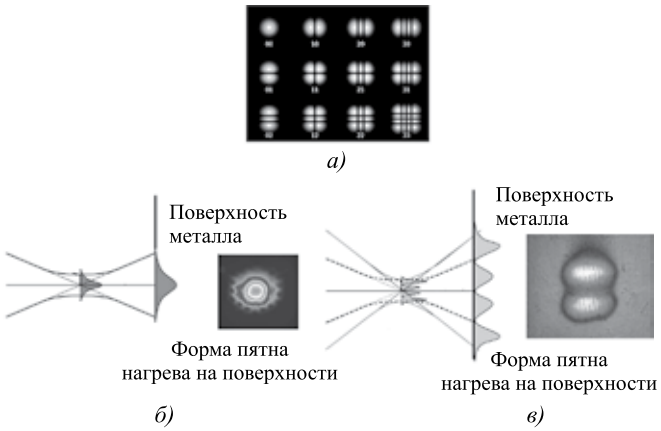


Рис. 3. Форма пятна нагрева (на поверхности металла) в зависимости от качества лучевой моды при лазерной обработке металлов:

а — формы лазерного луча для различных лучевых мод; *б* — форма пятна нагрева на поверхности металла для классической гауссовой лучевой моды; *в* — форма пятна нагрева на поверхности металла при негауссовых модах

ный луч с модой более высокого порядка, чем $ТЕМ_{00}$, что дает фокусируемое пятно бóльшего диаметра. Качество лазерного луча определяется параметрами K или M^2 ($M^2 = 1/K$). Лучевая мода $ТЕМ_{00}$ имеет параметр K, близкий к 1, когда мода более высокого порядка имеет меньшее значение параметра K. Параметр $M^2 = 1$ свидетельствует о том, что луч имеет идеальное гауссово распределение, но все реальные лазерные лучи имеют $M^2 > 1$ (рис. 3, *в*). Параметров K и M^2 достаточно, чтобы сравнивать качество лазерных лучей одной системы с одинаковой длиной волны.

Из изложенного следует, что пятно нагрева при обработке металлов концентрированными источниками энергии представляет собой сложный тепловой объект, который воздействует на поверхностный слой металла и нагревает его до температур фазовых превращений. При этом распределение тепла в пятне нагрева играет важную роль в процессах структурообразования поверхностного слоя металла [1, 9] в режиме упрочнения как без оплавления поверхности, так и с ее оплавлением. Понимая важность роли, которую играет пятно нагрева в процессе передачи тепла, надо признать, что до настоящего времени само понятие "пятно нагрева" с точки зрения физики процесса применительно к поверхностному упрочнению вообще не проработано и принимается трактовка пятна для сварочных процессов [2—8].

Общие вопросы теории тепловых расчетов

Для описания формы реальных источников энергии могут использоваться различные законы распределения плотности воздействия. Чаще всего используют два типа пространственного распределения плотности энергии: нормальное (распределение Гаусса) и равномерное [2—8]. В работе [6] рассмотрен источник нагрева с нормальным распределением теплового потока в пятне нагрева

$$q_2(r) = q_{2m}\exp(-kr^2), \qquad (1)$$

где k — коэффициент сосредоточенности, см$^{-2}$; r — радиальное расстояние от оси дуги, см; q_{2m} — наибольший удельный тепловой поток в центре пятна нагрева, Вт/см^2; $q_2(r)$ — удельный тепловой поток в любой точке пятна нагрева, Вт/см^2.

Принято форму источника с гауссовым распределением воздействия [5, 6, 8] оценивать эффективным диаметром $d_э$, при этом на некотором расстоянии $r_э = d_э/2$ от центра источника удельный тепловой поток $q_2(r)$ равен 0,05 от наибольшего удельного теплового потока в центре пятна нагрева.

Эффективная тепловая мощность является суммой всех составных частей удельного теплового потока, приходящихся на отдельный элемент поверхности зоны нагрева:

$$q = \sum_{i=1}^{i=\infty} q_{2(ri)}. \qquad (2)$$

Отсюда

$$q = \int_0^{\infty} q_{2(r)}\pi r dr = \frac{\pi}{k} q_{2m} \qquad (3)$$

и

$$q_{2m} = \frac{qk}{\pi} = \frac{UI\eta k}{\pi}, \qquad (4)$$

где q — эффективная тепловая мощность дуги, Вт; U — напряжение на дуге, В; I — ток дуги, А; η — эффективный КПД процесса нагрева.

Для оценки коэффициента сосредоточенности в работе [6] предложено использовать фиктивный источник, при котором распределение температуры, вызванное мгновенным действием нормально-кругового источника, рассматривается как распределение температуры от мгновенного сосредоточенного источника, введенного в центре пятна нагрева в течение некоторого времени t_0. Использование при анализе тепловых процессов фиктивного источника позволило получить для определения t_0 соотношение

$$t_0 = \frac{1}{4ak}, \qquad (5)$$

где a — температуропроводность, см^3/К.

Этот подход применен только для процесса нагрева изделий типа пластины [6, с. 143—144]. При описании источников с высокой степенью концентрации воздействия широко применяют дельта-функцию Дирака $\delta(x)$. В дальнейшем М.Х. Шоршоров и А.С. Барашков [15] предложили номограммы для определения эффективного радиуса пятна нагрева нормально-кругового источника нагрева при сварке в зависимости от ширины зоны проплавления, скорости и мощности источника. В работе [16] В.А. Судник определил эффективный радиус пятна нагрева как функцию силы сварочного тока и длины дуги на основе регрессионной зависимости с использованием компьютерного моделирования. Другая методика экспериментально-расчетного определения эффективного пятна радиуса нагрева разработана Э.А. Гладковым и А.С. Бабкиным. Данный метод заключается в итерационном расчете радиуса и глубины проплавления по уравнению движущегося нормально-кругового источника [17]. Необходимо отметить, что приведенные выше примеры для расчетного определения размера пятна нагрева актуальны для процесса сварки, когда образуется жидкая сварочная ванна и в нем участвует дополнительный металл (электроды, сварочная проволока), попадающий в сварочную ванну. При малой длине сварочной дуги действие давления дуги и защитного газа оказывает большое влияние на параметры швов и распределение тепла. Это приводит к отклонению при расчете пятна нагрева. Для поверхностной плазменной обработки металлов без оплавления поверхности отсутствует разработанная методика, фиксирующая параметры пятна нагрева.

В данной работе впервые рассмотрен способ экспериментально-расчетного определения размера пятна нагрева на основе метода функций источников. Сущность данного метода состоит в представлении процесса распространения тепла как совокупности процессов выравнивания температур, вызываемых действием бесконечного числа элементарных источников тепла, распространенных в изделиях и во времени. Применение данного принципа позволяет значительно упрощать схемы расчета тепловых процессов.

Цель работы — разработать методику экспериментально-расчетного определения размера пятна нагрева плазменной дуги применительно к поверхностному упрочнению металлов.

Теоретическое обоснование методики

Мы исходили из того, что температура и тепловой поток в центре пятна нагрева трудно экспериментально определить при упрочнении. Тогда будем считать, что радиус пятна нагрева определяется по формуле Н.Н. Рыкалина (1). Приведем цитату из работы Н.Н. Рыкалина [6, с. 55]: "Тепло сварочной дуги вводится в метан на некотором участке его поверхности диаметром $d_н$, называемом пятном нагрева". Многие считают, что внешний отпечаток, остающийся на поверхности металла после воздействия сварочной дуги, и есть пятно нагрева, которое имеет форму круга с характерными цветами побежалости (см. рис. 1). Однако необходимо учитывать, что Н.Н. Рыкалин дает в своей работе математическую формулировку пятна нагрева, которая не совпадает с визуальными картинами реального отпечатка на поверхности металла. На рис. 1 видно четкий отпечаток оплавленной зоны и поперечный шлиф со структурными превращениями в пределах жидкой ванны и зоны термического влияния, т.е. там, где температура была выше Ac_1. Но металл нагревался в течение этого периода воздействия сварочной дуги и за пределами этой зоны (см. рис. 1) конвективным потоком от столба дуги. Тогда вполне естественно, что на поперечном шлифе мы не видим следов превращений и считаем размер пятна нагрева по границе структурных превращений. На поверхности мы видим только следы окисления поверхности и тоже считаем это внешними границами пятна нагрева. Но это не совсем верно, так как если действие источника будет длительным, то визуально пятно нагрева с цветами побежалости увеличится, но не за счет истинного пятна нагрева, а за счет теплопроводности поверхностного слоя. Поэтому визуально внешние границы пятна нагрева будут определяться временем горения дуги.

С учетом данных рассуждений мы считаем, что используя небольшие отрезки времени горения дуги с образованием на поверхности четких внешних отпечатков, можно ввести понятие зоны нагрева ниже температуры Ac_1, находящейся за пределами визуального отпечатка с цветами побежалости, а именно эти зоны нагрева имеют температуру 300, 200 °С. Тогда можно экспериментально, при помощи термокарандашей фиксировать температуру в этих зонах нагрева на границе круга радиусом r области температур 200...300 °С с погрешностью ± 5 °С. При этом погрешность при измерении радиусов изотермы с температурой 200 °С снижается по сравнению с измерением радиуса изотермы с температурой 500...800 °С. Зная радиусы изотерм, можно вычислить постоянное время t_0 и через него — радиус реального пятна нагрева.

Известно, что процесс распространения тепла в пластине в момент t мгновенного нормально-кругового источника описывается уравнением [6]

$$T(x,y,t)=\frac{qdt}{c\rho\delta\cdot 4\pi a(t+t_0)}e^{-\frac{x^2+y^2}{4at}-bt}, \qquad (6)$$

где x, y — координаты произвольной точки A; q — эффективная мощность источника, Вт; $c\rho$ — удельная те-

плоемкость, Дж/(см^3·К); δ — толщина пластины, см; b — коэффициент температуроотдачи, с$^{-1}$.

Рассмотрим случай непрерывного действия данного источника в промежуток времени Δt. По принципу наложения тепла температура в точке A в момент t ($t = \Delta t$) равна сумме элементарных повышений температуры от всех мгновенных источников с мощностью q за время их действия:

$$T(x, y, z, t) = \int_0^t \frac{q}{c\rho\delta \cdot 4\pi a} \frac{dt'}{(t_0 + t - t')} e^{-\frac{x^2+y^2}{4a(t_0+t-t')} - b(t-t')}. \quad (7)$$

Применим $t'' = t_0 + t - t'$. Следовательно, $dt'' = -dt'$. И выполним замену $\lambda = ac\rho$. Получим

$$T(x, y, z\, t) = \frac{q}{4\pi\lambda\delta} \int_{t_0}^{t_0+t} \frac{dt''}{t''} e^{-\frac{x^2+y^2}{4at''} - b(t''-t_0)}. \quad (8)$$

Если источник движется со скоростью v по оси Ox, то уравнение (8) имеет вид

$$T(x, y, t) = \frac{q}{4\pi\lambda\delta} e^{bt_0 - \frac{vx}{2a}} \int_{t_0}^{t_0+t} \frac{dt''}{t''} e^{-\frac{x^2+y^2}{4at''} - t''\left(b + \frac{v^2}{4a}\right)}, \quad (9)$$

где λ — теплопроводность, Вт/(см·К).

Если время действия t достаточно небольшое, а при плазменном упрочнении оно равно $10^{-6}...10^{-1}$ с [1], то можно принять $b = 0$, тогда уравнение (8) будет иметь вид

$$T(x, y, z, t) = \frac{q}{4\pi\lambda\delta} \int_{t_0}^{t_0+t} \frac{dt''}{t''} e^{-\frac{x^2+y^2}{4at''}}. \quad (10)$$

Для упрощения решения интеграла (10) введем новую переменную u:

$$u = -\frac{x^2+y^2}{4at''}; \quad du = \frac{4at''}{x^2+y^2} u^2 dt.$$

Получим уравнение распределения температуры для мгновенного нормально-кругового источника

$$T(x, y, z, t) = \frac{q}{4\pi\lambda\delta} \int_{u_2}^{u_1} \frac{du}{u} e^u, \quad (11)$$

где $u_1 = -\frac{x^2+y^2}{4at_0}$; $u_2 = -\frac{x^2+y^2}{4a(t_0+t)}$.

Интеграл уравнения (11) можно выразить через интегральную показательную функцию Ei(x):

$$T(x, y, z, t) = \frac{q}{4\pi\lambda\delta}\left(\mathrm{Ei}(u_2) - \mathrm{Ei}(u_1)\right). \quad (12)$$

Тогда конечное уравнение распределения температуры от центра пятна нагрева с постоянным временем t_0 будет иметь вид

$$t(x, y, z) = \frac{q}{4\pi\lambda\delta}\left(\mathrm{Ei}\left(-\frac{x^2+y^2}{4at_0}\right) - \mathrm{Ei}\left(-\frac{x^2+y^2}{4a(t_0+t)}\right)\right). \quad (13)$$

Методика выполнения эксперимента

В качестве образцов использовали пластины размером 80 × 40 × 1,2 мм из стали Ст3. Работу выполняли на установке, которая включает в себя источник питания KempiPSS5000, осциллятор TU50 (блок управления аргонно-дуговой сваркой), пульт дистанционного управления C110D, цифровой анализатор MU10 (для фиксации значений силы тока и напряжения), систему охлаждения WU10, баллонную установку с плазмообразующим газом (аргоном), плазматрон. Для определения геометрических размеров пятна нагрева проводили эксперименты при стационарном горении плазменной дуги в течение фиксированного отрезка времени. При разных тепловых режимах фиксировали размеры пятна нагрева при различном времени нагрева t с помощью температурно-индикаторных карандашей Tempilstik 200, 300 °С, а именно радиусы зон поверхности, которые нагреваются до 200...300 °С.

Погрешность измерения температуры составила + 5 °С. Точность измерения радиусов зон нагрева до 200 и 300 °С (рис. 4) составляла + 0,05 мм. На обратной стороне пластины также наносили линии индикаторными карандашами "Tempilstik" 200 и 300 °С (рис. 4...6). На рис. 5 приведены изображения двух сто-

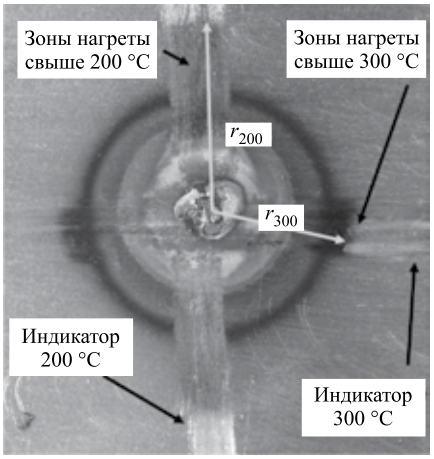


Рис. 4. След от дуги на обратной стороне пластины при нагреве до температур 200 и 300 °С

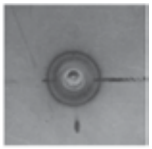
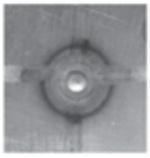
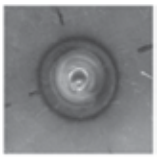
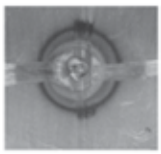
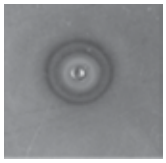
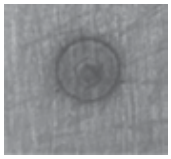
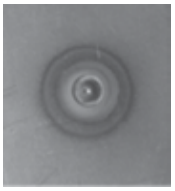
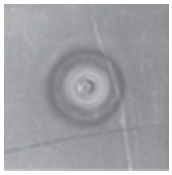
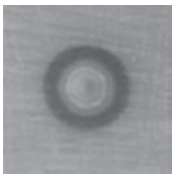
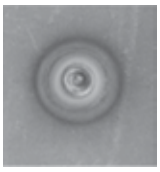
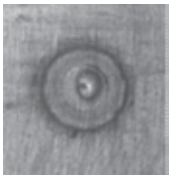
Режим	Лицевая сторона (воздействия плазмы) пластины	Обратная сторона пластины
1		
2		
3		
4		
5		
6		
7		

Рис. 5. Пятна нагрева при различных режимах горения дуги (см. табл. 1)

рон пластины после действия дуги при различных мощностях и времени ее действия (табл. 1). Измеренные значения радиусов, приведенные в табл. 1, подставляли в уравнение (13). Решив это уравнение при температуре T, равной 200 и 300 °С, получили значение t_0.

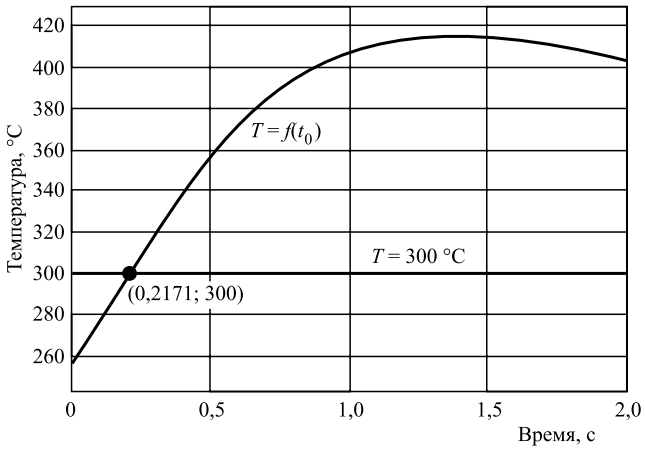


Рис. 6. Графики функций $T = f(t_0)$ и T = 300 °С при I = 70 А

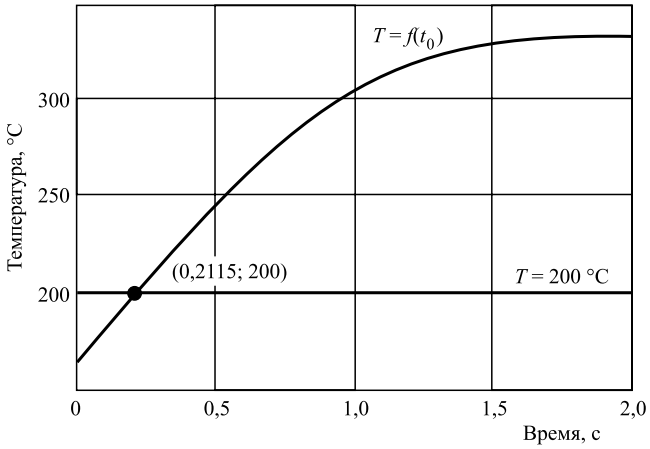


Рис. 7. Графики функций $T = f(t_0)$ и T = 200 °С при I = 70 А, времени действия дуги t = 2,1 с, r_{200} = 0,92 см

Так как уравнение (13) содержит интегральную показательную функцию Ei(x), то его легче решать графическим способом: построить графики функций $T = f(t_0)$, T = 200 °С, T = 300 °С и найти точки пересечения графика $T = f(t_0)$ с графиками T = 200 °С и T = 300 °С, соответствующие значениям t_0, в среде Mathlab. В данной работе для нахождения t_0 и построения 2D-, 3D-графиков применена программа Mathlab (версия 13).

При расчете принимали теплопроводность λ = =0,38 Вт/(см·К). Удельная теплоемкость $c\rho$ = 4,8 см^3/К (для низкоуглеродистых сталей [7]).

На рис. 6, 7 приведены графики функций $T = f(t_0)$, T = 200 °С, T = 300 °С при I = 70 А и времени горения дуги t = 2,1 с. Полученные с их использованием значения t_0 подставили в уравнения (5) и

$$r = 2\sqrt{3at_0}. \qquad (14)$$

В результате расчетным способом получили геометрические размеры действительного пятна нагрева и ко-

Таблица 1

Результаты испытаний на стационарный нагрев поверхности изделия при различных режимах горения плазменной дуги

Номер режима	Ток, А	Напряжение, В	Время горения дуги, с	Измеренный радиус, мм		Расчетное значение t_0, с	
				зоны нагрева свыше 200 °С	зоны нагрева свыше 300 °С	зоны нагрева свыше 300 °С	зоны нагрева, свыше 200 °С
1	70	17,5	2,1	9,2	8,17	0,2171	0,2115
2	70	17,5	3,95	12,35	10,95	0,2079	0,2217
3	70	17,5	5,96	15	13,35	0,2217	0,1894
4	80	18,5	1,3	—	7,1	0,2587	—
5	80	18,5	2,46	—	9,2	0,2540	—
6	90	19,2	1,35	—	7,65	0,3076	—
7	90	19,2	2,63	—	10,15	0,2855	—

Таблица 2

Средние значения радиуса пятна нагрева *r* и коэффициента сосредоточенности источника

Ток, А	$t_{0\,ср}$	*k*	*r*
70	0,21155	14,5861	0,4483
80	0,25635	12,3187	0,4935
90	0,29655	10,6488	0,5308

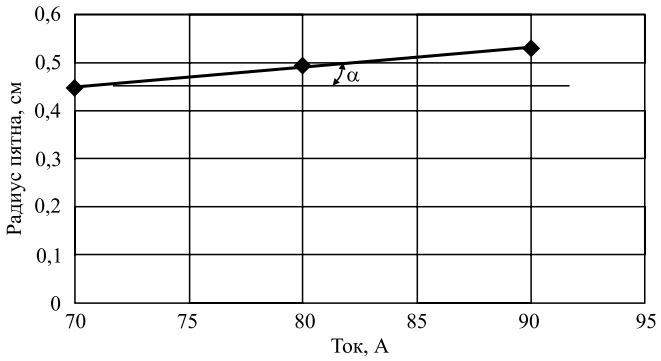


Рис. 10. Зависимость радиуса пятна нагрева от тока в диапазоне 70...90 А

эффициенты сосредоточенности плазменного источника тепла в диапазоне силы тока дуги 70...90 А (табл. 1, 2).

На рис. 8 (см. с. 3 обл.) приведены 3D-изображения распределения температур на пластине при $I = 70$ А и времени действия дуги $t = 2{,}1$ с и контуры пятна, при которых достигаются температуры 200 и 300 °С. На рис. 9 (см. с. 3 обл.) приведены 3D-изображения распределения удельного теплового потока плазменной дуги по пятну нагрева при силе тока 70 и 90 А. Зависимость радиуса пятна нагрева от силы тока в диапазоне 70...90 А приведена на рис. 10.

Обсуждение результатов эксперимента

Хорошо видно (по цветам побежалости), что с увеличением времени горения дуги общий контур отпечатка дуги на поверхности металла увеличивается (см. рис. 5). След от плазменного дугового воздействия на поверхность металла, если его рассматривать с классической позиции [1—6] как пятно нагрева, неоднороден с точки зрения тепловой обстановки [11].

В центре общего контура отпечатка дуги при всех экспериментах четко зафиксирована литая зона оплавления, близкая по форме к кругу, которая увеличивается с увеличением не только силы тока, но и длительности горения дуги. В то же время видно, что несмотря на увеличение силы тока дуги и времени горения ядро этой зоны увеличивается незначительно, при этом волны кристаллизации под действием газодинамического напора дуги растекаются по поверхности большого радиуса и создают иллюзию резкого увеличения оплавленной зоны (см. рис. 5, *б*, режим 2). За контуром оплавленной зоны (границей волн кристаллизации) четко видна зона серого цвета, покрытая мелкой рябью. Снимки этой области в электронном микроскопе показывают, что на поверхности металла в этой зоне находятся продукты конденсации в виде мелких шарообразных объектов. Образование полосы конденсации материала обусловлено интенсивным испарением металла в центре действия дуги и при последующем отключении дуги осаждением продуктов испарения за пределами оплавленной зоны [11]. Видно, что радиус пятна нагрева плазменной дуги в аргоне (прямая полярность, длина дуги 5 мм, расход аргона 10 л/мин) линейно зависит от тока. Для исследуемого диапазона тока зависимость истинного радиуса пятна нагрева от тока дуги хорошо описывается алгебраическим уравнением прямой типа

$$r = \gamma i, \qquad (15)$$

где i — ток дуги, А; r — пятно нагрева, см; γ — угловой коэффициент, определяется тангенсом угла наклона прямой α (см. рис. 10):

$$\gamma = \operatorname{tg}\alpha = \frac{0{,}5308 - 0{,}4483}{90 - 70} = 0{,}004485. \qquad (16)$$

Полученное значение радиуса пятна нагрева можно использовать для моделирования в других программах. В данной работе использована программа Visual-Environment 8.6. Для проведения расчета при плазменной закалке в среде Visual-Environment была построена в программе Autodesk Inventor 10 геометрическая модель в виде пластины, изготовленной из стали S355 (Ст3), размером 80 × 30 × 5 мм и экспортирована в виде файла *.igs. Конечно-элементная модель создана в Visual Mesh 8.6.

Для описания процесса плазменной поверхностной закалки применен источник, описывающийся гауссовой 2D-функцией,

$$Q(x, y, z) = Q_0 \exp\left[-\frac{x^2 + y^2}{r_0^2}\right]. \qquad (17)$$

Этот тип источника особенно подходит для моделирования процесса поверхностной закалки [18].

Уравнение для описания источника записано в файле *.fct (рис. 11) программы. В данной программе позволяется изменять математическое уравнение источника.

В данном случае коэффициент сосредоточенности k в программе Visual-Environment 8.6:

$$k = 1/r_0'^2, \qquad (18)$$

где r_0' — радиус пятна нагрева для введения в программу, см.

Значение r_0', см, при $I = 90$ А:

$$r_0' = 1/\sqrt{k} = 1/\sqrt{10{,}6488} = 0{,}307. \qquad (19)$$

Можно изменить уравнение источника данной программы, чтобы прямо применить значение радиуса пятна нагрева, полученное по представленной методике. Тогда режим процесса поверхностного упрочнения задается следующими параметрами: пластина из стали S355 (низкоуглеродистой стали); ток 90 А; напряжение 20 В; толщина пластины 10 мм; скорость перемещения плазматрона 5 мм/с; радиус пятна нагрева 0,307 см.

```
TABLE : J02_PATH-1 Surface Power Source
1/FORTRAN
      FUNCTION F(X)
C
C F = Q0 * exp(–R^2/R0^2) with
C R^2 = (XX – X0)^2 + (YY – Y0 – VY*T)^2
C
      DIMENSION X(4)
C
C Input
C
      XX = X(1) ; X Coordinate
      YY = X(2) ; Y Coordinate
      ZZ = X(3) ; Z Coordinate (not used)
      TT = X(4) ; Time
```

Уравнение источника

Рис. 11. Уравнение источника тепла, используемое в программном модуле Visual Weld

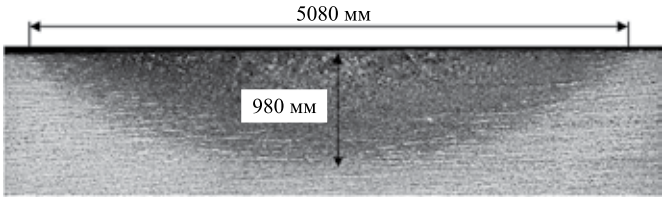


Рис. 14. Поперечный шлиф образца, обработанный по режиму: ток 90 А; напряжение 20 В; скорость перемещения плазматрона 5 мм/с; радиус пятна нагрева 0,307 см; толщина пластины 10 мм

Результаты расчетов в программе с учетом значения радиуса пятна нагрева, определенного по рассмотренной методике, представлены на рис. 12, 13 (см. с. 4 обл.). Сравнение результатов расчета с экспериментом (рис. 14) показывает хорошее совпадение геометрических размеров упрочненной зоны.

Таким образом, разработанная методика позволяет, совмещая экспериментальные и расчетные данные, определять истинные значения радиуса пятна нагрева плазменной электрической дуги, горящей в аргоне, при поверхностной обработке металлов. На основе метода источников [6] построено уравнение для описания распределения температуры при непрерывном действии стационарного (неподвижного) распределенного источника. Данное распределение математически описано с помощью интегральной показательной функции.

Выводы

Методика, разработанная на основе метода функций источников и экспериментов, позволяет определить истинный геометрический размер пятна нагрева распределенного источника тепла применительно к плазменному поверхностному упрочнению. Это позволит в дальнейшем оценить коэффициент сосредоточенности источника тепла и регулировать технологические параметры в процессе поверхностной обработки и сварки.

Распределение температуры при непрерывном действии стационарно распределенного источника описывается уравнением (13).

Пятно нагрева и коэффициент сосредоточенности плазменной дуги в диапазоне тока 70...90 А линейно зависит от электрической мощности плазменной дуги.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Балановский А.Е.** Основные вопросы теории плазменного поверхностного упрочнения металлов: Обзор. Ч. 1 // Упрочняющие технологии и покрытия. 2015. № 12. С. 18—30.

2. **Rosenthal D.** Etude the orique du regime thermique pendant la soudre a l'arce // Congres national des sciences, 2 eme. Bruxelles, 1935. P. 1277—1292.

3. **Rosenthal D., and Schmerber R.** Thermal study of arc welding // Welding Journal. 1938. No 7. P. 2—8.

4. **Rosenthal D.** Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting // Welding lournal. 1941. No 5. P. 220—234.

5. **Rosenthal D.** The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments // Transactions of the American Society of Mechanical Engineers. 1948. No 61. P. 849—866.

6. **Рыкалин Н.Н.** Расчеты тепловых процессов при сварке. М.: Машгиз, 1951. 296 с.

7. **Тихонов А.Н., Самарский А.А.** Уравнения математической физики. М.: Наука, 1977. 735 с.

8. **Негода Е.Н.** Тепловые процессы при сварке: Учеб. пособие. Владивосток: Изд-во ДВГТУ, 2008. 125 с.

9. **Балановский А.Е.** Плазменное поверхностное упрочнение металлов. Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2006. 180 с.

10. **Анализ** причин изменения геометрии зоны проплавления при сварке неплавящимся электродом сталей с пониженным содержанием серы / М.А. Шолохов, С.М. Шанчуров, А.М. Фивейский, С.А. Шакуров // Сайт svarkainfo.ru-УГТУ-УПИ-(Екатеринбург), http://svarkainfo.ru/rus/lib/blog/?aid = 13&docId = 479 (дата обращения 9.10.2008)

11. **Балановский А.Е.** Визуализация процесса нагрева и плавления металла в анодной области при дуговом разряде с неплавящимся электродом // ТВТ. 2016. Т. 54. № 5. С. 1—5.

12. **Лазерные** технологии обработки материалов: современные проблемы фундаментальных исследований и прикладных разработок / под ред. В.Я. Панченко. М.: Физматлит, 2009. 664 с.

13. **Взаимодействие** лазерного излучения с веществом. Силовая оптика / В.П. Вейко, М.Н. Либенсон, Г.Г. Червяков, Е.Б. Яковлев; под ред. В.И. Конова. М.: Физматлит, 2008. 312 с.

14. **Действие** излучения большой мощности на металлы / С.И. Анисимов, Я.А. Имас, Г.С. Романов, Ю.В. Ходы. М.: Наука, 1970. 272 с.

15. **Шоршоров М.Х., Барашков А.С.** К оценке эффективного радиуса подвижного нормально-кругового источника на поверхности плоского слоя по ширине зоны проплавления // Сварочное производство. 1990. № 8. С. 40—42.

16. **Судник В.А., Иванов А.В.** Математическая и компьютерная модели источника теплоты при МАГ-сварке в газовых смесях. САПР и экспертные системы в сварке // Изв. тульского государственного технического университета. Тула, 1995. С. 108—118.

17. **Гладков Э.А., Бабкин А.С.** Определение эффективного радиуса пятна нагрева электрических дуг // Сварочное производство. 2005. № 1. С. 10—14.

18. **Исследование** зависимости параметров упрочненной дорожки от скорости перемещения при плазменной закалке в среде visual-environment 8.6 / Гюи Ву В., В.А. Козлов, С.И. Мухомедзянов, А.Е. Балановский // Матер. докл. 5 Всерос. науч.-техн. конф. с междунар. участием "Жизненый цикл конструкционных материалов". Иркутск, 27—30 апреля 2015 г. С. 40—42.

УДК 621.785.5

В.П. Панков, А.В. Баженов, Д.В. Панков, И.П. Шепеть
(Научно-производственное предприятие "Плазма", г. Ставрополь)
E-mail: pankovvp6@list.ru

Исследование электропроводности плазменных покрытий на углеродном волокне*

Представлены результаты исследований по разработке углеродных высокоактивированных лент с одновременно высокими показателями емкости, электропроводности, теплостойкости. Приведены методика теоретической оценки электропроводности пространственно распределенных материалов, описаны экспериментальные исследования погонного сопротивления углеродного волокна без покрытия и с плазменным покрытием на основе алюминия.

Ключевые слова: *ионистор, силовая электроника, плазменное покрытие, углеродное волокно, емкость, электропроводность, погонное сопротивление.*

The results of studies on the development of carbon high-activated tapes with high performance capacity, conductivity, heat resistance. The technique of theoretical estimation of spatially distributed electrical conductivity of materials, experimental studies of the linear resistance of the carbon fiber without coating and plasma coating based on aluminum.

Keywords: *ionistor, power electronics, plasma coating, carbon fiber, capacitance, conductivity, resistance per unit length.*

Расширение области применения ионисторов — электролитических конденсаторов большой емкости — на транспорте, электромобилях, в ветроэнергетике и силовой электронике привело к необходимости повышения их эксплуатационных характеристик за счет совершенствования физико-химических свойств материалов, применяемых при их производстве [1—3].

В качестве электродов ионисторов используются высокопористые угольные материалы (в отличие от алюминиевых электродов у обычных электролитиче-

* Работа выполнена при поддержке Фонда содействия развитию малых форм предприятий в научно-технологической сфере (грант № 11912р/21584 от 13.05.2013).

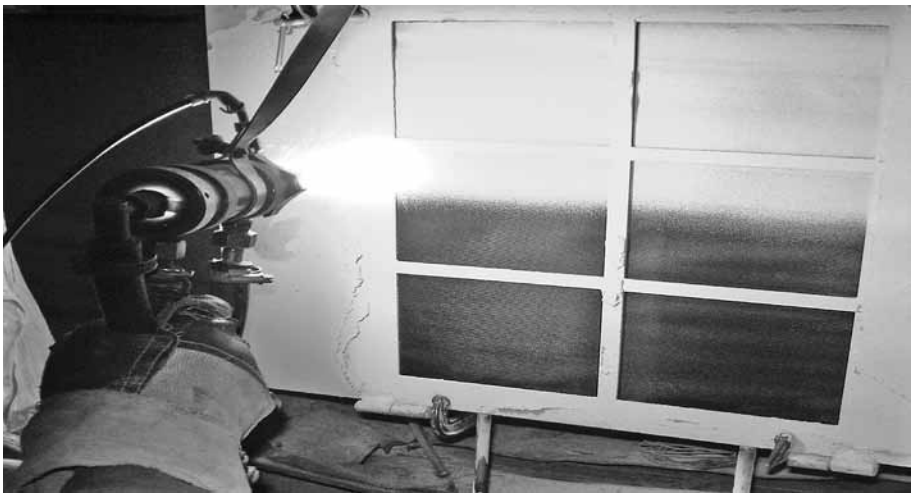


Рис. 1. Технологический процесс нанесения плазменного покрытия

ских конденсаторов), площадь поверхности и проводимость которых должны быть как можно выше. Однако в силу особенностей углерода их площадь поверхности (степень активации) и электрическая проводимость обратно пропорциональны.

Цель исследований — разработка углеродных высокоактивированных лент с одновременно высокими показателями емкости, электропроводимости, теплостойкости.

Плазменные алюминиевые покрытия наносили (НПП "Плазма" совместно с ООО "Ассоциация Полиплазма" г. Санкт-Петербург) на углеродные активированные ткани и ленты "Бусофит", "Бусофит-Л" Светлогорского производственного объединения "Химволокно" и "Углен-9", "Грален" ООО "Балаково Карбон Продакшн" (табл. 1). Технологический процесс нанесения плазменного покрытия показан на рис. 1.

Проведенные исследования по совершенствованию химико-физических свойств углеродных волокон за счет нанесения на них плазменных покрытий с высокими показателями электрической проводимости показали, что такие покрытия не должны существенно изменять (снижать) эксплуатационные свойства углеволокна [4].

Для нанесения покрытий использовали установку воздушно-плазменного напыления УВПН-40, в состав которой входили источник питания АПР-404, плазматрон ПН-В1, дозатор подачи Д-40(М). Напыление проводили в среде аргона для исключения окисления компонентов механической порошковой смеси при высокой температуре при токе I = 120...200 А, напряжении U = 200 В. Использовали порошок алюминия грануляцией 50...100 мкм. Толщина покрытий составляла 20...250 мкм.

Методика теоретической оценки электропроводности пространственно распределенных материалов основана на реализации дифференциального закона Ома и предполагает измерение электрического сопротивления участка контролируемого объекта. Измерение проводится в ортогональных плоскостях с использованием источника напряжения постоянного тока.

При исследовании электропроводности плазменных покрытий на углеродном волокне рассматривали электрическое поле постоянного тока. Движение заряда в неподвижных проводящих средах или проводниках характеризуется токами и магнитным полем. Поскольку постоянный ток — это движение зарядов с постоянной скоростью, в диэлектрике, окружаю-

Таблица 1

Сравнительные характеристики углеволокна

Характеристика	"Бусофит", "Бусофит-Л", "Углен-9", "Грален" ТУ BY 400031289.160—2006			"Бусофит" ТУ РБ 00204056-108—95
	Тип С	**Тип Т**	**Тип Т-040**	**Тип Т-055**
Поверхностная плотность, г/м²	200 ± 30	380±50	240 ± 25	200±25
Ширина ленты, мм (можно изменять под заказ)	75± 5 135±5	130±5 155^{+5}_{-3}	49 ± 3	48 ± 3
Разрывная нагрузка по основе, Н, не менее	250	350	350	200
Удельная электрическая емкость, Ф/см², не менее	85	300	Не измеряется	Не измеряется
Удельное объемное электрическое сопротивление (по основе), Ом·см, не более	0,05	0,40	—»—	—»—
Напряжение разомкнутой цепи, В, не менее	Не измеряется	1,2	—»—	—»—
Содержание золы, %, не более	3,0	3,0	0,5	0,5
Адсорбционная активность по йоду, %	70...100	105...125	110	130
Предельный объем сорбционного пространства по парам бензола, см³/г	0,25...0,35	0,35...0,50	0,35	0,55

щем проводник с постоянным током, и внутри самого проводника возникают стационарные электрическое и магнитное поля [5]. Так как магнитное поле постоянного тока не зависит от времени, явление электромагнитной индукции отсутствует. Следовательно, стационарное магнитное поле не оказывает влияния на электрическое поле постоянного тока и эти поля можно рассматривать отдельно.

Из полной системы уравнений Максвелла выберем только те уравнения, которые описывают электрическое поле постоянного тока в проводящей среде. С учетом замкнутости силовых линий магнитного поля получим

$$\operatorname{div}\overline{J} = \operatorname{div}\operatorname{rot}\overline{H} = 0, \qquad (1)$$

где $\overline{J}$ — вектор плотности токов проводимости; $\overline{H}$ — вектор напряженности магнитного поля.

Тогда уравнения Максвелла для электрического поля постоянного тока примут вид

$$\begin{aligned} &\operatorname{div}\overline{J} = 0; \\ &\operatorname{rot}\overline{E} = 0, \end{aligned} \qquad (2)$$

где $\overline{E}$ — вектор напряженности электрического поля.

Как следует из второго уравнения системы (2), электрическое поле постоянного тока является безвихревым потенциальным полем, как и поле электростатическое. Из первого уравнения системы (2) следует, что линии вектора плотности тока непрерывны и замкнуты. При этом вектор плотности истинного тока (тока проводимости)

$$\overline{J}_{\text{пр}} = \sigma\overline{E}, \qquad (3)$$

где σ — удельная проводимость.

Одно из основных отличий электрического поля постоянного тока от электростатического обусловлено наличием внешних источников энергии неэлектростатического происхождения, без которых невозможно возникновение тока. В области действия этих источников, характеризуемых сторонней напряженностью $E_{\text{ст}}$, плотность тока будет определяться соотношением

$$\overline{J} = \sigma\left(\overline{E} + \overline{E}_{\text{ст}}\right). \qquad (4)$$

Выражение (3) представляет собой закон Ома в дифференциальной форме. Соотношение (4) является обобщенным законом Ома, или вторым законом Кирхгофа, в дифференциальной форме.

Полный ток, протекающий между электродами, определяется выражением

$$I = \int_S \overline{J}\,dS, \qquad (5)$$

где S — площадь поперечного сечения участка проводника между электродами, зависящая от его геометрических размеров.

Если предположить, что плотность электрического тока неравномерно распределена по поверхности между электродами, то существует возможность увеличения силы тока за счет выравнивания плотности тока по всем траекториям, соединяющим контакты, до максимального значения, соответствующего прямой линии.

Для построения линий токов в проводящей среде, вызванных подключением внешнего источника напряжения постоянного тока, воспользуемся аналитическими выражениями для определения эквипотенциальных поверхностей и силовых линий электростатического поля двух заряженных осей. Уравнением эквипотенциали двух заряженных осей является соотношение

$$k = \frac{r_2}{r_1} = \text{const}, \qquad (6)$$

где r_1 — радиус окружности с центром в точке подключения первого электрода; r_2 — радиус окружности с центром в месте крепления второго электрода; k — коэффициент пропорциональности.

Данному выражению соответствует окружность

$$(x - x_{\text{ц}})^2 + (y - y_{\text{ц}})^2 = R^2, \qquad (7)$$

где $x_{\text{ц}}, y_{\text{ц}}$ — координаты центра окружности; R — ее радиус.

Для моделирования эквипотенциальных поверхностей и силовых линий поля воспользовались интегрированным пакетом Matlab. Выбор данного пакета обусловлен его широкими возможностями для проведения различных математических расчетов и визуализации результатов графическими средствами.

На рис. 2 представлены полученные в процессе моделирования графики эквипотенциальных поверхностей и силовых линий электростатического поля. Эквипотенциальные поверхности и линии токов пред-

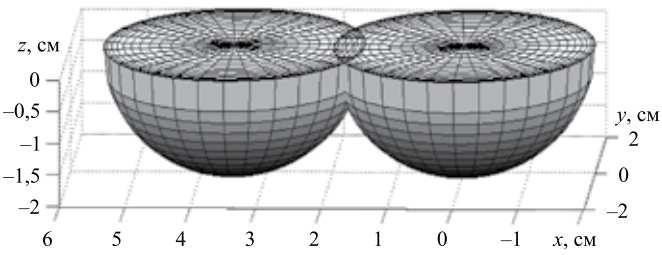


Рис. 2. Эквипотенциальные поверхности и силовые линии электростатического поля

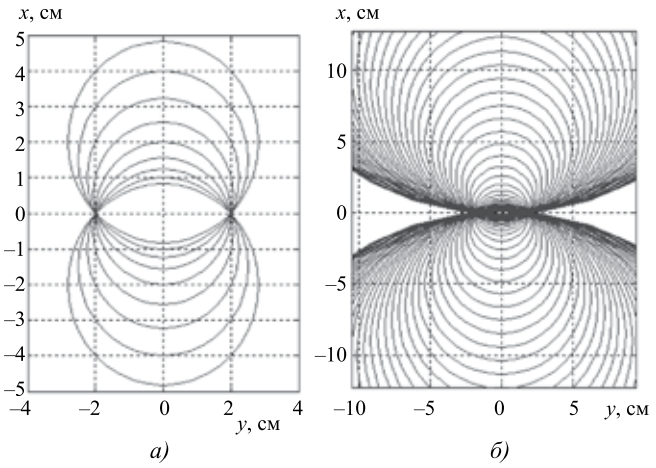


Рис. 3. Линии тока на поверхности проводника с разным шагом смещения центра сферы:
а — шаг смещения 2; *б* — шаг смещения 10

ставляют собой усеченные сферы. На рис. 3 показаны моделируемые линии тока на поверхности проводника с разным шагом смещения центра сферы.

Из рис. 2, 3 следует, что геометрические размеры исследуемого материала, расстояние между электродами и размеры электродов оказывают существенное влияние на локальные плотности электрического тока. Допустимо предположить, что нанесение плазменного покрытия из высокопроводящего материала увеличит и выровняет плотность электрического тока по всей поверхности углеродного волокна и тем самым увеличит его электропроводность в районе контактов.

Экспериментальные исследования должны подтвердить гипотезу о неравномерности плотности электрических токов в углеродном волокне и увеличении электропроводности материала за счет плазменного покрытия.

При производстве и практическом применении углеродных лент значительной длины использование погонного сопротивления как характеристики покрытия более корректно, чем удельного объемного электрического сопротивления (по основе).

Для проведения экспериментальных исследований была разработана установка, состоящая из источника постоянного тока DS Power supply PS-1502 DD с регулировкой силы тока и выходного напряжения, микроамперметра Ф195, образцов углеродного волокна без покрытия и с плазменным покрытием. Использовались медные контакты со стороны плюса источника питания с размерами 1 × 1; 2 × 2; 3 × 3 и 5 × 5 см.

В процессе эксперимента варьировали: напряжение, подаваемое на исследуемый материал; размер контактной площадки (площадь контакта); расстояние между контактами.

Измеряемым параметром являлась сила тока, протекающего по исследуемому образцу (как по поверхности, так и внутри углеродного волокна). Дифференциальное сопротивление участка цепи, отражающее электропроводность материала, влияет на силу тока через выражения (1) ... (5).

Результаты экспериментальных исследований образцов углеволокна без покрытия представлены в табл. 2 и на рис. 4 ... 8.

Таблица 2

Результаты исследований (сила тока, А)

Площадь контакта, м²	Расстояние между контактами, м								
	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
U = 0,3 В									
0,0025	0,00637	0,00602	0,00541	0,00512	0,00492	0,005	0,00507	0,00497	0,00467
0,0009	0,00636	0,00656	0,00528	0,00502	0,00514	0,00499	0,00484	0,0044	0,0043
0,0004	0,00553	0,00557	0,00543	0,00486	0,00547	0,00497	0,00464	0,00429	0,0038
0,0001	0,00432	0,00413	0,00366	0,00351	0,00376	0,00332	0,00407	0,00313	0,0029
U = 0,5 В									
0,0025	0,0112	0,01028	0,01005	0,00937	0,00899	0,00870	0,00849	0,00820	0,00810
0,0009	0,0112	0,01049	0,01034	0,00964	0,00932	0,00820	0,00836	0,00776	0,00797
0,0004	0,01167	0,01059	0,00955	0,0089	0,00912	0,00761	0,00838	0,00737	0,00748
0,0001	0,00724	0,00717	0,00631	0,00684	0,0077	0,00753	0,00742	0,0065	0,00608
U = 0,7 В									
0,0025	0,01489	0,01489	0,01444	0,0138	0,0129	0,01263	0,01187	0,01148	0,01084
0,0009	0,0178	0,01636	0,0152	0,0138	0,01212	0,01188	0,01186	0,01134	0,01094
0,0004	0,0158	0,0151	0,014	0,01216	0,01195	0,01079	0,01057	0,01036	0,01013
0,0001	0,01495	0,01268	0,01078	0,01059	0,0095	0,00959	0,00996	0,00979	0,0095

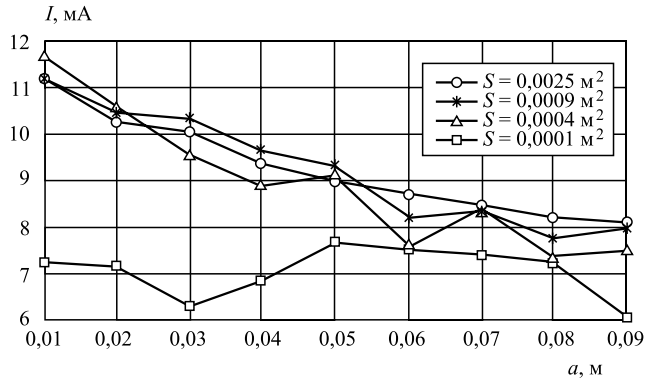


Рис. 4. Влияние площади контакта *S* и расстояния между контактами *a* на силу тока при *U* = 0,5 В

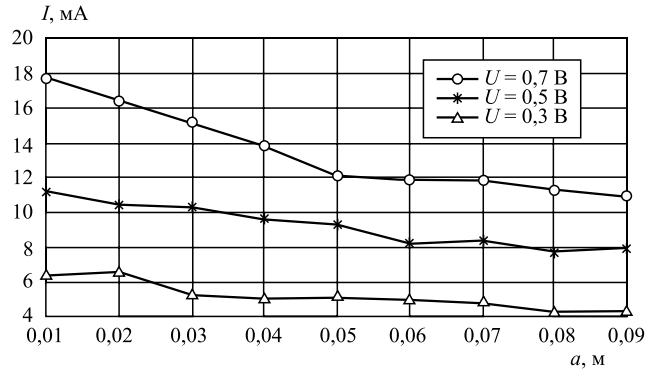


Рис. 5. Влияние расстояния между контактами *a* на силу тока при площади контактной площадки *S* = 0,0009 м²

Таблица 3

Результаты исследований зависимости силы тока, А, от прикладываемого напряжения *U* и расстояния между контактами с различной площадью контакта

Площадь контакта, м²	Расстояние между контактами, м					
	U = 0,3 В		*U* = 0,5 В		*U* = 0,7 В	
	0,01	0,09	0,01	0,09	0,01	0,09
0,0025	0,29	0,30	0,47	0,45	0,63	0,61
0,0009	0,31	0,28	0,48	0,45	0,64	0,63
0,0004	0,30	0,28	0,48	0,46	0,64	0,63
0,0001	0,29	0,27	0,48	0,46	0,65	0,62

Таблица 4

Средние значения сопротивления образца с плазменным покрытием *R*, Ом

Площадь контакта, м²	Расстояние между контактами, м					
	U = 0,3 В		*U* = 0,5 В		*U* = 0,7 В	
	0,01	0,09	0,01	0,09	0,01	0,09
0,0025	1,03	1,11	1,06	1,11	1,11	1,14
0,0009	0,96	1,07	1,04	1,11	1,09	1,11
0,0004	1,00	1,07	1,04	1,08	1,09	1,11
0,0001	1,03	1,11	1,04	1,08	1,07	1,13

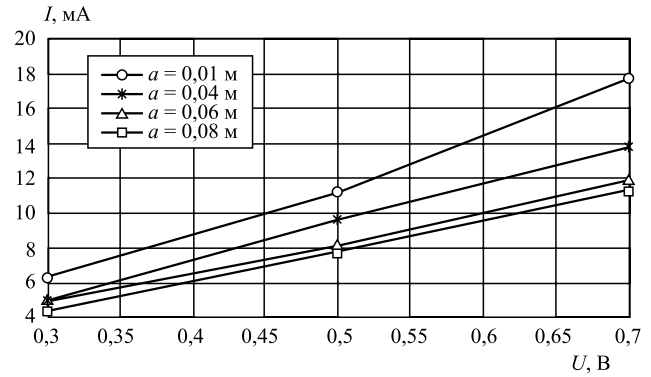


Рис. 6. Влияние разности потенциалов между контактами на силу тока при площади контактной площадки *S* = 0,0009 м²

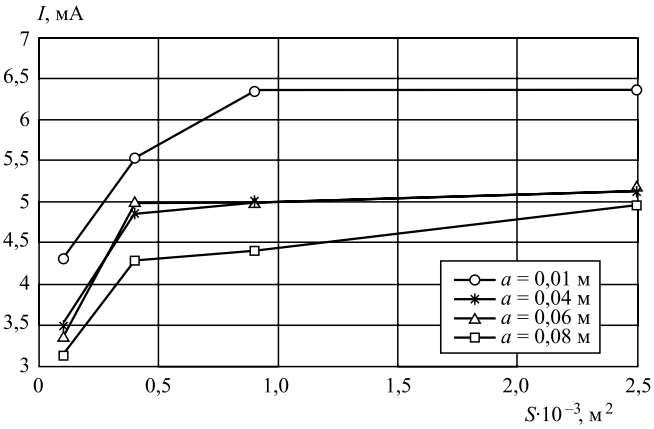


Рис. 7. Влияние площади контакта и расстояния между контактами *a* на силу тока при *U* = 0,3 В

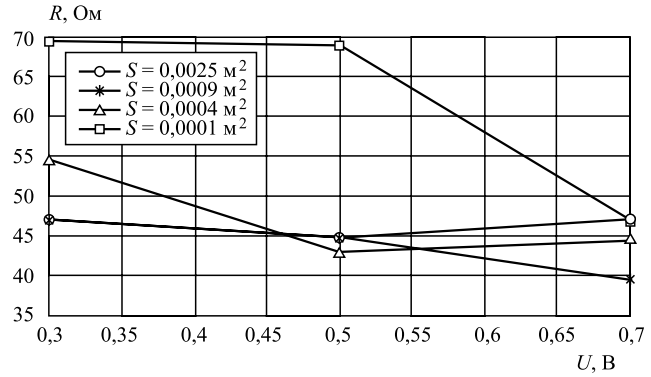


Рис. 8. Зависимость погонного сопротивления углеволокна от площади контакта

В аналогичных условиях проведены исследования образца с плазменным покрытием. В табл. 4, 5 представлены результаты эксперимента.

Экспериментальные значения погонного сопротивления углеродного волокна ((4400±300) Ом/м) без покрытия сопоставимы с аналогичными характеристиками лент "Бусофит", "Бусофит-Л" (Светлогорское производственное объединение "Химволокно"), "Углен-9", "Гра-

лен" (ООО "Балаково Карбон Продакшн"). Увеличение погонного сопротивления для контактной площадки с минимальной площадью $S = 0{,}0001$ м^2 связано с недостаточным прижимом контакта к поверхности углеволокна. Погонное сопротивление углеродного волокна с плазменным покрытием составляет 1,1 Ом/м [6].

Выводы

1. Площадь контактной площадки и расстояние между контактами существенно влияют на силу тока, протекающего между контактами по углеродному волокну. Данный факт подтверждает неоднородность плотности электрического тока в углеродном волокне.

2. Плазменное покрытие углеродного волокна обеспечивает однородность плотности электрического тока по поверхности углеволокна. При этом уменьшается дифференциальное сопротивление и, следовательно, значительно увеличивается электропроводность материала.

3. Углеродное волокно с плазменным покрытием может быть использовано для изготовления электродов ионисторов, при этом предполагается уменьшение эквивалентного последовательного сопротивления (ESR) с сохранением данного параметра стабильным в течение длительного времени.

4. Углеродное волокно с плазменным покрытием имеет незначительное погонное сопротивление — около 1,1 Ом/м.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Жидков В.Е., Панков В.П.** Металлические покрытия для повышения долговечности деталей бытовых машин // Наука Парк. 2013. № 6 (16). С. 81—87.

2. **Жидков В.Е., Панков В.П., Соловьев В.А.** Материалы для оборудования пищевых производств // Наука Парк. 2014. № 2-2 (22). С. 38—42.

3. **Панков В.П., Баженов А.В., Соловьев В.А.** Анализ микроволнового излучения печей СВЧ с разработкой технологических мероприятий по его снижению // Наука Парк. 2014. № 2-2 (22). С. 47—51.

4. **Физико-химическое** взаимодействие материалов в процессе газотермического напыления / В.П. Панков, В.А. Соловьев, И.П. Шепеть, А.В. Баженов // НаукаПарк. 2015. № 3 (33). С. 66—71.

5. **Зима Т.Е.** Теоретические основы электротехники. Основы теории электромагнитного поля. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2005. 198 с.

6. **Пат. 2511146 РФ.** Способ нанесения теплозащитного электропроводящего покрытия на углеродные волокна и ткани / Панков В.П., Баженов А.В., Панков Д.В. и др. Опубл. 10.04.14. Бюл. № 10.

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 *Беликова Е.И.* Корректор *Сажина Л.И.*
Сдано в набор 30.11.2016 г. Подписано в печать 25.01.17 г. Формат 60×88 1/8.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
Отпечатано в ООО "Канцлер", 15008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49
Оригинал-макет: ООО "Адвансед солюшнз". 119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1
Сайт: **www.aov.ru**