

# УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ПОКРЫТИЯ

Том 17  
2021  
№ 2 (194)  
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.  
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.  
С.А. КЛИМЕНКО, 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.В. СЛЕПЦОВ, 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.

Ян СУХАНЭК  
Мариан СЧЕРЕК

Войтек ХОМИК

**Редакция:**

О.С. ЛУКАШЕНКО

А.В. ОРЛОВА

Е.А. СЕРИКОВА

## СОДЕРЖАНИЕ



### ОБЩИЕ ВОПРОСЫ УПРОЧНЕНИЯ

Глазунов Д.В., Кротов В.Н., Черкесов Е.Ю. Способы упрочнения бандажей колесных пар ..... 51

Гурьянов Г.Н. Графический способ определения предельных и допустимых значений коэффициентов вытяжки и трения, напряжения, угла волочения и дельта-критерия формы очага пластической деформации ..... 55

Табаков В.П., Чихранов А.В., Долженко Я.А. Формирование структурных параметров и механических свойств многоэлементных покрытий на основе нитрида ниобия в различных условиях осаждения ..... 67



### МЕХАНИЧЕСКАЯ УПРОЧНЯЮЩАЯ ОБРАБОТКА

Киричек А.В., Соловьев Д.Л., Силантьев С.А., Баринов С.В., Яшин А.В. Технологические возможности управления эффективной глубиной наклепа поверхностного слоя волновым деформационным упрочнением ..... 73

Мокрицкий Б.Я., Гулецкий С.Н. О влиянии покрытия инструментальных материалов на шероховатость поверхности нержавеющей стали при их токарной обработке ..... 77



### ОБРАБОТКА КОНЦЕНТРИРОВАННЫМИ ПОТОКАМИ ЭНЕРГИИ

Политов А.С., Латыпов Р.Р. Особенности реновации протяжек из порошковых быстрорежущих сталей с плазменным упрочнением ..... 82



### ХИМИЧЕСКАЯ, ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКАЯ И ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА

Мухаметова Г.М., Абрашов А.А., Винокуров Е.Г., Скопинцев В.Д. Химическое осаждение композиционных покрытий с бикомпонентной дисперсной фазой ..... 86



### ОБРАБОТКА КОМБИНИРОВАННЫМИ МЕТОДАМИ

Сокольников В.Н., Сухочев Г.А., Усов С.В., Точилин И.П., Гореликов В.Н. Комбинированный метод электрохимического импульсно-циклического формообразования ..... 90



### УПРОЧНЯЮЩИЕ НАНОТЕХНОЛОГИИ

Панфилов Ю.В. Импульсные методы нанесения упрочняющих нанокристаллических углеродных покрытий ..... 93

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

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

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

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

# STRENGTHENING TECHNOLOGIES AND COATINGS

Vol. 17  
2021  
№ 2 (194)  
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  
V.P. BALKOV  
V.M. BASHKOV  
A.I. BELIKOV  
A.I. BOLDYREV  
S.N. GRIGORIEV  
V.E. GROMOV  
S.A. KLIMENKO  
N.K. KRIONI  
V.P. KUZNETSOV  
V.A. LEBEDEV  
V.V. LYUBIMOV  
E.D. MAKARENKO  
B.Ya. MOKRITSKY  
F.I. PANTELEENKO  
H.M. RAKHIMYANOV  
B.P. SAUSHKIN  
V.V. SLEPTSOV  
V.P. SMOLENTSEV  
A.M. SMYSLOV  
G.A. SUKHOICHEV  
V.P. TABAKOV  
V.A. SHULOV  
M.L. KHEIFETS  
Jan SUCHANEK  
Marian SZCZEREK  
Wojciech HOMIK

**Edition:**

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

## CONTENTS



### GENERAL QUESTIONS OF STRENGTHENING

- Glazunov D.V., Krotov V.N., Cherkesov E.Yu.** Strengthening method of wheelset tires ... 51  
**Gur'yanov G.N.** Graphical method for determining of limit and permissible values of drawing and friction coefficients, stress, drawing angle and delta-criterion for shape of plastic deformation zone ..... 55  
**Tabakov V.P., Chikhranov A.V., Dolzhenko Ya.A.** Formation of structural parameters and mechanical properties of multi-element coatings based on niobium nitride under different deposition conditions ..... 67



### MECHANICAL STRENGTHENING PROCESSING

- Kirichek A.V., Solov'ev D.L., Silant'ev S.A., Barinov S.V., Yashin A.V.** Technological capabilities for control of effective cold working depth of surface layer by wave strain hardening ..... 73  
**Mokritsky B.Ya., Guletsky S.N.** On effect of tool materials coating on surface roughness treated during turning of stainless steels ..... 77



### PROCESSING BY CONCENTRATED STREAMS OF ENERGY

- Politov A.S., Latypov R.R.** Renovation features of powder high-speed steels broaches with plazma hardening ..... 82



### CHEMICAL, CHEMICO-THERMAL AND ELECTROCHEMICAL PROCESSING

- Mukhametova G.M., Abrashov A.A., Vinokurov E.G., Skopintsev V.D.** Electroless deposition bicomponent dispersed phase composite coatings ..... 86



### PROCESSING BY COMBINED METHODS

- Sokol'nikov V.N., Sukhoichev G.A., Usov S.V., Tochilin I.P., Gorelikov V.N.** Combined method of electrochemical pulse-cyclic forming ..... 90



### STRENGTHENING NANOTECHNOLOGY

- Panfilov Yu.V.** Pulse methods of strengthening nanocrystalline carbon coatings deposition ..... 93

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

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

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

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



**Д.В. Глазунов**, канд. техн. наук, **В.Н. Кротов**, канд. техн. наук  
(Ростовский государственный университет путей сообщения, г. Ростов-на-Дону),

**Е.Ю. Черкесов**  
(Ростовский юридический институт Министерства внутренних дел Российской Федерации,  
г. Ростов-на-Дону)  
E-mail: glazunovdm@yandex.ru

## Способы упрочнения бандажей колесных пар

*Рассмотрены основные способы упрочнения и повышения ресурса бандажей колесных пар, в результате которых определено, что наиболее экономичным и быстрореализуемым способом является использование триботехнических материалов. Определено, что основным недостатком использования триботехнических материалов является ограниченный температурный диапазон эксплуатации подвижного состава. На основе физических свойств, предъявляемых к триботехническим материалам, проведен качественный отбор противоизносной и термостойкой присадок, а также связующего и определен диапазон содержания компонентов в смазочном материале. В результате проведения эксплуатационных испытаний износостойкость системы "колесо—рельс" повышена на 28 %.*

**Ключевые слова:** колесо, рельс, подвижной состав, железнодорожный транспорт, смазочный материал, компонент, отбор, содержание, диапазон.

*The main ways to strengthen and increase the resource of wheelset bandage as result of which it is determined that the most economical and quick-to-implement method is the use of tribotechnical materials are considered.*

*The main disadvantage in using of tribotechnical materials is the limited temperature range of rolling stock operation is determined. Qualitative selection of anti-wear and heat-resistant additives, as well as binder is performed based on the physical properties required for tribotechnical materials and the range of component content in the lubricant is determined. The wear resistance of wheelset bands is increased by 28 % as result of performance tests.*

**Keyword:** wheel, rail, rolling stock, railway transport, lubricant, component, selection, content, range.

Одна из основных проблем железнодорожного транспорта — обеспечение надежности всех элементов подвижного состава и пути. Наиболее напряженным узлом трения является пара колесо—рельс, поскольку взаимодействие этих деталей одновременно происходит как по поверхностям катания, так и между гребнем колеса и боковой поверхностью рельса. Основная причина обточки колесных пар — износ гребней. В год обтачивается до одного миллиона колесных пар. Для увеличения ресурса бандажей колесных пар подвижного состава используют оптимизацию профиля обточки, поверхностное упрочнение и триботехнические материалы.

В эксплуатируемом подвижном составе изменение его жесткостных или демпфирующих параметров требует значительных затрат средств и времени в отличие от переточки колес колес-

ных пар на новый профиль, поскольку обточка колес — обычная технологическая операция при эксплуатации всех видов подвижного состава. В 2009 г. на бандажах колесных пар электропоездов "Сапсан" выявлена пластическая деформация поверхностного слоя, развитие в нем микротрещин и, как следствие, многочисленных выщербин, что привело к катастрофическому износу колесных пар. Это вызвано узкой зоной контактирования поверхностей катания колес, что является результатом взаимодействия профилей колес и рельсов [5]. Создание нового профиля колесных пар электропоезда "Сапсан" при помощи обточки способствовало снижению износа колесных пар до допустимых среднестатистических значений. К тому же на практике часто возникает необходимость выполнить обточку в промежутках между ремонтами, т.е. обточить колесные пары без выкатки

из-под подвижного состава, что сложнее сделать при поверхностном упрочнении. Такую обточку выполняют на специальных станках.

Упрочнение гребней колесных пар подвижного состава производится с учетом ТУ 0943-218-01124323—2006 "Бандажные колеса с термическим упрочнением гребня". Для этого разработаны и используются три основные технологии: лазерная, плазменная и электроконтактная. Применение первых двух фактически сводится к закалке металла, так как осуществляется сначала его нагрев на поверхности постоянно действующим источником тепла (струей плазмы или лазерным лучом), а затем последующее быстрое охлаждение путем отвода тепла в глубь металла. Что касается лазерной технологии, то на сети железных дорог действует лишь единственный участок лазерной обработки на Горьковской дороге на базе комплекса "Комета-2". Лазерное упрочнение основано на прохождении светового потока, который поглощается свободными электронами в приповерхностном слое (толщиной 0,1...1,0 мкм), что приводит к повышению их энергии и интенсификации столкновений между собой. Применение лазерного комплекса требует высокой квалификации обслуживающего персонала, дополнительных затрат, связанных с формированием поглощающих покрытий на поверхности упрочняемой детали (снижение ее отражающей способности увеличивает КПД лазера), особых климатических и санитарных условий в производственных помещениях. Наиболее распространенной является плазменная технология (на предприятиях ОАО "РЖД" внедрено около 90 установок).

Использование триботехнических материалов является наиболее экономичным и быстро реализуемым способом, позволяющим изменить свойства третьего тела при трении, что ведет к снижению коэффициента трения и уменьшению износа. Лубрификация гребней колесных пар и боковой поверхности рельсов для снижения интенсивности изнашивания активно применяется на российских железных дорогах с середины XX в. Различают обработку боковой поверхности с помощью передвижных рельсосмазывателей и нанесение триботехнических материалов на гребни колесных пар с помощью передвижных и бортовых систем лубрикации. В настоящее время в контакте колесо—рельс широко применяют различные триботехнические материалы. По своему агрегатному состоянию они делятся на жидкие (масла), пластичные и твердые. Жидкие материалы требуют повышенной герметизации систем подачи смазки для предотвращения их вытекания и загрязнения тяговой поверхности колеса и верхнего строения

пути. Перспективными триботехническими материалами являются твердые и пластичные, например, РАПС-1, РАПС-2, СС-1, СМ, ЭС [1—6].

В настоящее время подбор компонентов, составляющих триботехнический материал и их соотношение, не обеспечивает необходимой термостойкости триботехнического материала, что особенно важно для летнего сезона в южных регионах страны. Это подтверждается нестабильностью среднестатистического расхода материалов РАПС-1, РАПС-2, СС-1, СМ, ЭС при проведении эксплуатационных испытаний, результаты которых представлены в работах [7—10]. Для повышения температурных характеристик триботехнических материалов и повышения износостойкости системы колесо—рельс необходимо произвести качественный отбор связующего, термостойкой основы и противоизносной присадки.

Широкое распространение в триботехнических материалах в качестве связующего компонента получили битумы и дегти, которые при нагревании обратимо разжижаются, и в таком состоянии хорошо взаимодействуют с другими компонентами, а при охлаждении отвердевают, прочно склеивая компоненты материала. Но, в отличие от битумов, дегти и продукты на их основе — канцерогены, поэтому их использование в местах, где возможен их длительный контакт с человеком, запрещено.

Битумы представляют собой термопластичную основу, состоящую из циклических и насыщенных углеводородов, асфальтенов и смол, придающих ей водостойкость, водонепроницаемость и гидрофобные (водоотталкивающие) свойства (рис. 1, см обложку).

Основной недостаток битумов — узкий интервал температур, при которых материалы на их основе обладают прочностью и эластичностью. Так, битумы при понижении температуры до 0...–10 °С становятся хрупкими, а при повышении свыше +40 °С начинают течь. Для расширения интервала эксплуатационных температур битумы модифицируют, добавляя термостойкие присадки [11].

Поэтому при выборе термостойкой основы смазочного материала надо учитывать, что как материалы пар трения, так и смазочные материалы оказывают значительное влияние на переходные температуры при трении. Более активные триботехнические материалы и более активные металлы обеспечивают большую энергию связи, которая является причиной более высокой критической температуры или более низкой температуры химической модификации. На рис. 2 (см. обложку) приведена зависимость температуры от количества атомов углерода в молекулах жирных кислот.

Таблица 1

**Материалы, используемые  
в качестве противоизносных присадок**

Группа материалов	Присадки
Пористые полимерные	Пенопласты: пенополиуретаны, пенополиизоцианураты, пенополистиролы, пенофенопласты, пенополивинилхлориды, пенополиэтилены
Минераловатные	Материалы на основе доменных шлаков, из горных пород (базальты, диабазы и др.)
Минеральные неволокнистые	Пеностекло, кремнепор, перлитофосфогелиевые плиты, перлитопластобетон, пено(газо)бетоны и т. д.

Температура растет с увеличением длины цепи от пеларгоновой до стеариновой кислоты, что обеспечивает сильную продольную когезию адсорбированных молекул в ориентированном граничном слое. Это определяет большую прочность граничного слоя, а значит и большую температурную стойкость. У стеариновой кислоты критическая температура при трении сталей выше других жирных кислот и составляет около 140 °С. Стеариновая кислота (октадекановая кислота) — одноосновная карбоновая кислота алифатического ряда. Широко используется в косметической промышленности: стеарат натрия является одним из основных компонентов мыла, сама стеариновая кислота входит в состав многих косметических средств, применяется в производстве свечей. Стеараты натрия, кальция, свинца используются как компоненты пластичных смазок. Поэтому в качестве теплостойкой присадки выбрали стеариновую кислоту [12].

В качестве противоизносной присадки в смазочном материале могут быть использованы материалы, приведенные в табл. 1.

Из всего многообразия материалов, пеностекло способно в составе с другими компонентами в три-

ботехническом материале при взаимодействии тел трения создавать межмолекулярный каркас силиката натрия на поверхности трения. Образованный слой способен препятствовать увеличению интенсивности изнашивания поверхностей соприкасающихся тел. Пеностекло практически не имеет ограничений по срокам эксплуатации, потому что стекло не взаимодействует ни с воздухом, ни с водой, ни с подавляющим большинством известных веществ, а его ячеистая структура не допускает изменения формы. Что касается возможных выделений твердых или газообразных компонентов, то непрерывность ячеистой структуры исключает образование твердых микрочастичек, а термическая обработка материала при производстве способствует завершению любых химических процессов, связанных с газовыделением еще на стадии синтеза при 700...800 °С [13—14]. На основе проведенного анализа определены основные компоненты триботехнического материала: пеностекло, стеариновая кислота и битум. Проанализированы физические свойства выбранных компонентов триботехнического материала, представленные в табл. 2.

По результатам экспериментальных исследований, представленных в работах [10—12], выявлены предельные значения возможного содержания компонентов, обеспечивающих теплостойкость триботехнического материала, представленные в табл. 3.

При выборе диапазона варьирования состава триботехнического материала оперировали технологическим критерием — возможностью получения при смешивании компонентов однородной массы. Состав теплостойкого материала можно варьировать в предложенном диапазоне выбранных компонентов (см. табл. 3) в зависимости от климатических условий эксплуатации, рельефа местности, интенсивности движения участка, количества кривых малого радиуса.

В результате проведенных эксплуатационных испытаний в условиях Северо-Кавказской железной дороги разработанный триботехнический материал обеспечивает расход в среднем на 29,5 %

Таблица 2

**Сравнительные физические свойства выбранных компонентов смазочного материала**

Наименование компонента	ГОСТ	Плотность, кг/м <sup>3</sup>	Объемная удельная теплоемкость, ккал/кг	Теплопроводность, ккал/(м·ч·°С), при 0 °С	Температуропроводность, м <sup>2</sup> /с	Температура кипения, °С
Стеариновая кислота	6484—96	950	—	—	—	376,1
Битум	22245—90	1400	(32...78)·10 <sup>-5</sup>	0,12...0,15	(1,0...1,5)·10 <sup>-7</sup>	—
Пеностекло	16381—77	400	—	0,04...0,052	—	—

Таблица 3

**Предельное содержание компонентов**

Наименование компонента	Диапазон варьирования, %	
	min	max
Стеариновая кислота	24	84
Пеностекло	5	35
Битум	11	71

меньше используемого нормативного. Основным показателем эффективности применяемого материала и способа смазывания является интенсивность изнашивания гребней колес. Сравнение этого показателя приведено на рис. 3 (см. обложку).

Анализ результатов показывает, что предлагаемый триботехнический материал обеспечивает снижение интенсивности изнашивания гребней колес на 28,4 %.

**БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК**

1. Попок К.К. Химмотология топлив и смазочных масел. М.: Воениздат, 1970. 192 с.
2. Розенберг Ю.А. Влияние смазочных масел на надежность и долговечность машин. М.: Машиностроение, 1970. 315 с.
3. Кламан Д. Смазки и родственные продукты. Синтез. Свойства. Применение. Международные стандарты. М.: Химия, 1988. 488 с.
4. Смазочные материалы. Антифрикционные и противозносные свойства. Методы испытаний: справоч-

ник / Р.М. Матвеевский, В.Л. Лашхи, И.А. Буяновский и др. М.: Машиностроение, 1989. 224 с.

5. Экологические проблемы рационального использования смазочных материалов / И.Г. Фукс, А.Ю. Евдокимов, В.Л. Лашхи, Ш.М. Сайдахметов. М.: Нефть и газ, 1993. 164 с.

6. Майба И.А., Глазунов Д.В. Теоретическое обоснование механизма смешанной (полужидкостной) смазки в контакте "Твердый оболочечный смазочный стержень—колесо—рельс" // Инженерный вестник Дона. 2012. № 1 (19). С. 223—232.

7. Кохановский В.А., Глазунов Д.В. Концепция унификации трибосистем // Вестник машиностроения. 2019. № 10. С. 53—56.

8. Кохановский В.А., Глазунов Д.В., Зориев И.А. Макрокомпозиционные полимерпорошковые подшипники // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2019. № 2. С. 40—45.

9. Порошковые подшипники с полимерными вставками / В.А. Кохановский, И.А. Майба, Д.В. Глазунов, И.А. Зориев // Трение и износ. 2019. Т. 40. № 3. С. 291—297.

10. Кохановский В.А., Глазунов Д.В. Управление эксплуатационными показателями смазочного материала // Вестник машиностроения. 2017. № 6. С. 54—58.

11. Кохановский В.А., Глазунов Д.В. Выбор компонентов смазочного материала для открытых узлов трения подвижного состава // Вестник машиностроения. 2016. № 3. С. 36—38.

12. Глазунов Д.В. Повышение эффективности смазывания гребней колес тягового подвижного состава и рельсов: Автореферат дис. ... кандидата технических наук / Рост. гос. ун-т путей сообщ., Ростов-на-Дону, 2014.

13. Кохановский В.А., Глазунов Д.В. Фторопластсодержащие покрытия при возвратно-качательном движении // Вестник машиностроения. 2019. № 11. С. 69—71.

14. Кохановский В.А., Глазунов Д.В. Многокритериальная оптимизация состава смазочного материала // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2020. № 1. С. 51—59.

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

## Графический способ определения предельных и допустимых значений коэффициентов вытяжки и трения, напряжения, угла волочения и дельта-критерия формы очага пластической деформации

Определены графическим способом предельные и допустимые значения коэффициентов вытяжки и трения, дельта-критерия формы очага деформации, показателя деформированного состояния, угла и напряжения волочения при разных моделях упрочнения и значениях напряжения противонапряжения. Для определения использованы декартовы графики, на оси ординат которых расположены искомые показатели, а на оси абсцисс значения коэффициента запаса прочности И.Л. Перлина, полученные при варьировании коэффициента вытяжки. Допустимые значения коэффициента вытяжки и напряжения волочения уменьшаются с ростом коэффициента запаса прочности И.Л. Перлина. Показана зависимость предельных и допустимых значений дельта-критерия при оптимальном угле волочения от параметров деформации и модели упрочнения. Предельные и допустимые значения коэффициента трения больше при оптимальном угле волочения. Впервые установлена возможность увеличения предельного значения коэффициента трения от действия противонапряжения. Предельные и допустимые значения коэффициента трения уменьшаются с ростом коэффициента вытяжки и увеличиваются с повышением коэффициента упрочнения  $k$ . Кривые для зависимостей коэффициента запаса прочности, показателя напряженного состояния и абсолютного запаса прочности  $Z_{ap}$  от угла волочения фиксируют на оси абсцисс малые и большие значения предельного угла волочения. Малые предельные значения угла волочения существенно не отличаются по величине при разных значениях коэффициентов вытяжки и упрочнения в отличие от больших предельных значений угла. От действия противонапряжения увеличиваются малые предельные углы и уменьшаются большие предельные углы. Определение предельных и допустимых значений коэффициентов вытяжки и трения, дельта-критерия, напряжения и угла волочения способствует рациональному выбору режимов деформирования проволоки (прутка).

**Ключевые слова:** волочение, проволока, пруток, коэффициент вытяжки, дельта-критерий формы очага деформации, коэффициент трения, напряжение противонапряжения, форма кривой упрочнения, предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и дельта-критерия, интенсивность деформационного упрочнения.

The maximum and permissible values of the coefficients of drawing and friction, the Delta criterion of the shape of the deformation center, the index of the deformed state, the angle and drawing stress are determined graphically for different models of hardening and values of the anti-tension stress. For the determination, cartesian graphs were used, on the ordinate axis of which the desired indicators are located, and on the abscissa axis the values of the I.L. Perlin safety factor obtained by varying the extraction coefficient. The permissible values of the drawing coefficient and drawing stress decrease with the growth of the safety factor of I.L. Perlin. The dependence of the limit and permissible values of the Delta criterion for the optimal value of the drawing angle on the deformation parameters and the hardening model is shown. The maximum and permissible values of the coefficient of friction are higher at the optimal value of the drawing angle. For the first time, the possibility of increasing the limit value of the coefficient of friction from the action of anti-gravity is established. The limit and permissible values of the coefficient of friction decrease with the increase in the value of the coefficient of drawing and increase with the increase in the coefficient of hardening  $k$ . Curves for the dependences of the safety factor, the stress state indicator and the absolute safety margin  $Z_{ap}$  on the value of the drawing angle fix small and large values of the limit drawing angle on the abscissa axis. Small limit values of the drawing angle do not differ significantly in value for different values of the drawing and hardening coefficients, in contrast to large limit values of the angle. The action of counter-gravity increases the small limit angles and decreases the large limit angles. Determination of the limit and permissible values of the coefficients of drawing and friction, the Delta criterion, stress and drawing angle contributes to the rational choice of modes of deformation of the wire (bar).

**Keywords:** drawing, wire, rod, drawing coefficient, Delta criterion of the deformation focus shape, coefficient of friction, anti-tension stress, shape of the hardening curve, limit and permissible values of the drawing coefficient and Delta criterion, intensity of deformation hardening.

Предельное значение коэффициента вытяжки  $\mu_{\text{п}}$  определяется, когда напряжение волочения  $\sigma_Z$  равно пределу текучести  $\sigma_{\text{ТК}}$  материала проволоки (прутка) на выходе волокна [1–3]. Отношение пре-

дела текучести  $\sigma_{\text{ТК}}$  и напряжения волочения  $\sigma_Z$  на выходе волокна называют коэффициентом  $\gamma$  запаса прочности [2]

$$\gamma = \sigma_{\text{ТК}}/\sigma_Z. \quad (1)$$

При значении коэффициента  $\gamma > 1$  процесс волочения осуществляется с некоторым запасом прочности, что уменьшает вероятность обрыва проволоки на выходе волоки. В работе [2] приведены рекомендуемые значения коэффициента  $\gamma$  в зависимости от параметров деформации, материала проволоки и условий волочения. Значения коэффициента  $\mu_d$  вытяжки, обеспечивающие необходимый (заданный) запас прочности  $\gamma$  (1), называют допустимыми в отличие от предельных его значений  $\mu_n$  [2]. В работах [4–7] показана зависимость показателей  $\mu_n$  и  $\mu_d$  от параметров деформации и модели упрочнения протягиваемого материала.

Представляет интерес оценка коэффициента вытяжки  $\mu_n$  и  $\mu_d$  в зависимости от формы очага пластической деформации проволоки (прутка). В отечественной теории волочения форма очага деформации обычно определяется углом  $\alpha$  наклона к оси волочения образующей рабочего конуса волоки и значениями диаметра заготовки до  $d_0$  и после  $d_k$  деформации. Значения диаметров  $d_0$  и  $d_k$  определяют значение коэффициента вытяжки  $\mu$ :

$$\mu = (d_0/d_d)^2. \quad (2)$$

Зарубежные исследователи часто характеризуют форму очага деформации при волочении круглого сплошного профиля дельта-критерием [8–11]

$$\Delta = \frac{\alpha}{r} (1 + \sqrt{1-r})^2, \quad (3)$$

где  $\alpha$  — угол волочения, рад;

$r = (d_0^2 - d_k^2)/d_0^2 = (\mu - 1)/\mu$  — относительное обжатие поперечного сечения.

Относительное обжатие в отечественной литературе обычно обозначают  $\delta$ . Критерий  $\Delta$  характеризует относительную высоту очага деформации круглого сплошного профиля в рабочем конусе волоки [8, 9]. Выражение (3) очевидно не отражает размеры очага деформации.

При построении рациональных маршрутов волочения необходимо знать предельные значения коэффициента  $\mu_n$  и критерия  $\Delta_n$ , а также допустимые значения  $\mu_d$  и  $\Delta_d$  для прогнозирования возможности обрыва проволоки (прутка) на выходе волоки. Формула (3) не включает коэффициент  $f$  контактного трения, напряжение противонапряжения  $\sigma_q$  и параметры кривой упрочнения материала проволоки, от которых зависят предельные и допустимые значения коэффициента  $\mu_n$  и критерия  $\Delta_n$ . Поэтому **цель настоящей работы** — определение предельных и допустимых значений коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$  формы очага деформации при разных параметрах деформации и моделях упрочнения материала проволоки.

### Аналитические зависимости для расчета напряженного состояния и запаса прочности материала проволоки

Напряжение волочения  $\sigma_Z$  рассчитывали по формуле

$$\sigma_Z = \sigma_{Z1} + \sigma_{Zq} + \sigma_{Cd}, \quad (4)$$

где  $\sigma_{Z1}$  — прирост осевого напряжения в рабочем конусе;

$\sigma_{Zq}$  — прирост напряжения от действия противонапряжения  $\sigma_q$ ;

$\sigma_{Cd}$  — прирост напряжения на деформацию сдвига металла.

Приняли следующие модели упрочнения:

$$\sigma_{TK} = \sigma_{T0} \mu^k; \quad (5)$$

$$\sigma_{TK} = \sigma_{T0} + m \cdot \varepsilon^n = \sigma_{T0} + m(\ln \mu)^n, \quad (6)$$

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

$k, m, n$  — коэффициенты упрочнения.

Составляющие формулы (4) при моделях упрочнения (5) и (6) определяются соответствующими зависимостями [7, 12]:

$$\sigma_{Z1} = \frac{\sigma_{T0}}{k} (\mu^k - 1)(1 + f/\operatorname{tg}\alpha); \quad (7)$$

$$\sigma_{Z1} = \left[ \sigma_{T0} \ln \mu + \frac{m}{n+1} (\ln \mu)^{n+1} \right] (1 + f/\operatorname{tg}\alpha); \quad (8)$$

$$\sigma_{Zq} = \sigma_q \left[ 1 - \frac{f(\mu^k - 1)}{k \operatorname{tg}\alpha} \right]; \quad (9)$$

$$\sigma_{Zq} = \sigma_q \left[ 1 - \frac{f}{\operatorname{tg}\alpha} \left( \ln \mu + \frac{m(\ln \mu)^{n+1}}{\sigma_{T0}(n+1)} \right) \right]; \quad (10)$$

$$\sigma_{Cd} = \frac{2\sigma_{T0} \operatorname{tg}\alpha (1 + \mu^k)}{3\sqrt{3}}; \quad (11)$$

$$\sigma_{Cd} = \frac{2\operatorname{tg}\alpha (2\sigma_{T0} + m(\ln \mu)^n)}{3\sqrt{3}}. \quad (12)$$

При отсутствии деформационного упрочнения ( $k = m = 0$ ) из формул (7) и (8) следует зависимость

$$\sigma_{Z1} = \sigma_{T0} \ln \mu (1 + f/\operatorname{tg}\alpha), \quad (13)$$

которая отличается от формулы Зибеля только значением предела текучести: в формуле Зибеля используется среднее значение  $\sigma_T$  предела текучести в очаге пластической деформации.

Формулы (9) и (10) для расчета прироста осевого напряжения от действия противонапряжения при отсутствии упрочнения определяют уравнение

$$\sigma_{Zq} = \sigma_q (1 - f \ln \mu / \operatorname{tg}\alpha). \quad (14)$$



Необходимо отметить, что вторая упрощенная формула И.Л. Перлина [2] для расчета напряжения волочения включает выражение (14) [13].

В работе [14] получено приближенное равенство для определения характера связи критерия  $\Delta$  формы очага деформации и показателя деформированного состояния  $\Phi_1$ :

$$\Phi_1 = \Delta/4 = \text{tg}\alpha/\ln\mu. \quad (15)$$

Величина  $\Phi_2$ , обратная показателю деформированного состояния  $\Phi_1$ , показывает отношение деформации формоизменения к деформации сдвига

$$\Phi_2 = \ln\mu/\text{tg}\alpha. \quad (16)$$

Если для расчета критерия  $\Delta$  использовать вместо относительного обжатия  $r$  коэффициент допустимой вытяжки  $\mu_d$ , то формула (3) принимает вид

$$\Delta_d = \frac{\alpha}{(1-1/\mu_d)}(1 + \sqrt{1/\mu_d})^2. \quad (17)$$

При модели упрочнения (5) [7, 15]

$$\mu_d = \left[ \frac{1 + f(1 - \bar{\sigma}_q)/\text{tg}\alpha - k\bar{\sigma}_q - 0,385k \cdot \text{tg}\alpha}{1 + f(1 - \bar{\sigma}_q)/\text{tg}\alpha - k/\gamma + 0,385k \cdot \text{tg}\alpha} \right]^{1/k}, \quad (18)$$

где  $\bar{\sigma}_q = \sigma_q/\sigma_{T0}$  — относительная величина напряжения противонапряжения.

При коэффициенте  $\gamma = 1$  уравнение (18) определяет предельное значение коэффициента  $\mu_p$ . Предельный критерий  $\Delta_p$  рассчитывается по формуле (17) после замены в ней допустимой вытяжки  $\mu_d$  предельным значением  $\mu_p$ . При отсутствии упрочнения ( $k = 0$ ) коэффициент допустимой вытяжки равен

$$\mu_d = \exp \left[ \left( \frac{1 - \bar{\sigma}_q - \frac{4\text{tg}\alpha}{3\sqrt{3}}}{\gamma} \right) / \left( 1 + \frac{f}{\text{tg}\alpha} (1 - \bar{\sigma}_q) \right) \right]. \quad (19)$$

В работах [16, 17] предложены при моделях упрочнения (5) и (6) соответствующие формулы для определения оптимального угла волочения  $\alpha_{\text{опт}}$ :

$$\text{tg}\alpha_{\text{опт}}^2 = \frac{3\sqrt{3}}{2} f \frac{\mu^k - 1}{k(\mu^k + 1)} \left( 1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{T0}} \right) = \quad (20)$$

$$= \frac{f(\mu^k - 1)(1 - \sigma_q/\sigma_{T0})}{0,385k(\mu^k + 1)},$$

$$\text{tg}\alpha_{\text{опт}}^2 = Af(1 - \sigma_q/\sigma_{T0})/B, \quad (21)$$

где

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

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

При отсутствии деформационного упрочнения ( $k = m = 0$ ) из формул (20) и (21) следует зависимость

$$\text{tg}\alpha_{\text{опт}}^2 = \frac{3\sqrt{3}}{4} f \ln \mu \left( 1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{T0}} \right). \quad (22)$$

Оптимальные значения критерия  $\Delta_{\text{опт}}$  с учетом формул (20) и (22) при принятии приближенного равенства  $\alpha \approx \text{tg}\alpha$  найдем по соответствующим зависимостям [16]:

$$\Delta_{\text{опт}} = (1 - 1/\mu)^{-1} (1 + \sqrt{1/\mu})^2 \times \sqrt{\frac{f(\mu^k - 1)(1 - \sigma_q/\sigma_{T0})}{0,385k(\mu^k + 1)}}, \quad (23)$$

$$\Delta_{\text{опт}} = (1 - 1/\mu)^{-1} (1 + \sqrt{1/\mu})^2 \times \sqrt{\frac{3\sqrt{3}}{4} f \ln \mu \left( 1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{T0}} \right)}. \quad (24)$$

При модели упрочнения (6) оптимальное значение критерия  $\Delta_{\text{опт}}$  рассчитывается по формуле (3), в которой угол волочения  $\alpha_{\text{опт}}$  определяется выражением (21).

### Принятые модели упрочнения материала проволоки (прутка)

Приняли следующие модели упрочнения  $\sigma_T$ , МПа:

$$\sigma_T = 340\mu^{1,37}; \quad (25)$$

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

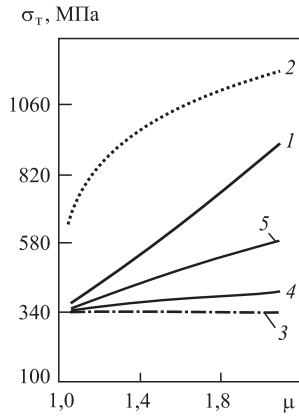
$$\sigma_T = 340; \quad (27)$$

$$\sigma_T = 340\mu^{0,25}; \quad (28)$$

$$\sigma_T = 340\mu^{0,75}. \quad (29)$$

Модель упрочнения (26) получена для проволоочной заготовки из стали 12Х18Н10Т при термической обработке по общепринятому заводскому режиму при производстве проволоки из нержавеющей сталей: охлаждение в воде после выдержки при 1050 °С [18]. Для выяснения зависимости формы кривой упрочнения от коэффициента упрочнения  $k$  модели упрочнения (5) при исходном пределе  $\sigma_{T0} = 340$  МПа также приняты модели упрочнения (25), (27)–(29). Эмпирическая зависимость (27) отражает отсутствие деформационного упрочнения. На рис. 1 приведены зависимости предела текучести от коэффициента вытяжки  $\mu$  в интервале его изменения 1,05...2,0. При этом интервале изменения коэффициента  $\mu$  нижняя и верхняя границы изменения единичного обжатия  $r(\delta)$  соответственно равны 0,05 и 0,51.

Линии 1, 4 и 5 при моделях упрочнения соответственно (25), (28) и (29) отражают почти линейный рост предела текучести  $\sigma_T$  от коэффициента

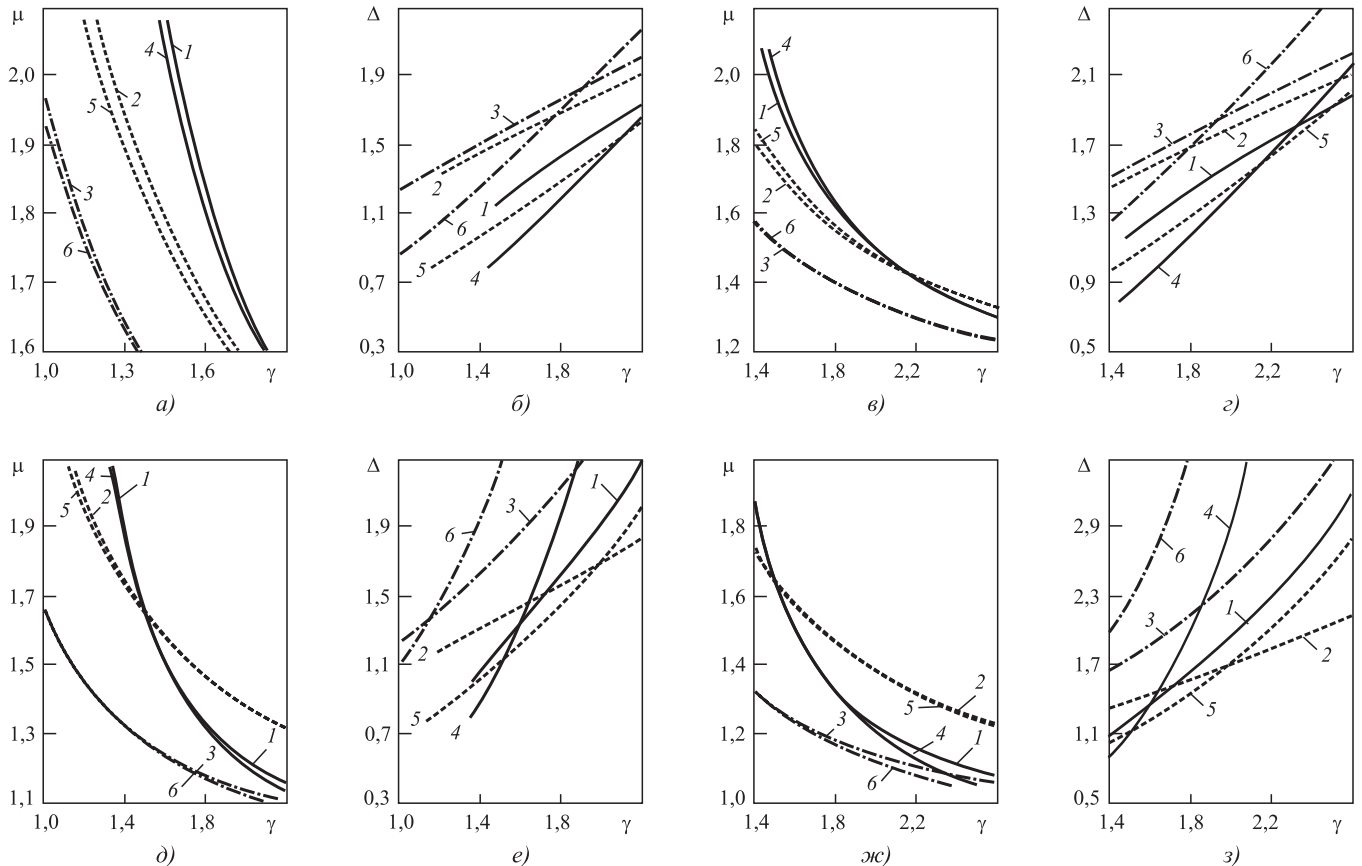


**Рис. 1. Зависимости предела текучести  $\sigma_t$  от коэффициента вытяжки  $\mu$ :**  
 1 — модель упрочнения (25); 2 — (26); 3 — (27); 4 — (28); 5 — (29)

вытяжки. С повышением коэффициента упрочнения  $k$  угол наклона соответствующих линий к оси абсцисс увеличивается. Кривая 2 (26) показывает интенсивное упрочнение при малой степени деформации ( $\mu < 1,2$ ). В заданном интервале изменения коэффициента вытяжки предел текучести заметно больше при модели упрочнения (26).

Предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$  формы очага деформации определили графическим способом. Для этого на оси абсцисс рис. 2 и 3 приведены значения коэффициента запаса прочности  $\gamma$ , которые получены при варьировании коэффициента вытяжки от 1,05 до 2,0. Точки пересечения линий графиков с осью ординат, проходящей при  $\gamma = 1,0$  и 1,4, указывают соответственно предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$ . Зависимости на рис. 2 и 3 построены при моделях упрочнения (25)—(27),  $\alpha = 8^\circ$  (линии 1—3) и  $\alpha_{\text{опт}}$  (линии 4—6). Противонапряжение отсутствует и напряжение противонапряжения 85 МПа.

Поскольку верхнее значение коэффициента вытяжки ограничено и равно 2, то при коэффициенте трения 0,05 высокий запас прочности при отсутствии и при действии противонапряжения, и линии 1, 4, 2 и 5 при наличии деформационного упрочнения не пересекают ось абсцисс (см. рис. 2, а, б, д, е). То есть, отсутствуют предельные значения коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$  при заданных параметрах деформации.



**Рис. 2. Определение предельных (а, б, д, е) и допустимых (в, г, ж, з) значений коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$  формы очага деформации при коэффициенте трения 0,05:**

$a...г - \sigma_q = 0$ ;  $д...з - \sigma_q = 85$  МПа;  $1...3 - \alpha_{\text{опт}}$ ;  $4...6 - \alpha = 8^\circ$ ; 1, 4 — модель упрочнения (25); 2, 5 — (26); 3, 6 — (27)

Точки пересечения кривых 3 и 6 с осью ординат на рис. 2, а, б, д, е определяют предельные значения коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$  при модели упрочнения (27). Допустимые значения коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$  показывают точки пересечения кривых 2 и 5 при модели упрочнения (26) и кривых 3 и 6 при модели (27) с осью ординат (см. рис. 2, в, з). При модели упрочнения (26) допустимые значения исследуемых показателей больше, чем при модели (27). При действии противонапряжения (см. рис. 2, д, е) предельное значение коэффициента вытяжки стало меньше, а критерия  $\Delta$  — больше, чем при его отсутствии (см. рис. 2, а, б), особенно, при повышенных значениях коэффициента  $\gamma > 1,8$ . При действии противонапряжения допустимые значения исследуемых показателей наблюдаются при трех моделях упрочнения, что показывает пересечение оси ординат всеми кривыми (см. рис. 2, ж, з).

Кривая 1 при модели упрочнения (25) и при  $\alpha_{\text{опт}}$  пересекается с кривыми 2 и 5 при модели (26) на рис. 2, ж. Пересечение линий 1 и 2 указывает на зависимость допустимых значений коэффициента вытяжки от модели упрочнения. Линия 1 ка-

сается линии 4 при модели (25) и  $\alpha = 8^\circ$ . Это указывает, что при варьировании коэффициента вытяжки от 1,05 до 2,0 значение угла  $\alpha = 8^\circ$  является оптимальным при определенном запасе прочности. Линия 1 выше линии 4 на всем интервале изменения коэффициента  $\gamma$  за исключением случая, когда касаются линии 1 и 4 при  $\alpha = \alpha_{\text{опт}} = 8^\circ$  (см. рис. 2, ж).

При коэффициенте трения 0,15 отсутствуют предельные значения коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$  только при модели (25) и оптимальном угле  $\alpha_{\text{опт}}$ , что показывают кривые 1 на рис. 3, а, б, д, е. Допустимые значения фиксируют все кривые на рис. 3 в, г, ж, з. Сравнение соответствующих данных при отсутствии противонапряжения на рис. 2, а, б и рис. 3, а, б показывает уменьшение предельной вытяжки и увеличение предельного значения критерия  $\Delta$  при росте коэффициента трения от 0,05 до 0,15. Данные рис. 2, в, г и 3, в, г при отсутствии противонапряжения и данные рис. 2, ж, з и 3, ж, з при действии противонапряжения указывают на уменьшение допустимой вытяжки и увеличение допустимой величины критерия  $\Delta$  при росте коэффициента трения.

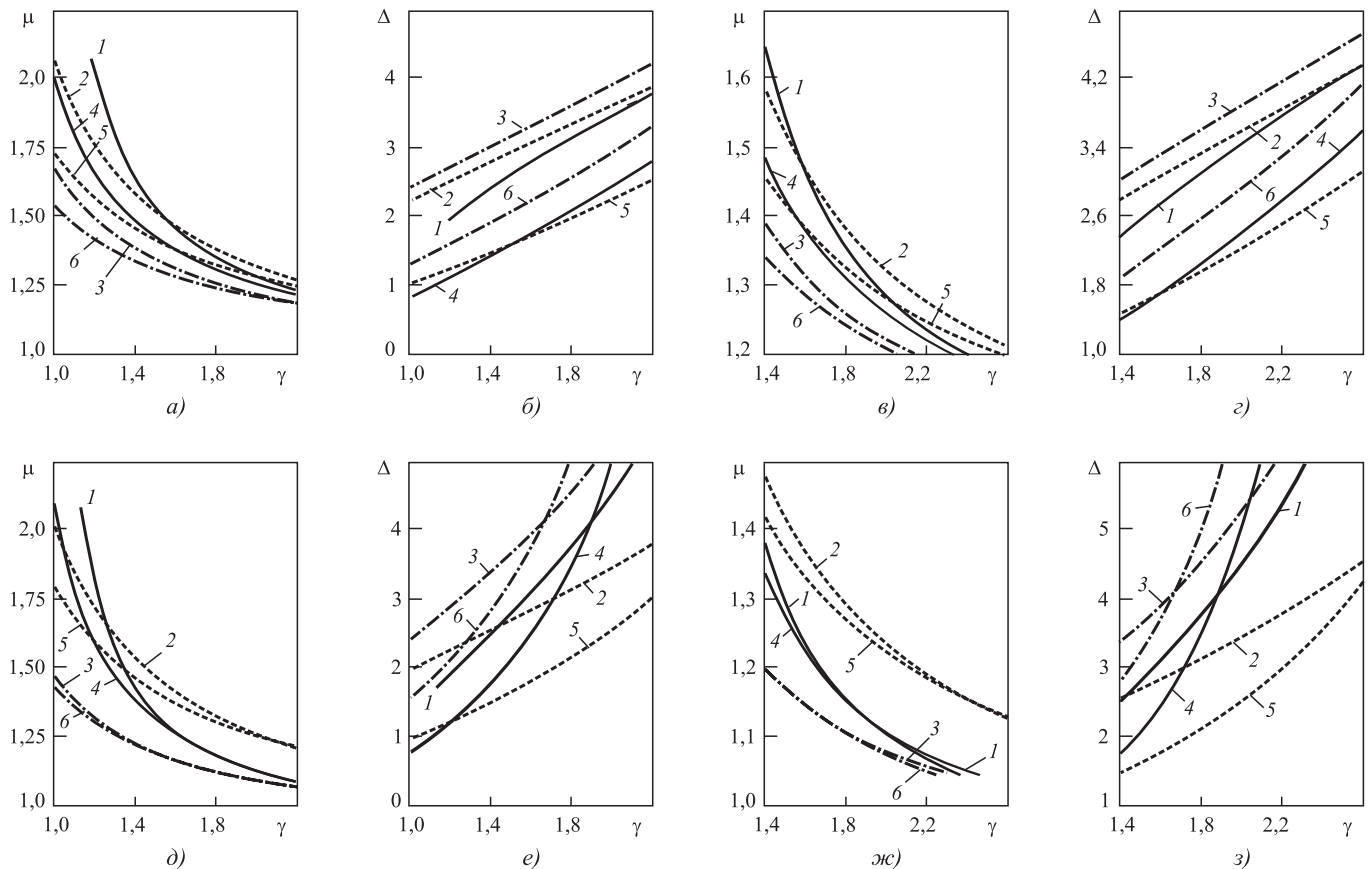


Рис. 3. Определение предельных (а, б, д, е) и допустимых (в, г, ж, з) значений коэффициента вытяжки и критерия  $\Delta$  формы очага деформации при коэффициенте трения 0,15:

$a...e - \sigma_q = 0$ ;  $d...z - \sigma_q = 85$  МПа; 1...3 —  $\alpha_{\text{опт}}$ ; 4...6 —  $\alpha = 8^\circ$ ; 1, 4 — модель упрочнения (25); 2, 5 — (26); 3, 6 — (27)

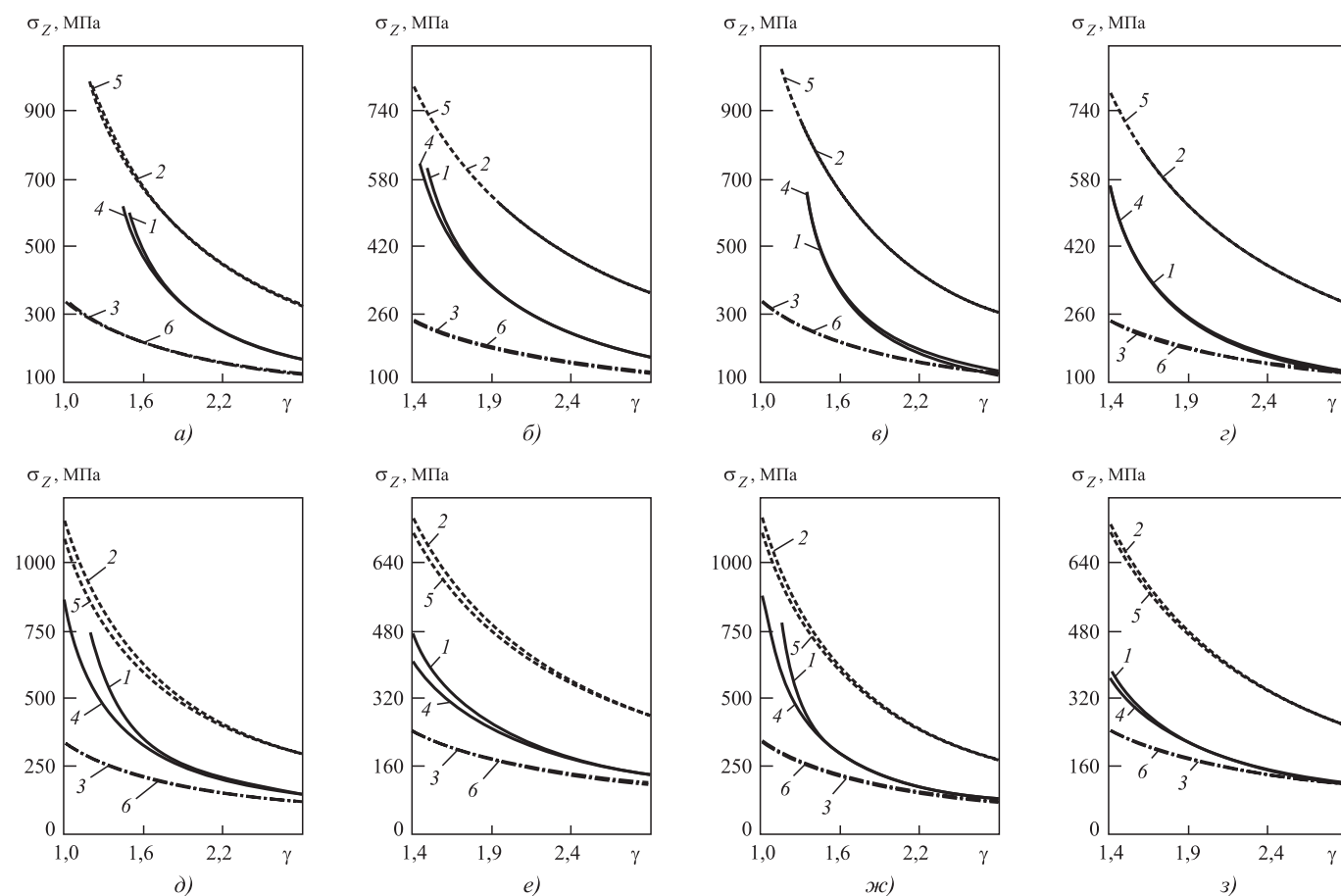
Определили предельные (рис. 4, *а, в, д, ж*) и допустимые (рис. 4, *б, г, е, з*) значения напряжения волочения при отсутствии и наличии противонапряжения, при коэффициенте трения 0,05 и 0,15.

Предельные и допустимые значения напряжения волочения уменьшаются с ростом коэффициента запаса прочности  $\gamma$ , так как значение коэффициента вытяжки снижается при движении слева направо вдоль линий рис. 4. Расстояние между линиями при каждой модели упрочнения уменьшается при увеличении коэффициента  $\gamma$ . При отсутствии деформационного упрочнения (27) линии 3 и 6 соответственно при оптимальной  $\alpha_{\text{опт}}$  и  $\alpha = 8^\circ$  совпали и пересекают ось ординат на рис. 4, *а, в, д, ж* при напряжении 340 МПа. Расстояние между линиями 1 и 4 при модели упрочнения (25) и линиями 2 и 5 при модели (26) больше при коэффициенте трения 0,15 (*д—з*), чем при коэффициенте  $f = 0,05$  (*а—е*). Отсутствие полного совпадения соответствующих линий при заданной модели упрочнения объясняется разными значениями угла

волочения и коэффициента вытяжки при фиксированном коэффициенте запаса прочности  $\gamma$ . Предельные и допустимые значения напряжения волочения меньше при отсутствии деформационного упрочнения (27) и больше при модели (26).

На рис. 5 определены предельные и допустимые значения показателя деформированного состояния  $\Phi_1$  [14] при моделях упрочнения (25)—(27) и оптимальных значениях угла  $\alpha_{\text{опт}}$  волочения и при  $\alpha = 8^\circ$ . Зависимости построены при коэффициенте трения 0,05 и 0,15, напряжении  $\sigma_q$  противонапряжения 0 и 85 МПа. Значения коэффициента запаса прочности  $\gamma$  получены при варьировании коэффициента вытяжки от 1,05 до 2,0.

При коэффициенте трения 0,05 линии 3 и 6 для модели (27) показывают предельные значения показателя  $\Phi_1$  при отсутствии (см. рис. 5, *а*) и наличии (см. рис. 5, *в*) противонапряжения. При коэффициенте трения 0,075 предельные значения показателя  $\Phi_1$  отсутствуют только при модели упрочнения (25) и  $\alpha_{\text{опт}}$ , что показывает линия 1 (см. рис. 5, *д, ж*).



**Рис. 4. Определение предельных (*а, в, д, ж*) и допустимых (*б, г, е, з*) значений напряжения волочения при коэффициенте трения 0,05 (*а—д*) и 0,15 (*д—з*):**

*а, б, д, е* —  $\sigma_q = 0$ ; *в, г, ж, з* —  $\sigma_q = 85$  МПа; 1...3 —  $\alpha_{\text{опт}}$ ; 4...6 —  $\alpha = 8^\circ$ ; 1, 4 — модель упрочнения (25); 2, 5 — (26); 3, 6 — (27)

Допустимые значения показателя деформированного состояния  $\Phi_1$  отсутствуют только при модели упрочнения (25), коэффициенте трения 0,05 и без противонапряжения: кривая 1 при  $\alpha_{\text{опт}}$  и кривая 4 при  $\alpha = 8^\circ$  не пересекают ординату (см. рис. 5, б). Значение показателя  $\Phi_1$  увеличивается с ростом коэффициента запаса прочности  $\gamma$ , так как уменьшается коэффициент вытяжки в формуле (15), варьируемый в интервале значений 1,05...2,0. Линии 1 и 4 при модели упрочнения (25) не пересекаются на рис. 5, д, е ( $f = 0,15, \sigma_q = 0$ ), так как при варьировании коэффициента вытяжки не выполняется равенство  $\alpha_{\text{опт}} = \alpha = 8^\circ$ . Линии 2 и 5 при модели упрочнения (26) пересекаются при коэффициенте трения 0,05 и действии противонапряжения на рис. 5, в, з, так как при варьировании коэффициента вытяжки  $\alpha_{\text{опт}}$  становится равным заданной величине  $\alpha = 8^\circ$  при определенном значении коэффициента  $\mu$ .

При модели упрочнения (5) и коэффициенте вытяжки 1,35 построены зависимости для напряжения волочения  $\sigma_Z$  (рис. 6, а, б), коэффициента запаса прочности  $\gamma$  (рис. 6, в, з) и показателя напряженного состояния  $k_\sigma$  (рис. 6, д, е) от коэффициента трения. Угол волочения  $\alpha = 8^\circ$  и оптимальный угол

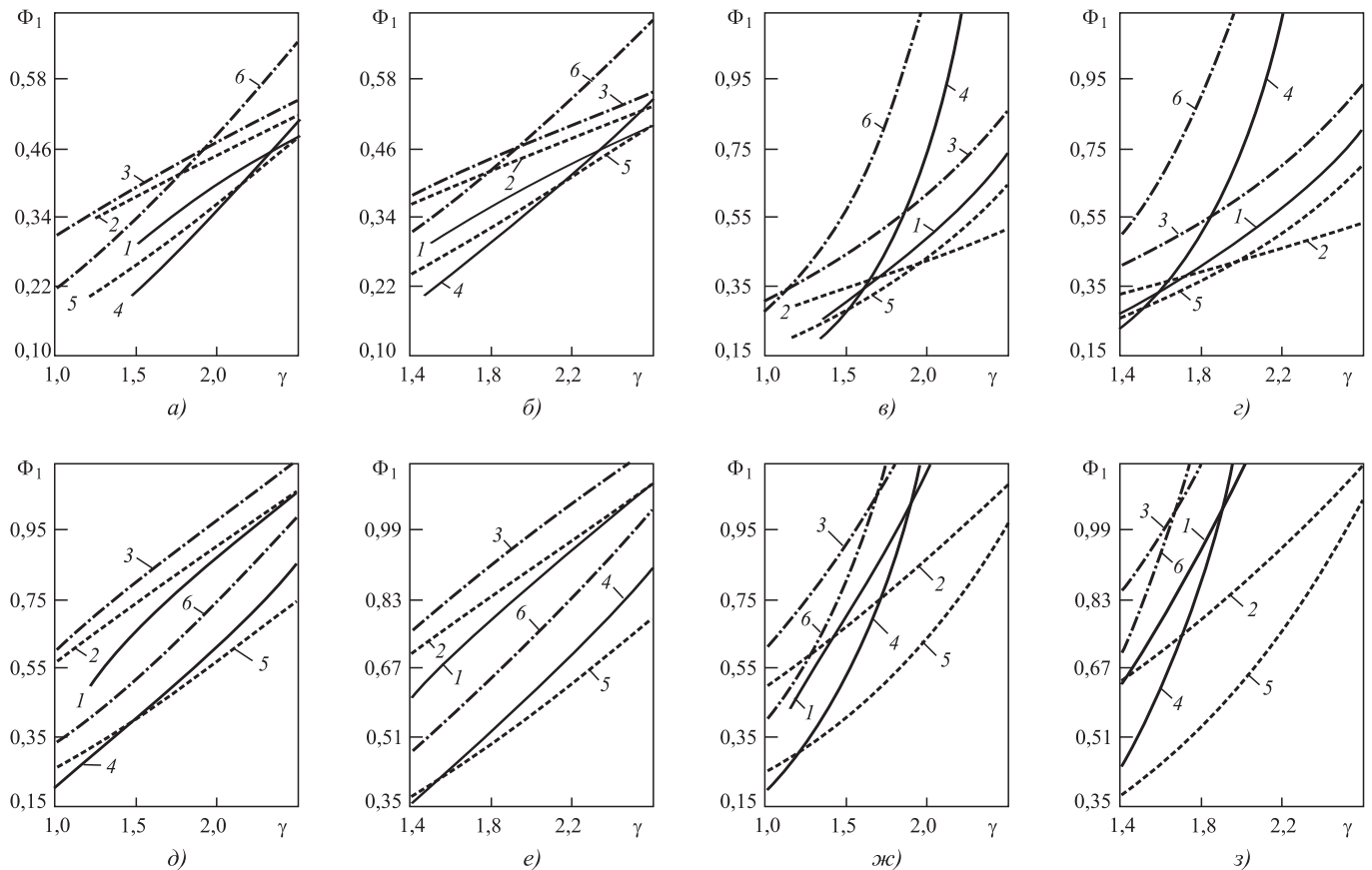
$\alpha_{\text{опт}}$ , коэффициент упрочнения  $k$ : 0,0001 (линии 1 и 4); 0,75 (линии 2 и 5) и 1,37 (линии 3 и 6). Напряжение  $\sigma_q$  противонапряжения 0 и 85 МПа.

С увеличением коэффициента трения, особенно при  $f > 0,5$  повышается разница значений показателей при значениях угла  $\alpha = 8^\circ$  и  $\alpha_{\text{опт}}$  для каждой модели упрочнения. Значимость коэффициента упрочнения  $k$  усиливается с ростом коэффициента трения: линии 1—3 при  $\alpha = 8^\circ$  и линии 4—6 при  $\alpha_{\text{опт}}$  расходятся.

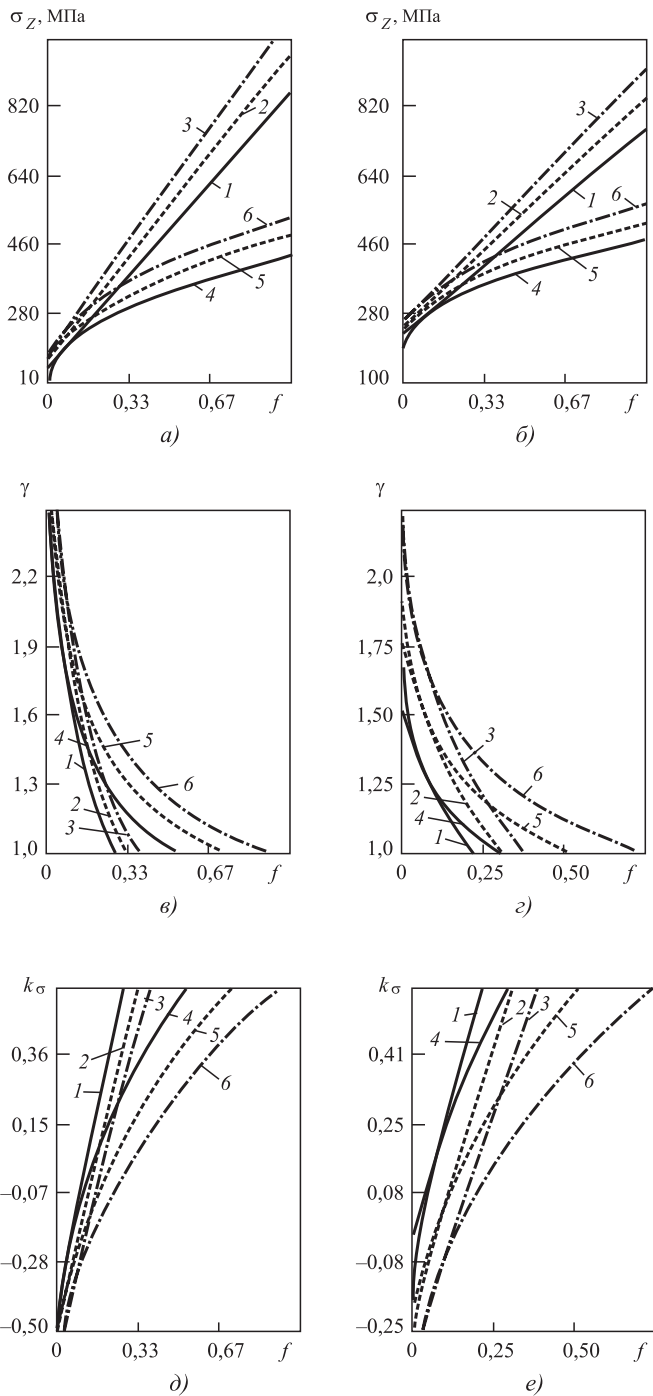
При коэффициенте запаса прочности  $\gamma = 1$  (ось абсцисс рис. 6, в, з) и показателе напряженного состояния  $k_\sigma = 0,58$  (верхняя горизонтальная линия рис. 6, д, е) наибольшая разница значений коэффициента трения при  $\alpha = 8^\circ$  и  $\alpha_{\text{опт}}$  для конкретной модели упрочнения. Предельные значения коэффициента трения значительно больше при коэффициенте упрочнения 1,37, что показывают кривые 3 и 6 (см. рис. 6, в—е).

Для определения предельного значения  $f_{\text{п}}$  коэффициента трения использовали численное решение уравнения

$$\gamma - 1 = 0. \quad (30)$$



**Рис. 5. Определение предельных и допустимых значений показателя деформированного состояния  $\Phi_1$  (15):** а...г —  $f = 0,05$ ; д...з —  $f = 0,15$ ; а, б, д, е —  $\sigma_q = 0$ ; в, г, ж, з —  $\sigma_q = 85$  МПа; 1...3 —  $\alpha_{\text{опт}}$ ; 4...6 —  $\alpha = 8^\circ$ ; 1, 4 — модель упрочнения (25); 2, 5 — (26); 3, 6 — (27)



**Рис. 6. Показатели деформации в зависимости от коэффициента трения при коэффициенте вытяжки 1,35:**  
 а, в, д —  $\sigma_q = 0$ ; б, г, е —  $\sigma_q = 85$  МПа; 1...3 —  $\alpha = 8^\circ$ ; 4...6 —  $\alpha_{\text{опт}}$ ; 1, 4 —  $k = 0,0001$ ; 2, 5 —  $k = 0,75$ ; 3, 6 —  $k = 1,37$

После выражения коэффициента запаса прочности  $\gamma$  через напряжение волочения  $\sigma_Z$  с учетом кривой упрочнения (5) уравнение (30) приняло вид

$$\frac{\sigma_{T0}\mu^k}{\sigma_Z} - 1 = 0. \quad (31)$$

Если напряжение волочения  $\sigma_Z$  в уравнении (31) определить через параметры деформации [4, 12], то имеем

$$\frac{\sigma_{T0}\mu^k}{\left[ \frac{\sigma_{T0}}{k} (\mu^k - 1)(1 + f/\text{tg}\alpha) + \sigma_q \left[ 1 - \frac{f(\mu^k - 1)}{k \cdot \text{tg}\alpha} \right] + \frac{2\sigma_{T0}\text{tg}\alpha(1 + \mu^k)}{3\sqrt{3}} \right]} - 1 = 0. \quad (32)$$

Решение уравнения (32) при коэффициентах вытяжки 1,35 и запаса прочности  $\gamma = 1,0$ , значениях  $\alpha = 8^\circ$  и  $k = 1,37$  дает предельные значения коэффициента трения  $f_{\text{п}} = 0,3792$  и  $0,3794$  соответственно при напряжении противонапряжения 0 и 85 МПа. При коэффициенте запаса прочности  $\gamma = 1,4$  и прежних значениях параметров  $\mu = 1,35$ ,  $\alpha = 8^\circ$ ,  $k = 1,37$  и  $\sigma_q = 0$  допустимое значение коэффициента трения  $f_{\text{д}} = 0,2161$ . Коэффициент трения  $f_{\text{п}} = 0,0835$  при значениях параметров  $\mu = 1,75$ ,  $\alpha = 8^\circ$ ,  $k = 0,001$ ,  $\gamma = 1,0$  и  $\sigma_q = 0$ .

В таблице приведены зависимости для предельных и допустимых значений коэффициента трения от коэффициента вытяжки при углах волочения 5 и  $10^\circ$ , напряжении противонапряжения  $\sigma_q$  0 и 85 МПа и модели упрочнения (5) с коэффициентами  $k$  упрочнения 0,0001; 0,25; 0,75 и 1,37.

Предельные и допустимые значения коэффициента трения уменьшаются с ростом коэффициентов вытяжки и запаса прочности, напряжения противонапряжения и увеличиваются с повышением коэффициента упрочнения  $k$ . Рост угла волочения  $\alpha$  от  $5^\circ$  до  $10^\circ$ , например, при коэффициентах запаса прочности 1,4, вытяжки 1,15 и упрочнения 1,37, отсутствии противонапряжения вызвал увеличение допустимого коэффициента трения от 0,361 (№ 9) до 0,642 (№ 13). При коэффициенте вытяжки 2,0 и сохранении значений других параметров деформации рост угла волочения  $\alpha$  от  $5^\circ$  до  $10^\circ$  повысил допустимый коэффициент трения от 0,043 до 0,068. Влияние коэффициента упрочнения на исследуемые показатели незначительное. Например, при отсутствии противонапряжения и коэффициентах вытяжки 1,15 и упрочнения  $k = 0,0001$  (№ 1) предельное значение коэффициента трения  $f_{\text{п}} = 0,496$ . При коэффициенте упрочнения 1,37, отсутствии противонапряжения и коэффициенте  $\mu = 1,15$  (№ 7)  $f_{\text{п}} = 0,558$ . Из сравнения данных при коэффициентах упрочнения 1,37 и запаса прочности  $\gamma = 1,0$ , отсутствии противонапряжения и  $\alpha = 5^\circ$  (№ 7) и  $\alpha = 10^\circ$  (№ 11) следует повышение предельного значения коэффициента трения  $f_{\text{п}}$  при увеличении угла  $\alpha$ . Из сравнения данных строк № 7 и 8 при  $\alpha = 5^\circ$  соответственно при отсутствии

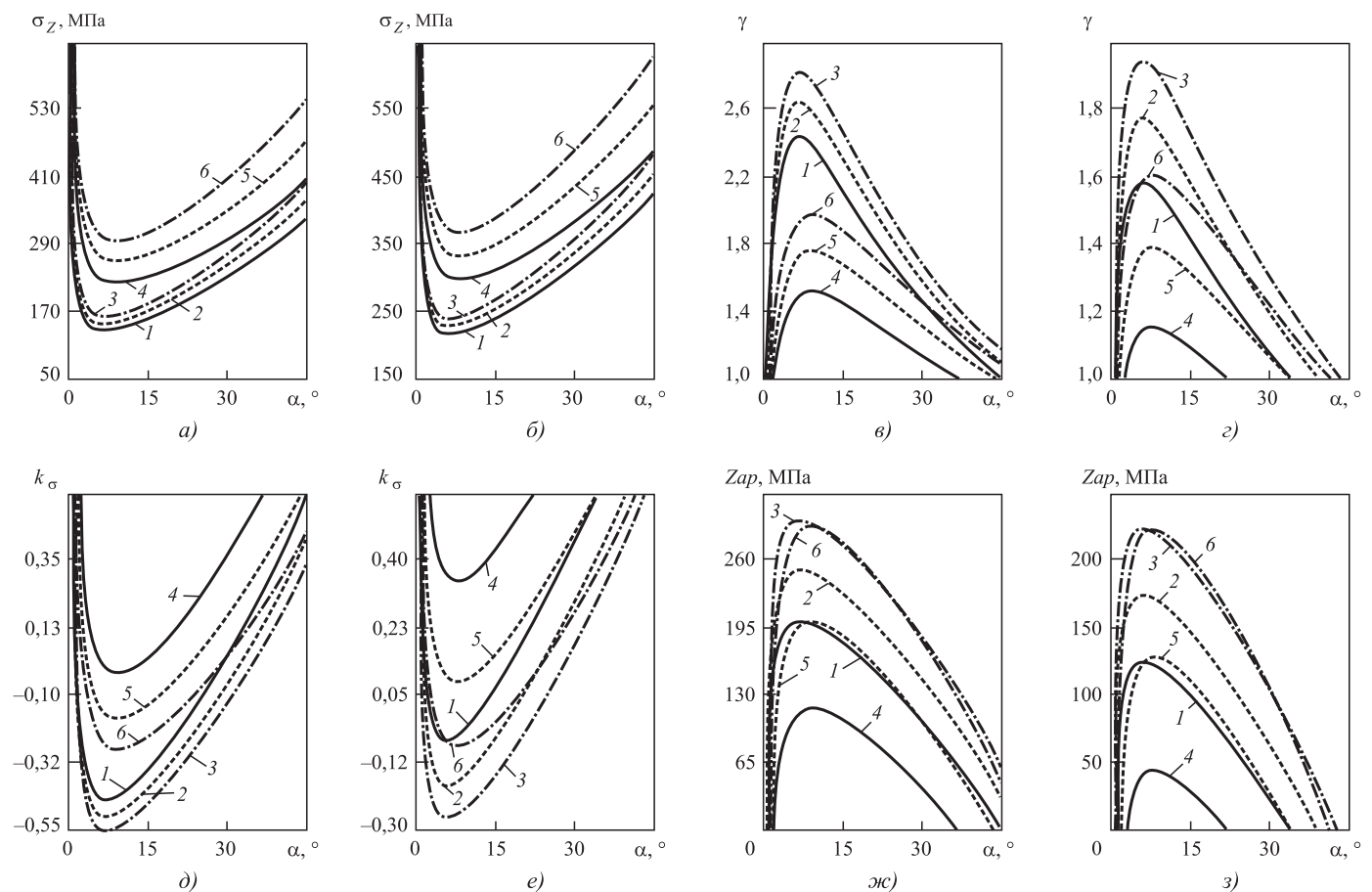
**Предельные и допустимые значения коэффициента трения в зависимости от коэффициента вытяжки при углах волочения 5 и 10°, напряжении противонапряжения  $\sigma_q$  0 и 85 МПа и коэффициентах  $k$  упрочнения 0,0001; 0,25; 0,75 и 1,37**

№ п/п	$\gamma$	$\alpha, ^\circ$	$\sigma_q, \text{МПа}$	$k$	Коэффициент трения при $\mu$					
					1,15	1,25	1,50	1,75	2,0	
1	1,0	5	0	0,0001	0,496	0,278	0,114	0,058	0,030	
2					0,453	0,240	0,080	0,026	0	
3			0,25	0,507	0,289	0,125	0,069	0,041		
4				0,471	0,258	0,098	0,044	0,017		
5			0,75	0,530	0,312	0,148	0,093	0,066		
6				0,508	0,296	0,136	0,082	0,055		
7		10	5	0	1,37	0,558	0,341	0,179	0,125	0,099
8						0,555	0,343	0,185	0,132	0,107
9				0,25		0,361	0,211	0,098	0,061	0,043
10						0,293	0,169	0,077	0,047	0,032
11			0,75	1,0	0,633	0,330	0,230	0,181		
12				1,0	0,618	0,331	0,237	0,190		
13			1,4	0	0,642	0,371	0,168	0,101	0,068	
14				85	0,475	0,269	0,116	0,065	0,040	

и действию противонапряжения следует увеличение предельного значения коэффициента трения  $f_{\text{п}}$  от действия противонапряжения при коэффициенте вытяжки 1,25...2,0. Однако отмеченное увеличение  $f_{\text{п}}$  от действия противонапряжения незначительно. Здесь необходимо отметить уменьшение напряжения волочения от приложения противонапряжения при повышенных значениях коэффициентов трения, вытяжки и упрочнения и угле  $\alpha = 4...7^\circ$  [19—21]. Таким образом, данные рис. 6 и таблицы показывают, что предельные  $f_{\text{п}}$  и допустимые  $f_{\text{д}}$  значения коэффициента трения находятся в сложной зависимости от параметров деформации.

На рис. 7 приведены зависимости напряжения волочения  $\sigma_z$ , коэффициента запаса прочности  $\gamma$ , показателя напряженного состояния  $k_\sigma$  и абсолютного запаса прочности  $Z_{\text{ап}}$  от угла волочения  $\alpha$  при коэффициенте трения 0,05. Абсолютный запас прочности  $Z_{\text{ап}}$  при модели упрочнения (5) рассчитывали по формуле

$$Z_{\text{ап}} = 340\mu^k - \sigma_z. \quad (33)$$

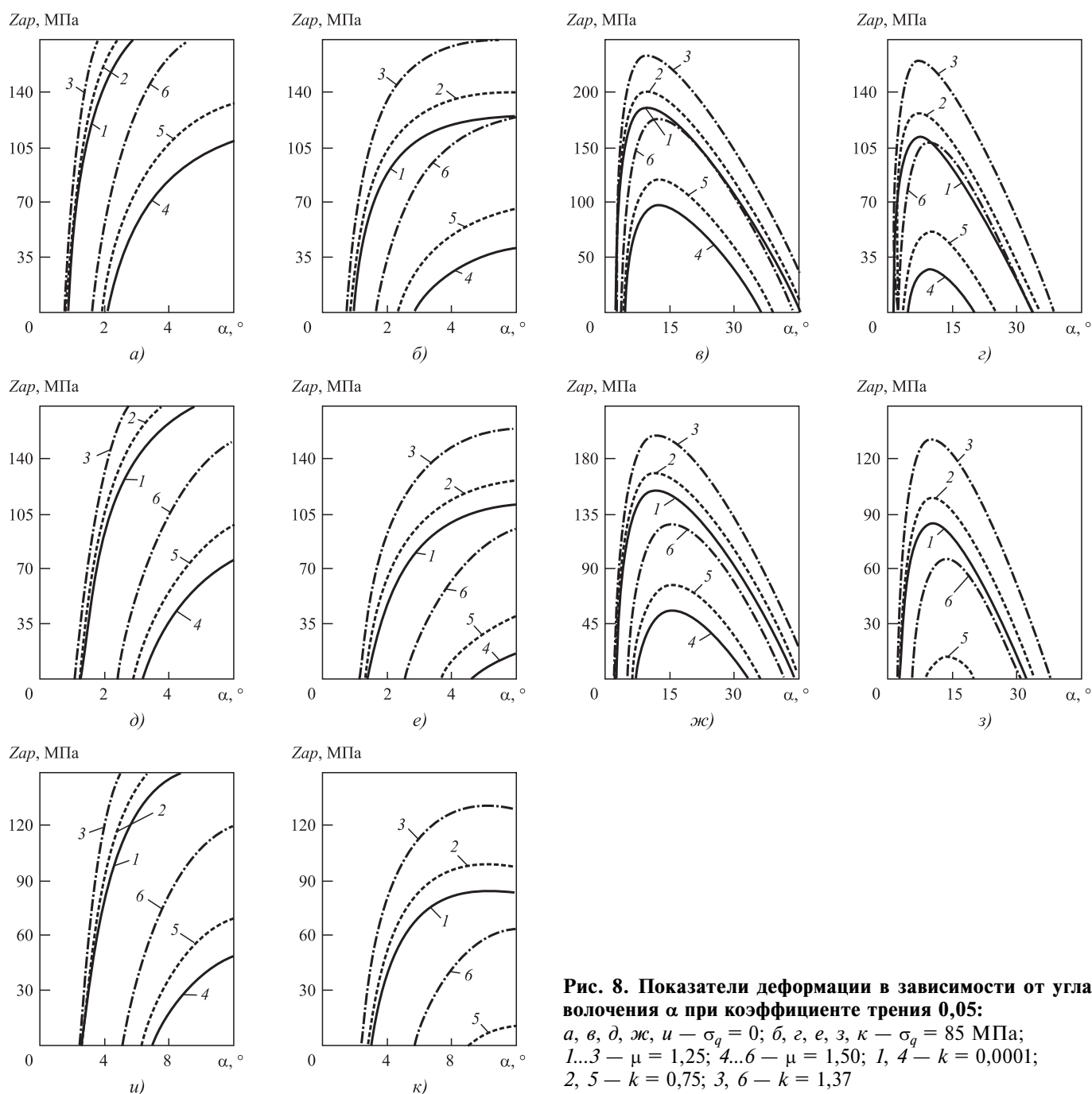


**Рис. 7. Показатели деформации в зависимости от угла волочения  $\alpha$  при коэффициенте трения 0,05:**  
 а, в, д, ж —  $\sigma_q = 0$ ; б, г, е, з —  $\sigma_q = 85$  МПа; 1...3 —  $\mu = 1,25$ ; 4...6 —  $\mu = 1,50$ ; 1, 4 —  $k = 0,0001$ ; 2, 5 —  $k = 0,75$ ; 3, 6 —  $k = 1,37$

Приняты значения коэффициента упрочнения для модели упрочнения (1) 0,0001; 0,75 и 1,37. Коэффициент вытяжки 1,25 и 1,50, напряжение  $\sigma_q$  противонапряжения 0 и 85 МПа.

Расстояние между линиями 1—3 при коэффициенте вытяжки 1,25 меньше расстояния между линиями 4—6 при коэффициенте вытяжки 1,50. Экстремальные значения показателей при коэффициенте вытяжки 1,50 находятся при большем угле волочения  $\alpha$ . От приложения противонапряжения уменьшилось оптимальное значение угла  $\alpha_{\text{опт}}$ .

Увеличение коэффициента упрочнения привело к повышению напряжения волочения (а, б), коэффициента запаса прочности (в, г) и абсолютного запаса прочности  $Z_{\text{ап}}$  (ж, з) и уменьшению показателя напряженного состояния (д, е). При отсутствии противонапряжения каждая кривая 1, 4 и 5 для коэффициента запаса прочности (см. рис. 7, в), показателя напряженного состояния (см. рис. 7, д) и абсолютного запаса прочности  $Z_{\text{ап}}$  (см. рис. 7, ж) определяет два значения предельного угла волочения. Наличие двух значений предельного угла во-



**Рис. 8. Показатели деформации в зависимости от угла волочения  $\alpha$  при коэффициенте трения 0,05:**  
 а, в, д, ж, и —  $\sigma_q = 0$ ; б, г, е, з, к —  $\sigma_q = 85$  МПа;  
 1...3 —  $\mu = 1,25$ ; 4...6 —  $\mu = 1,50$ ; 1, 4 —  $k = 0,0001$ ;  
 2, 5 —  $k = 0,75$ ; 3, 6 —  $k = 1,37$



лочения при фиксированных коэффициентах вытяжки и трения показано в работах [22, 23].

При действии противонапряжения все кривые рис. 7, *г*, *е*, *з* пересекают горизонтальные линии графиков, определяя малые (находятся слева на оси абсцисс) и значительные предельные значения угла волочения. Малые предельные значения угла волочения существенно не отличаются при разных значениях коэффициентов вытяжки и упрочнения в отличие от значительных предельных значений угла. Кривая 4 при коэффициентах вытяжки 1,50 и упрочнения 0,0001 определяет меньшее различие первого малого и второго большого предельных углов волочения. Причем это различие существенно меньше при действии противонапряжения (см. рис. 7, *г*, *е*, *з*). Кривая 3 при коэффициентах вытяжки 1,25 и упрочнения 1,37 фиксирует наименьшее и наибольшее значения предельного угла волочения.

Абсолютный запас прочности  $Z_{ap}$  (см. рис. 7, *ж*, *з*) находится в сложной зависимости от коэффициентов вытяжки и упрочнения. При отсутствии упрочнения кривая 1 при коэффициенте вытяжки 1,25 значительно выше кривой 4 при коэффициенте  $\mu = 1,50$ . Кривые 3 и 6 при коэффициенте упрочнения 1,37 расположены близко.

Для оценки предельного значения угла волочения в зависимости от коэффициентов вытяжки, трения и упрочнения построены зависимости для абсолютного запаса прочности  $Z_{ap}$  на рис. 8. Данные на рис. 8, *а*, *б*, *д*, *е*, *и*, *к* приведены для определения малых предельных значений угла волочения  $\alpha$  при отсутствии и действии противонапряжения. Зависимости для запаса прочности  $Z_{ap}$  от угла волочения  $\alpha$  даны в интервале его изменения  $0...45^\circ$  — на рис. 8, *в*, *г*, *ж*, *з*. Кривые для запаса  $Z_{ap}$  на рис. 8, *а*, *б* построены при коэффициенте трения 0,05, на рис. 8, *в...е* — при коэффициенте трения 0,75 и на рис. 8, *ж...к* — при коэффициенте  $f = 0,15$ .

С увеличением коэффициента упрочнения и уменьшением коэффициента вытяжки снижается малое (левая) предельное значение угла  $\alpha_{п}$  (см. рис. 8, *а*, *б*, *д*, *е*, *и*, *к*). Противонапряжение увеличивает левые малые предельные углы, особенно, при коэффициенте вытяжки 1,50 (кривые 4—6).

Противонапряжение уменьшает правые большие предельные углы (см. рис. 8, *в*, *г*, *ж*, *з*). С уменьшением коэффициента упрочнения и увеличением коэффициента вытяжки снижается величина правого предельного угла.

Из сравнения расположения соответствующих кривых на рис. 7, *ж*, *з* и рис. 8, *в*, *г* следует уменьшение запаса  $Z_{ap}$  при увеличении коэффициента трения от 0,05 до 0,075. При росте коэффициен-

та трения от 0,75 до 0,15 также уменьшилось значение запаса  $Z_{ap}$ , что следует из сравнения соответствующих данных рис. 8, *в*, *г* и *ж*, *з*. При коэффициенте трения 0,15 и действии противонапряжения отсутствует кривая 4 при коэффициентах вытяжки 1,50 и упрочнения 0,0001 (см. рис. 8, *з*, *к*), так как  $Z_{ap} < 0$ . Малое предельное значение угла  $\alpha_{п}$  увеличилось при росте коэффициента трения от 0,075 до 0,15, что следует из сравнения расположения соответствующих кривых на рис. 8, *д* и *и* при отсутствии противонапряжения, рис. 8, *е* и *к* при напряжении противонапряжения  $\sigma_q = 85$  МПа. Большое предельное значение угла  $\alpha_{п}$  уменьшилось при увеличении коэффициента трения от 0,075 до 0,15 при отсутствии и наличии противонапряжения. Это показывают кривые рис. 8, *в*, *г* и *ж*, *з*. Малые предельные углы при коэффициенте трения 0,15 показаны при изменении угла  $\alpha$  в интервале  $0...12^\circ$  (см. рис. 8, *и*, *к*). В этом интервале незначительное различие малых предельных значений угла, определяемых на оси абсцисс кривыми 1—3 при коэффициенте вытяжки 1,25. Таким образом, увеличение коэффициента упрочнения  $k$  от 0,0001 до 1,37 при  $\mu = 1,25$  привело к незначительному изменению предельного значения угла  $\alpha_{п}$ . При коэффициенте вытяжки 1,50 (кривые 4—6) более существенно влияние коэффициента упрочнения  $k$  на значение  $\alpha_{п}$ .

## Выводы

Определены графическим способом предельные и допустимые значения коэффициентов вытяжки и трения, критерия  $\Delta$  формы очага деформации, показателя деформированного состояния  $\Phi_1$ , напряжения и угла волочения при разных параметрах деформации и моделях упрочнения. Для определения построены графики, на оси ординат которых расположены искомые показатели, а на оси абсцисс — значения коэффициента запаса прочности, полученные при варьировании коэффициента вытяжки.

При отсутствии деформационного упрочнения меньше предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки, напряжения волочения и больше значения критерия  $\Delta$ . Допустимые значения коэффициента вытяжки и напряжения волочения уменьшаются с ростом коэффициента запаса прочности И.Л. Перлина. Допустимые значения показателя деформированного состояния  $\Phi_1$  больше предельных значений.

Показана зависимость предельных и допустимых значений дельта-критерия при оптимальном угле волочения от параметров деформации и моде-

ли упрочнения. Приведены зависимости напряжения волочения, коэффициента запаса прочности и показателя напряженного состояния от коэффициента трения и угла волочения. Предельные и допустимые значения коэффициента трения больше при оптимальном угле волочения. Впервые установлена возможность увеличения предельного значения коэффициента трения от действия противонапряжения. Предельные и допустимые значения коэффициента трения уменьшаются с ростом коэффициента вытяжки и увеличиваются с повышением коэффициента упрочнения  $k$ .

Кривые для зависимостей коэффициента запаса прочности, показателя напряженного состояния и абсолютного запаса прочности  $Z_{ap}$  от угла волочения фиксируют на оси абсцисс малые и большие значения предельного угла волочения (см. рис. 7 и 8). Малые предельные значения угла волочения существенно не отличаются при разных значениях коэффициентов вытяжки и упрочнения в отличие от больших предельных значений угла. От действия противонапряжения увеличиваются малые предельные углы и уменьшаются большие предельные углы.

Определение предельных и допустимых значений коэффициентов вытяжки и трения, критерия  $\Delta$ , напряжения и угла волочения способствует рациональному выбору режимов деформирования проволоки (прутка).

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Губкин С.И. Пластическая деформация металлов. Т. 3. М.: Металлургиздат. 1960, 306 с.
2. Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. М.: Металлургия. 1971, 447 с.
3. Тарнавский А.Л. Эффективность волочения с противонапряжением. М.: Металлургиздат. 1959, 152 с.
4. Гурьянов Г.Н. Расчет единичной предельной вытяжки при холодном волочении круглого сплошного профиля // Сталь. 2009. № 9. С. 78–80.
5. Гурьянов Г.Н. Расчет допустимого коэффициента вытяжки проволоки при заданном запасе прочности // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2011. Т. 77. № 10. С. 61–62.
6. Гурьянов Г.Н., Зуев Б.М. Зависимость допустимой степени деформации проволоки от трения, запаса прочности и деформационного упрочнения // Сталь. 2013. № 4. С. 49–54.
7. Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В. Предельные и допустимые значения коэффициента вытяжки при разных параметрах деформации и моделях упрочнения материала проволоки // Производство проката. 2018. № 4. С. 18–26.
8. Бэкофен В. Процессы деформации. Пер. с англ. В.С. Берковского, Ф.И. Рузанова. М.: Металлургия, 1977. 288 с.
9. Wright R.N. Wire Technology Process Engineering and Metallurgy. 2011, 320 p.
10. Hosford W.F., Caddell R.M. Metal Forming. Mechanics and Metallurgy. Cambridge University Press. 2007, 312 p.
11. Wright R.N. Workability in Extrusion and Wire Drawing, in Workability Testing Techniques / ed. G.E. Dieter. ASM International, Materials Park, Ohio, 1984. P. 255.
12. Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В. Характер взаимосвязи между расчетными показателями деформации при разных моделях упрочнения материала проволоки // Технология металлов. 2019. № 1. С. 34–46.
13. Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В. Сравнительная оценка показателей деформации при расчете с применением действительного угла волочения и приведенного угла И.Л. Перлина при разных моделях упрочнения материала проволоки // Производство проката. 2018. № 11. С. 10–24.
14. Гурьянов Г.Н. Осевое напряжение, запас прочности, показатель напряженного состояния и критерии формы очага деформации в зависимости от угла волочения проволоки // Технология металлов. 2019. № 10. С. 8–21.
15. Гурьянов Г.Н. Расчет допустимого коэффициента вытяжки проволоки при заданном запасе прочности // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2011. Т. 77. № 10. С. 61–62.
16. Гурьянов Г.Н. Оптимальные углы рабочего конуса волюки в зависимости от основных параметров деформации проволоки // Изв. вуз. Черная металлургия. 2009. № 9. С. 42–45.
17. Гурьянов Г.Н. Величина угла волочения и показатели деформации при минимальной силе волочения проволоки из различных материалов // Технология металлов. 2019. № 6. С. 2–14.
18. Гурьянов Г.Н. Расчет, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки. Магнитогорск: МГТУ, 2008, 358 с.
19. Гурьянов Г.Н. Критерии для оценки эффективности применения противонапряжения при волочении круглого сплошного профиля // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 6. С. 30–35.
20. Гурьянов Г.Н. Допустимые и предельные значения напряжения противонапряжения при волочении проволоки // Технология металлов. 2017. № 5. С. 2–11.
21. Гурьянов Г.Н., Смирнов С.В. Условия для волочения круглого сплошного профиля без прироста осевого напряжения от действия противонапряжения // Технология металлов. 2018. № 9. С. 3–13.
22. Гурьянов Г.Н. Оптимальные и предельные углы рабочего конуса волюки // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Межрегиональный сборник научных трудов. Магнитогорск: МГТУ, 2009. С. 187–193.
23. Гурьянов Г.Н. Оценка допустимых значений параметров деформации проволочной заготовки при заданном запасе прочности // Сталь. 2010. № 8. С. 70–74.

<sup>1</sup>В.П. Табаков, д-р техн. наук, <sup>1,2</sup>А.В. Чихранов, канд. техн. наук, <sup>2</sup>Я.А. Долженко  
(<sup>1</sup>Ульяновский государственный технический университет,  
<sup>2</sup>Ульяновский институт гражданской авиации имени Главного маршала авиации Б.П. Бугаева)  
E-mail: chihranov@mail.ru

## Формирование структурных параметров и механических свойств многоэлементных покрытий на основе нитрида ниобия в различных условиях осаждения<sup>1</sup>

*Представлены результаты исследований зависимости химического состава покрытий на основе нитрида ниобия от компоновочной схемы установки. Определено влияние содержания химических элементов в покрытиях на основе нитрида ниобия на фазовый состав, структурные параметры и механические свойства. Исследовано влияние температуры осаждения покрытий на механические свойства износостойких покрытий.*

**Ключевые слова:** нитрид ниобия, режущий инструмент, износостойкое покрытие, параметры структуры, механические свойства.

*The results of the dependence of the chemical composition of coatings based on niobium nitride on the layout of the installation are presented. The effect of the chemical elements content in coatings based on niobium nitride on the phase composition, structural parameters and mechanical properties is determined. The effect of the deposition temperature of coatings on the mechanical properties of wear-resistant coatings is studied.*

**Keywords:** niobium nitride, cutting tool, wear-resistant coating, structure parameters, mechanical properties.

### Введение

Износостойкие покрытия существенно повышают работоспособность режущих инструментов [1–6]. Однако в ряде случаев работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями не обеспечивает выполнение заданных требований к механической обработке. К тому же, технологический потенциал одно- и многоэлементных покрытий, разработанных на основе нитрида титана и его модификаций, практически исчерпан. В связи с этим становится все более актуальной научно-техническая проблема поиска новых составов и технологий их осаждения. Одним из перспективных материалов, который можно использовать в качестве покрытия режущего инструмента, можно считать нитрид ниобия. Немногочисленные публикации [7–12] показывают, что нитрид ниобия по своим механическим и теплофизическим свойствам в лучшую сторону отличается от нитрида титана. На основании этого можно предположить более высокие эксплуатационные свойства многоэлементных покрытий на его основе. Так, в работах [7, 8] показано использование нитрида ниобия в качестве слоев многослойного покрытия в сочетании со слоями из нитрида титана и нитрида молибдена.

Авторы отмечают высокую твердость таких многослойных покрытий.

Использование ниобия в качестве легирующего элемента показано в работах [9–11]. Выявлено, что введение ниобия в состав покрытий на основе нитрида титана позволяет изменять механические свойства материала покрытий и способствует повышению работоспособности режущего инструмента. В работе [12] показано, что NbN по сравнению с TiN имеет более высокую микротвердость, модуль упругости, трещиностойкость, прочность адгезии с инструментальной основой и более высокий уровень сжимающих остаточных напряжений.

Введение в состав NbN дополнительных элементов неоднозначно отражается на его кристаллическом строении и фазовом составе [12, 13]. Так, добавление циркония не изменяет кристаллического строения — покрытие NbZrN, как и нитрид ниобия, имеет гексагональную кристаллическую решетку. Одновременное добавление двух элементов, например титана и циркония, ведет к трансформации кристаллической решетки в тетрагональную. Введение в состав NbN дополнительных элементов практически не изменяет значения микротвердости, вызывает небольшой рост коэффициента интенсивности напряжений, сопротивляемости пластическому деформированию, снижает модуль упругости и прочность адгезии с инструментальной основой [12]. Учитывая перспективность применения нитрида ниобия и его модификаций

<sup>1</sup>Работа выполнена при поддержке РФФИ (Грант №18-48-730011).

в качестве покрытий режущего инструмента, дальнейшие исследования по его использованию представляют научный и практический интерес.

**Цель работы** — исследование формирования структурных параметров и механических свойств многоэлементных покрытий на основе нитрида ниобия.

### Методика исследований

Исследовали многоэлементные покрытия на основе нитрида ниобия NbTiZrN, NbTiCrN, NbTiAlN и NbTiZrAlN. Покрытия наносили на установке "Булат-6" на твердосплавные пластины МК8 производства СП "МКТС-HERTEL", HT10 фирмы MITSUBISHI CARBIDE, TNU333 фирмы SANDVIK COROMANT, пластины из быстрорежущей стали P6M5 и стали 20X13. Пластины из сталей P6M5 и 20X13 использовали при измерении остаточных напряжений в многоэлементных покрытиях. Химический состав покрытий определяли методом количественного рентгеноспектрального анализа на установке MAP-4 с учетом ZAF-поправок. Параметры структуры покрытий (периоды кристаллической решетки  $a$  и  $c$ , полуширину рентгеновской дифракционной линии  $\beta$ ) и остаточные напряжения  $\sigma_0$  измеряли на дифрактометре "ДРОН-3М", размеры блоков областей когерентного рассеяния (ОКР)  $D$  рассчитывали по методике работы [14]. Прочность адгезии покрытий с инструментальной основой оценивали по коэффициенту отслоения  $K_0$ , микротвердость  $H_{\mu}$ , модуль упругости первого рода  $E$  и коэффициент интенсивности напряжений  $K_{IC}$  покрытий определяли по методикам, изложенным в работе [15].

### Результаты исследований и их обсуждение

На первом этапе исследовали влияние компоновочной схемы установки для нанесения покрытий на их химический и фазовый составы, структурные параметры и механические свойства. Покрытия наносили с использованием цельных катодов из Nb, Ti и Zr, катодов из сплава титана и алюминия (TiAl) и титана, ниобия и алюминия (TiNbAl), а также составных катодов из титана со вставками из хрома и циркония (TiZr и TiCr). Компоновочную схему изменяли путем варьирования расположением различных катодов в камере установки. Осаждение покрытий проводили с использованием трех катодов: схема № 1 — катоды из Ti и Zr и катод из сплава NbTiAl, схема № 2 — катоды из Nb и Zr и катод из сплава NbTiAl, схема № 3 — два катода из Nb и катод из сплава TiNbAl, схема № 4 — катоды из Nb и Ti и катод из сплава TiAl, схемы № 5 и № 6 — два катода из Nb и составной катод TiZr с разным диа-

метром вставки из циркония, схемы № 7 и № 8 — два катода из Nb и составной катод TiCr с разным диаметром вставки из хрома. Химический состав покрытий для различных компоновочных схем представлен в табл. 1.

Исследованиями установлено, что изменение содержания ниобия в покрытиях, полученных по различным компоновочным схемам, существенно влияет на их фазовый состав. В качестве примера в табл. 2 представлены данные по фазовому анализу покрытий NbTiCrN, полученных по компоновочным схемам № 7 и 8, а на рис. 1 — дифрактограммы данных покрытий. Покрытие NbTiCrN с меньшим содержанием ниобия (схема № 8) имеет тетрагональную структуру с преимущественной структурой (200). На дифрактограмме данного покрытия (см. рис. 1, а) наблюдается дифракционный пик максимальной интенсивности при  $2\theta = 41,0^\circ$ , который идентифицируется как NbN (200), характерный тетрагональной структуре.

Повышение содержания ниобия в покрытии NbTiCrN (схема № 7) изменяет фазовый состав покрытия. Пик максимальной интенсивности наблюдается при  $2\theta = 31,7^\circ$  (см. рис. 1, б), который идентифицируется как NbN (002), характерный для гексагональной структуры. При этом на дифрактограмме данного покрытия при  $2\theta = 35,8^\circ$  и  $2\theta = 41,8^\circ$  также присутствуют пики, характерные для тетрагональной структуры — NbN (112) и NbN (004).

Изменение соотношения содержания ниобия и титана в покрытиях NbTiZrAlN за счет замены катода из титана на катод из ниобия также отражается на фазовом составе покрытий. Для покрытий, полученных по компоновочной схеме № 1, меньшее содержание ниобия по сравнению с титаном и цирконием привело к формирова-

Таблица 1

**Влияние компоновочной схемы на химический состав покрытий**

Покрытие (номер схемы)	Содержание элементов, % ат.				
	Nb	Ti	Zr	Cr	Al
NbTiZrAlN (№ 1)	10,4	48,6	40,6	—	0,4
NbTiZrAlN (№ 2)	35,3	26,8	33,3	—	4,6
NbTiAlN (№ 3)	67,2	32,6	—	—	0,2
NbTiAlN (№ 4)	40,0	49,2	—	—	10,8
NbTiZrN (№ 5)	65,7	33,5	0,8	—	—
NbTiZrN (№ 6)	46,5	41,9	11,6	—	—
NbTiCrN (№ 7)	43,8	48,1	—	8,1	—
NbTiCrN (№ 8)	77,9	18,0	—	4,1	—

Таблица 2

Фазовый анализ покрытия NbTiCrN

2θ, °	d <sub>экспер</sub> , нм	Δ	HKL	d <sub>таблич</sub> , нм	Фазы		Структура
					покрытия	основы	
Схема № 8							
34,5	0,2570	0,51	100	0,2570	NbN		Гексагональная
35,7	0,2515	0,12	112	0,2524	NbN		Тетрагональная
38,3	0,2350	1,00	101	0,2331	NbN		Гексагональная
41,0	0,2201	1,00	200	0,2193	NbN		Тетрагональная
44,6	0,2032	1,00	110	0,2010		α-Fe	
61,7	0,1503	0,72	110	0,1484	NbN		Гексагональная
65,1	0,1433	0,24	200	0,1428		α-Fe	
71,2	0,1324	0,04	312	0,1321	NbN		Тетрагональная
Схема № 7							
31,7	0,2849	1,00	002	0,2768	NbN		Гексагональная
33,5	0,2675	0,23	100	0,2570	NbN		Гексагональная
35,8	0,2508	1,00	112	0,2524	NbN		Тетрагональная
41,8	0,2161	0,86	004	0,2171	NbN		Тетрагональная
44,6	0,2032	1,00	110	0,2010		α-Fe	
66,1	0,1414	0,10	004	0,1384	NbN		Гексагональная

Обозначения: 2θ — угол дифракции; d<sub>экспер</sub> и d<sub>таблич</sub> — межплоскостное расстояние соответственно экспериментальное и табличное; Δ — относительная интенсивность; HKL — индекс Миллера.

нию кубической кристаллической структуры. На дифрактограммах данных покрытий наблюдаются дифракционные пики, которые идентифицируются как TiN (111), TiZrN<sub>2</sub> (111) и ZrN (111), характерные для кубической структуры. Для покрытия NbTiZrAlN, полученного по компоновочной схеме № 2, повышение содержания ниобия до 35,3 % ат. привело к формированию тетрагональной структуры. Об этом свидетельствует наличие на дифрактограмме покрытия дифракционных пиков NbN (004), имеющих наибольшую интенсивность, и отсутствие дифракционных пиков TiN и ZrN.

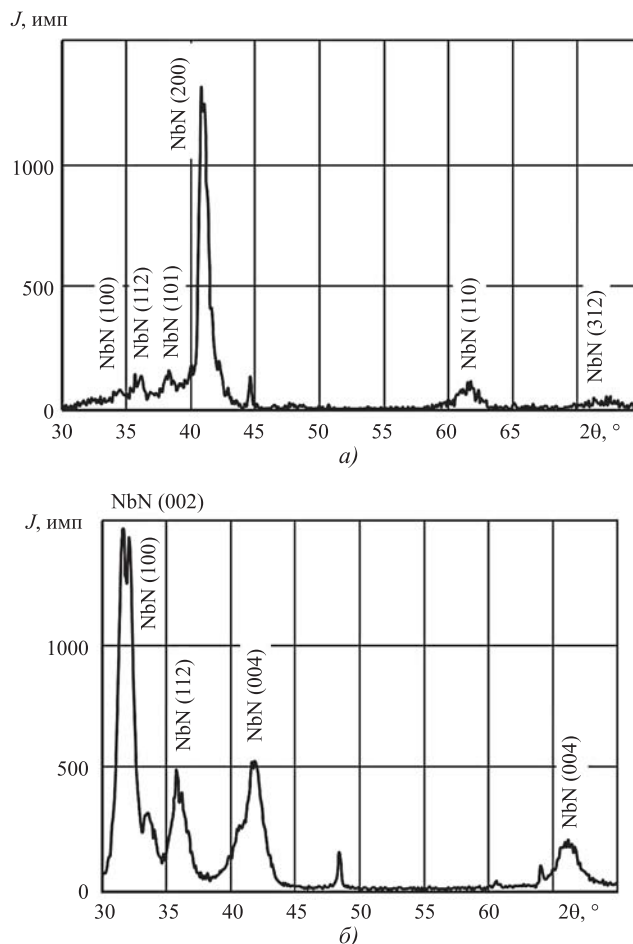


Рис. 1. Дифрактограммы покрытий NbTiCrN: а — компоновочная схема № 7; б — компоновочная схема № 8

Анализ фазового состава и дифрактограмм покрытий NbTiZrN, полученных по различным компоновочным схемам, показывает, что для них характерна преимущественная тетрагональная структура, но при этом наблюдается смещение дифракционных пиков максимальной интенсивности, характеризующих структуру покрытий. Для покрытия NbTiZrN, полученного по схеме № 5 дифракционный пик максимальной интенсивности наблюдается при 2θ = 41,2°, а для покрытия NbTiZrN, полученного по компоновочной схеме № 6, — при 2θ = 35,4°. При этом преимущественной текстурой для обоих покрытий является текстура NbN (112). Для покрытий NbTiAlN, также отличающихся различным процентным соотношением ниобия и титана, смещение дифракционных пиков максимальной интенсивности, характеризующих структуру покрытий, не происходит — данные пики расположены на практически одинаковых углах: 2θ = 41,4° и 2θ = 41,6°.

Исследованиями установлено, что изменение химического состава покрытий, вызванное изме-

нением компоновочной схемы, по-разному отражается на параметрах структуры.

Для покрытий NbTiZrN (табл. 3) параметры решетки  $a$  и  $c$ , полуширина рентгеновской линии  $\beta_{004}$ , размеры блоков ОКР  $D$  практически не зависят от компоновочной схемы нанесения покрытий. В то же время уровень сжимающих остаточных напряжений в покрытиях, полученных по различным компоновочным схемам, отличается существенно. Для покрытий NbTiAlN влияние компоновочной схемы на структурные параметры более существенное. Покрытия, полученные по компоновочной схеме № 4, имеют более высокие значения полуширины рентгеновской линии, что свидетельствует о большей деформации кристаллической решетки, и меньшие размеры блоков ОКР. Уровень сжимающих остаточных напряжений в данных покрытиях в 2,7 раза выше, по сравнению с покрытиями, полученными по схеме № 3.

Аналогичные данные по влиянию компоновочной схемы на структурные параметры покрытий получены и для покрытий NbTiCrN и NbTiZrAlN.

Исследования механических свойств покрытий, полученных по различным компоновочным схемам, показали, что несмотря на различие их структурных параметров и сжимающих остаточных напряжений, отличаются они незначительно (табл. 4).

На втором этапе исследовали влияние температуры осаждения на фазовый состав, структурные параметры и механические свойства покрытий NbTiAlN и NbTiZrN на твердом сплаве TNU333. Установлено, что изменение температуры осаждения незначительно влияет на химический состав покрытий (табл. 5). В то же время при более высокой температуре наблюдается некоторое увеличение содержания алюминия в покрытии NbTiAlN при снижении содержания титана.

Установлено, что температура осаждения оказывает существенное влияние на фазовый состав покрытия. Как видно из табл. 6 и рис. 2,  $a$ , для покрытия NbTiZrN, полученного при температуре 300 °С, на дифрактограмме наблюдается дифракционный пик наибольшей интенсивности при  $2\theta = 35,4^\circ$ , который идентифицируется как NbN (112), характерный для тетрагональной структуры. Повышение температуры осаждения до 600 °С вызывает появление на дифрактограмме дополнительного дифракционного пика при  $2\theta = 41,1^\circ$ , также соответствующего тетрагональной структуре, который идентифицируется как NbN (200) (рис. 2,  $b$ ). Аналогичные закономерности влияния температуры конденсации на фазовый состав получены и для покрытий NbTiAlN.

Установлено, что снижение температуры осаждения с 600 до 300 °С (табл. 7) изменяет параметры структуры, а также увеличивает полуширину рентгеновской линии  $\beta_{112}$  на 12...64 %, уменьша-

Таблица 3

**Структурные параметры покрытий**

Основа	Схема нанесения	$a$ , нм	$c$ , нм	$D$ , нм	$\beta_{004}$ , °	$\sigma_o$ , МПа
Покрытие NbTiZrN						
P6M5	№ 5	0,4470	0,8764	11,65	0,83	-2904 ± 312
	№ 6	0,4407	0,8747	12,39	0,77	-5860 ± 191
TNU 333	№ 5	0,4372	0,8791	11,08	0,82	—
	№ 6	0,4394	0,8654	12,74	0,75	—
Покрытие NbTiAlN						
P6M5	№ 3	0,4394	0,8704	13,76	0,71	-1742 ± 15
	№ 4	0,4302	0,8647	5,76	1,65	-4753 ± 269
TNU 333	№ 3	0,4449	0,8704	14,64	0,67	—
	№ 4	0,4438	0,8744	18,8	1,65	—

Таблица 4

**Механические свойства покрытий**

Покрытие	$H_u$ , ГПа	$K_0$	$K_{IC}$ , МПа·м <sup>1/2</sup>	$E$ , ГПа
NbTiAlN (№ 3)	30,2	0,26	12,04	445
NbTiAlN (№ 4)	30,6	0,17	12,34	426
NbTiZrN (№ 5)	32,6	0,19	10,60	575
NbTiZrN (№ 6)	31,9	0,21	11,32	474

Таблица 5

**Влияние температуры осаждения на химический состав покрытий**

Покрытие	Температура осаждения, °С	Содержание элементов, % ат.			
		Nb	Ti	Zr	Al
NbTiZrN	300	46,56	41,69	11,75	—
	600	46,49	41,94	11,57	—
NbTiAlN	300	68,17	27,23	—	4,60
	600	66,91	27,96	—	5,13

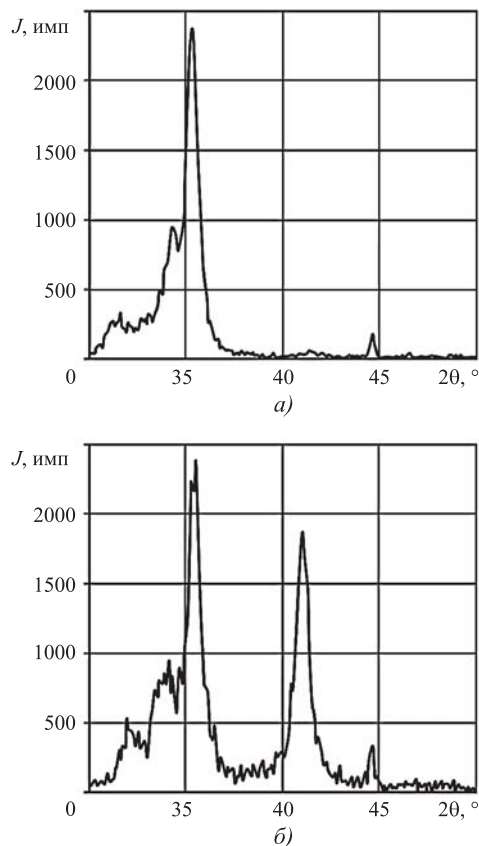
ет размеры блоков ОКР на 12...40 %, увеличивает сжимающие остаточные напряжения на 5...38 %. При этом наибольшие изменения имеют место для покрытий NbTiAlN.

Влияние температуры осаждения на механические свойства покрытий показано в табл. 8. Снижение температуры осаждения ведет к повышению механических свойств покрытий. Для покрытий, осажденных при низкой температуре, характер-

Таблица 6

**Фазовый анализ покрытия NbTiZrN при различной температуре осаждения**

2θ, °	d <sub>экспер</sub> , нм	Δ	HKL	d <sub>таблич</sub> , нм	Фазы		Структура
					покрытия	основы	
Температура осаждения 300 °С							
31,5	0,2840	0,52	002	0,2768	NbN		Гексагональная
34,3	0,2614	1,0	100	0,2570	NbN		Гексагональная
35,4	0,2536	1,0	112	0,2524	NbN		Тетрагональная
41,8	0,2161	1,0	200	0,2150		TiC	
48,4	0,1881	1,0	101	0,1870		WC	
61,3	0,1512	0,27	110	0,1484	NbN		Гексагональная
64,1	0,1453	0,49	110	0,1450		WC	
73,2	0,1293	0,95	111	0,1290		WC	
77,2	0,1236	0,57	102	0,1231		WC	
Температура осаждения 600 °С							
31,9	0,2805	0,40	002	0,2768	NbN		Гексагональная
34,7	0,2585	1,00	100	0,2570	NbN		Гексагональная
35,6	0,2522	1,00	112	0,2524	NbN		Тетрагональная
41,1	0,2196	0,78	200	0,2193	NbN		Тетрагональная
48,4	0,1881	0,87	101	0,1870		WC	
61,5	0,1508	0,31	110	0,1484	NbN		Гексагональная
64,1	0,1453	0,35	110	0,1450		WC	
73,1	0,1295	1,00	111	0,1290		WC	
75,3	0,1262	0,97	200	0,1255		WC	



**Рис. 2. Фрагменты дифрактограмм покрытия NbTiZrN при температуре конденсации:**  
а — 300 °С; б — 600 °С

ны более высокие значения микротвердости (на 1...1,5 ГПа), модуля упругости (на 5...7 %), коэффициента интенсивности напряжений (на 5...6 %), но более низкая прочность адгезии. Коэффициент отслоения, характеризующий прочность адгезии, для покрытий, полученных при высокой температуре, ниже в 1,3...1,4 раза, что свидетельствует о более высокой их прочности адгезии.

Анализ полученных результатов показывает, что закономерности изменения структурных па-

Таблица 7

**Влияние температуры осаждения на структурные параметры покрытий и остаточные напряжения**

Основа	Покрытие	a, нм	c, нм	β <sub>112</sub> , °	D, нм	Δa/a · 10 <sup>-3</sup>	σ <sub>o</sub> , МПа
20X13	NbTiZrN	0,4417	0,8684	0,813	11,70	10,8	-6555 ± 317
		0,4403	0,8671	0,734	13,04	9,7	-5147 ± 801
P6M5	NbTiZrN	0,4362	0,8983	0,792	12,03	10,5	-5211 ± 589
		0,4403	0,8741	0,700	13,71	9,2	-4980 ± 574
20X13	NbTiAlN	0,4417	0,8840	1,020	9,41	11,5	-5962 ± 516
		0,4382	0,8680	0,836	11,58	9,4	-5249 ± 330
P6M5	NbTiAlN	0,4372	0,8791	1,198	7,98	13,6	-5273 ± 290
		0,4382	0,8543	0,728	13,4	8,1	-3834 ± 548

Примечание. В числителе температура осаждения 300 °С, в знаменателе — 600 °С.

Таблица 8

**Влияние температуры осаждения на механические свойства покрытий**

Покры- тие	Температура осаждения, °С	$H_u$ , ГПа	$K_0$	$K_{IC}$ , МПа·м <sup>1/2</sup>	$E$ , ГПа
NbTiAlN	300	32,1	0,22	12,76	455
	600	30,6	0,17	12,34	426
NbTiZrN	300	32,9	0,29	11,84	496
	600	31,9	0,21	11,32	474

раметров, остаточных напряжений, механических свойств и прочности адгезии инструментальных покрытий на основе нитрида ниобия с повышением температуры осаждения аналогичны тем, что имели место для покрытий на основе нитрида титана [1, 3, 4].

**Выводы**

1. Установлено влияние компоновочной схемы установки и температуры осаждения на химический и фазовый составы, параметры структуры, остаточные напряжения и механические свойства покрытий на основе нитрида ниобия.
2. Показано, что влияние компоновочной схемы проявляется в изменении фазового состава, структурных параметров и остаточных напряжениях, но практически не сказывается на механических свойствах покрытий.
3. Уменьшение температуры осаждения ведет к росту механических свойств, но снижает прочность адгезии покрытий с инструментальной основой.
4. Полученные данные могут быть использованы при выборе функциональных слоев многослойных покрытий.

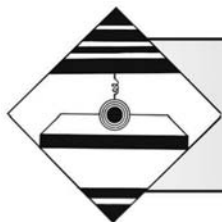
**БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК**

1. **Табак В.П., Григорьев С.Н., Верещака А.С.** Принципы формирования и технологии нанесения износостойких покрытий режущего инструмента. Ульяновск: УлГТУ. 2012. 196 с.
2. **Верещака А.С., Верещака А.А., Булычева А.И.** Многослойные нанодисперсные покрытия для режущего инструмента // Упрочняющие технологии и покрытия. 2014. № 5 (113). С. 33–39.
3. **Табак В.П.** Принципы формирования многослойных покрытий режущего инструмента с учетом

функционального назначения его слоев и контактных характеристик процесса резания // Вестник РГАТУ имени П.А. Соловьева. 2017. № 2 (41). С. 205–213.

4. **Табак В.П., Худобин Л.В.** Повышение работоспособности твердосплавного инструмента путем направленного выбора механических свойств слоев многослойного покрытия с учетом функциональных параметров процесса резания // Упрочняющие технологии и покрытия. 2018. Т. 14. № 9. С. 414–418.
5. **Табак В.П., Чихранов А.В.** Повышение работоспособности твердосплавного режущего инструмента путем направленного выбора рациональных параметров состава износостойкого покрытия // СТИН. 2016. № 3. С. 14–18.
6. **Tabakov V.P., Vereschaka A.S., Vereschaka A.A.** Multi-layer composition coatings for cutting tools: formation and performance properties // Mechanics & Industri. 18. 2017. P. 706.
7. **Hovsepian P. Eh., Münz W.-D., Medlock A., Gregory G.** Combined cathodic arc/unbalanced magnetron grown CrN/NbN superlattice coatings for applications in the cutlery industry // Surf. Coat. Technol. 133. 2000. P. 508–516.
8. **Hultman L., Wallenberg L.R., Shinn M., Barnett S.A.** Formation of polyhedral voids at surface cusps during growth of epitaxial TiN/NbN superlattice and alloy films // J. Vac. Sci. Technol. A 10 (4, Pt 2). 1992. P. 1618–1824.
9. **Structure and properties of nanostructured NbN and Nb–Si–N films depending on the conditions of deposition: Experiment and theory / V.I. Ivashchenko, P.L. Skrynskii, O.S. Litvin et al. // The Physics of Metals and Metallography. 2015. Т. 116. № 10. P. 1015–1028.**
10. **Structure and physicomechanical properties of NbN-based protective nanocomposite coatings: A review / A.D. Pogrebnyak, V.M. Rogoz, O.V. Bondar et al. // Protection of Metals and Physical Chemistry of Surfaces. 2016. Vol. 52. No. 5. P. 802–813.**
11. **Табак В.П., Сизов С.В., Чихранов А.В.** Новые износостойкие покрытия режущего инструмента на основе нитрида ниобия // Вестник Рыбинской государственной авиационной технологической академии им. П.А. Соловьева. 2017. № 2 (41). С. 235–240.
12. **Табак В.П., Чихранов А.В., Долженко Я.А.** Исследование параметров структуры и механических свойств износостойких покрытий на основе нитрида ниобия // Вестник машиностроения. 2019. № 5. С. 80–84.
13. **Табак В.П.** Исследование влияния кристаллического строения износостойких покрытий на формирование параметров структуры и механических свойств // Упрочняющие технологии и покрытия. 2019. Т. 15. № 2. С. 57–60.
14. **Горелик С.С., Расторгуев Л.Н., Скаков Ю.А.** Рентгеноструктурный и электронно-оптический анализ металлов. М.: Металлургиздат, 1970. 366 с.
15. **Табак В.П., Чихранов А.В.** Определение механических характеристик износостойких ионно-плазменных покрытий на основе нитрида титана // Известия Самарского научного центра РАН. 2010. Т. 12. № 4. С. 292–297.





**А.В. Киричек**, д-р техн. наук  
(Брянский государственный технический университет),  
**Д.Л. Соловьев**, д-р техн. наук, **С.А. Силантьев**, канд. техн. наук,  
**С.В. Барин**, канд. техн. наук, **А.В. Яшин**  
(Владимирский государственный университет)  
E-mail: avkbgtu@gmail.com

## Технологические возможности управления эффективной глубиной наклепа поверхностного слоя волновым деформационным упрочнением

*Описаны параметры волнового деформационного упрочнения. Представлены результаты исследований влияния количества проходов и диаметра инструмента, применяемого для волнового деформационного упрочнения плоских поверхностей, на параметры качества упрочненного поверхностного слоя. Установлены закономерности влияния технологических факторов обработки на глубину и степень упрочнения материала детали. Приведены рекомендации по выбору параметров инструмента и технологии его применения для достижения наиболее эффективных результатов.*

**Ключевые слова:** волна деформации, сталь, твердость, глубина упрочнения, поверхностный слой, марганцовистая сталь.

*The parameters of wave deformation are described. The results of studies of the effect of the diameter of the instrument used for wave deformation of flat surfaces on the quality parameters of the hardened surface layer are presented. A significant increase in depth and degree of hardening after processing has been established, and the parameters of the tool and the technology of its application to obtain the most effective results have been determined.*

**Keywords:** deformation wave, steel, hardness, hardening depth, surface layer, manganese steel.

Выход из строя деталей машин, как правило, связан с разрушением несущего основные эксплуатационные нагрузки поверхностного слоя. В целях технологического обеспечения работоспособности и надежности ответственных деталей в промышленности успешно применяется упрочнение ответственных деталей поверхностным пластическим деформированием (ППД).

Волновое деформационное упрочнение (ВДУ) является одним из способов ППД, обладает увеличенным набором технологических факторов и наиболее широким диапазоном технологических возможностей. По сравнению с другими известными способами ППД, ВДУ позволяет обеспечивать наибольшую глубину и значительную степень упрочнения (наклепа) поверхностного слоя. Для ВДУ свойственны пологий градиент и большая эффективная глубина наклепа  $h_{эф}$ , под которой понимается характерный размер области подпо-

верхностного слоя материала, имеющего заданную степень наклепа (определяется как  $\Delta HV = [(HV - HV_0)/HV_0] \cdot 100 \%$ ), например, более 40 % —  $h_{40}$ . В связи с этим ВДУ в большей степени ориентировано на упрочнение, чем на отделку обрабатываемой поверхности, параметры шероховатости которой целесообразно обеспечивать на последующих операциях технологического процесса. В зависимости от условий реализации и выбранных значений технологических факторов, в результате ВДУ может быть создана как равномерно, так и гетерогенно упрочненная структура поверхностного слоя. При этом гетерогенное упрочнение позволяет сохранять большой запас пластичности, что весьма важно при работе упрочненных деталей в тяжелых условиях эксплуатации [1–3].

При разработке технологических процессов упрочнения металлических материалов достаточно часто возникает необходимость определенной

степени упрочнения на заданной глубине, иначе говоря, необходимо обеспечить требуемую эффективную глубину наклепа. Требуемая  $h_{эф}$  определяется из анализа условий эксплуатации, а требуемая степень упрочнения (наклепа) — из уровня эксплуатационных нагрузок. Несмотря на известность общих закономерностей процессов и вида зависимостей параметров качества поверхностного слоя от технологических факторов обработки ППД, решение обратной задачи — назначение режимов ППД для достижения требуемой глубины и степени упрочнения, всегда более сложное и трудоемкое, по сравнению с прямой оценкой параметров качества поверхностного слоя детали после обработки.

Для реализации ВДУ используется генератор импульсов, основными элементами которого являются боек и волновод определенной формы. Для упрочнения плоских поверхностей используется инструмент — цилиндрический (стержневой) ролик, который монтируется, с возможностью вращения вокруг своей оси, на торце волновода. На инструмент воздействует сила деформирования (нагрузка), имеющая динамическую и статическую составляющие.

При ВДУ в ударной системе боек—волновод генерируются плоские акустические волны, а в пятне контакта инструмента и обрабатываемой поверхности формируется динамическая составляющая нагрузки — поток ударных импульсов определенной формы, длительности и скважности. Форма импульса описывается зависимостью изменения силы удара от времени. Форма, амплитуда и длительность единичного импульса оказывают определяющее влияние на долю энергии удара бойка по волноводу, сообщаемую упрочняемому материалу и расходуемую на его упруго-пластическую деформацию, а следовательно, и на коэффициент полезного действия процесса ВДУ.

Форма импульса зависит не только от геометрических параметров бойка и волновода, акустических свойств их материалов и скорости соударения, но и от свойств упрочняемого материала. Для увеличения КПД процесса и создания более глубокого упрочненного слоя форму ударных импульсов необходимо максимально адаптировать к свойствам материала и условиям нагружения [1].

Статическая составляющая нагрузки не позволяет инструменту выходить из контакта с упрочняемой поверхностью сразу после воздействия на нее прямой волны деформации, возникающей на первой стадии удара бойка по волноводу. Она предназначена для наиболее полного полезного использования энергии динамической составляющей нагрузки за счет рекуперации энергии волн деформации, отраженных от границ с различными акустическими свойствами.

Упрочненный слой является следствием нанесения на обрабатываемую поверхность детали совокупности пластических отпечатков рабочей поверхности инструмента, формирующихся под воздействием динамической составляющей нагрузки, а также формированием волновых состояний вследствие взаимодействия распространяющихся в материале детали прямых и отраженных акустических волн деформации. Основными комплексными технологическими параметрами ВДУ, определяющими характеристики упрочненного поверхностного слоя, являются:

*для регулирования глубины и степени упрочнения:*  
— удельная энергия удара

$$a = A/b,$$

где  $A$  — энергия ударов генератора импульсов, Дж;  
 $b$  — длина стержневого ролика, мм;

$a$  — число проходов;

*для регулирования равномерности упрочнения:*

— коэффициент перекрытия пластических отпечатков

$$K = 1 - \frac{S}{\delta f 60},$$

где  $\delta$  — размер отпечатка, мм;

$S$  — скорость подачи заготовки относительно инструмента, мм/мин;

$f$  — частота ударов, Гц.

Из теории ППД известно, что определяющее влияние на глубину и степень упрочнения оказывают сила деформирования и радиус деформирующей поверхности инструмента. Причем степень упрочнения зависит от соотношения силы деформирования и площади пятна контакта инструмента и заготовки, а ее максимально достижимое значение определяется преимущественно свойствами обрабатываемого материала. Глубина расположения зоны максимального упрочнения зависит от силы деформирования, но определяется преимущественно радиусом деформирующей поверхности инструмента — чем меньше радиус деформирующей поверхности инструмента, тем ближе зона максимального упрочнения к обрабатываемой поверхности, и наоборот.

Закономерности волнового деформационного упрочнения металлических деталей в целом соответствуют основным известным теоретическим положениям обработки деталей ППД, однако, в силу специфики физического процесса, требуют отдельного исследования.

Удельная энергия удара, рассчитанная на единицу длины ролика и число проходов инструмента по обрабатываемой поверхности, при ВДУ не зависят явно от диаметра деформирующей по-

верхности ролика. В формуле расчета коэффициента перекрытия пластических отпечатков  $K$  характерный размер деформирующей поверхности инструмента не участвует, однако размер отпечатка  $\delta$  зависит как от диаметра деформирующей поверхности ролика, так и от свойств упрочняемого материала и динамической составляющей нагрузки (или энергии единичного импульса).

При назначении режимов ВДУ необходимо выбирать рациональное соотношение значений этих факторов, обеспечивающее требуемые параметры качества поверхностного слоя. Справедливо утверждение, что для любого материала при заданной энергии удара (силы деформирования) можно подобрать эффективный диаметр ролика, исходя из условия обеспечения наибольшей степени и глубины упрочнения.

В связи с изложенным, для ВДУ актуальна задача выявления зависимости глубины и степени упрочнения поверхности от диаметра и (в общем случае) от числа проходов деформирующего инструмента. Это особенно важно при обработке вязких и пластичных материалов, к которым относятся стали аустенитного класса, хорошо поддающиеся упрочнению наклепом, например сталь Гадфильда 110Г13Л.

Проведены сравнительные исследования результатов волнового деформационного упрочнения поверхностного слоя плоских образцов из высокомарганцовистой стали 110Г13Л, полученных после обработки в несколько проходов стержневыми роликами диаметром 10 и 25 мм. Исследовали микроструктуру и твердость материала поверхностного слоя неупрочненной и упрочненной детали до глубины не менее 10 мм.

В связи с тем, что глубина и степень упрочнения при ВДУ растут с увеличением значения коэффициента перекрытия, а при  $K$  выше 0,8 резко возрастает опасность перенаклепа материала и вероятность возникновения микротрещин в упрочненном поверхностном слое, исследования проводили при  $K$  0,6...0,8. Кратность деформирующего воздействия на элементарный участок обрабатываемой поверхности детали варьировали не только за счет изменения коэффициента перекрытия, но и путем изменения числа проходов инструмента от 1 до 3. Вследствие ограничений, вызванных конструктивными особенностями применяемого генератора механических импульсов, удельная энергия удара на единицу длины стержневого ролика принята постоянной  $a = 15$  Дж/мм.

Для подготовки образцов использовали специальное оборудование для пробоподготовки: пресс IPA 40 и шлифовально-полировальную машину Comprint 250 PLC; микроструктуру образцов

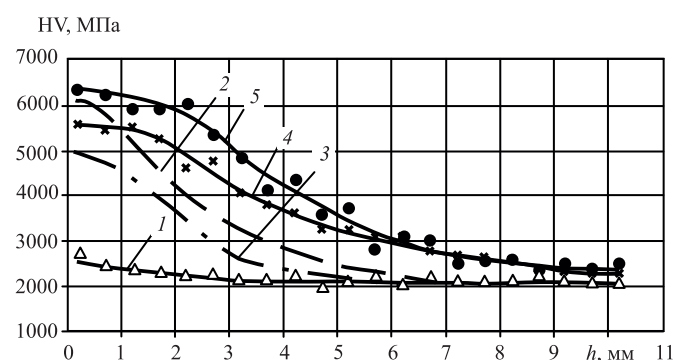
исследовали на цифровом автоматизированном металлографическом микроскопе Leica DVM6A; твердость и микротвердость оценивали с помощью прибора Hardwin XL KB 30 S.

Результаты исследований представлены на рис. 1—5.

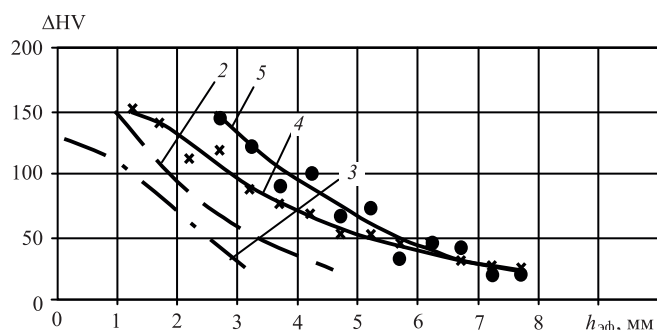
Из рис. 1 (см. обложку) видно, что структура неупрочненного образца из стали 110Г13Л представляет собой однородный аустенит с равномерно распределенными частицами упрочняющей фазы (рис. 1, а, б). Хорошо просматриваются двойники внутри округлых зерен аустенита со средним размером зерна 300...400 мкм (рис. 1, б). Видно наличие межкристаллитной пористости, обусловленной процессами первичной кристаллизации металла (рис. 1, в).

После ВДУ образцов структура приобретает вид, представленный на рис. 2 и 3 (см. обложку). Глубина зон упрочнения, определенная по металлографическим снимкам микроструктуры материала, у всех исследуемых образцов находится приблизительно на одном уровне — около 6...8 мм; в большей степени упрочнены поверхностные слои глубиной до 2,5...3,0 мм. На всех образцах наблюдается вытянутость зерен в направлении деформации, появляется большое количество линий скольжения. Наибольшая вытянутость зерен и увеличение количества линий деформаций и двойников наблюдается в поверхностных слоях образца, упрочненного за два прохода: первый проход — стержневым роликом диаметром 25 мм, второй проход — стержневым роликом диаметром 10 мм (см. рис. 3).

В результате выполненных исследований установлено (рис. 4), что средняя твердость неупрочненного образца составляет HV 2100 МПа, а мак-



**Рис. 4. Твердость и глубина упрочнения поверхностного слоя при различных технологических параметрах ВДУ:** 1 — без упрочнения; 2 — ВДУ стержневым роликом диаметром  $D = 10$  мм, 1 проход,  $K = 0,8$ ; 3 — ВДУ стержневым роликом диаметром  $D = 25$  мм, 1 проход;  $K = 0,8$ ; 4 — ВДУ стержневым роликом диаметром  $D = 25$  мм, 3 прохода,  $K = 0,6$ ; 5 — ВДУ стержневым роликом диаметром  $D = 25$  мм, 1 проход + стержневым роликом диаметром  $D = 10$  мм, 1 проход;  $K = 0,6$



**Рис. 5. Степень и эффективная глубина наклепа после ВДУ:** 2 — ВДУ стержневым роликом диаметром  $D = 10$  мм, 1 проход,  $K = 0,8$ ; 3 — ВДУ стержневым роликом диаметром  $D = 25$  мм, 1 проход,  $K = 0,8$ ; 4 — ВДУ стержневым роликом диаметром  $D = 25$  мм, 3 прохода,  $K = 0,6$ ; 5 — ВДУ стержневым роликом диаметром  $D = 25$  мм, 1 проход + стержневым роликом диаметром  $D = 10$  мм, 1 проход,  $K = 0,6$

симальная твердость образцов после ВДУ возрастает в 2,4...3,0 раза и достигает HV 5000...6400 МПа. Использование роликов малого диаметра и увеличение числа проходов инструмента позволяет повысить максимальную степень наклепа поверхностного слоя.

Форма эпюры микротвердости в упрочненном волной деформации поверхностном слое детали в целом аналогична известным зависимостям, наблюдаемым после обкатывания роликами или шарами большого диаметра. Наблюдается максимум в подповерхностном слое, однако глубина максимально упрочненного подслоя зависит от числа проходов инструмента и составляет от 0,3...0,5 мм при одном проходе до 0,3...1,0 мм при 2—3 проходах (см. рис. 4). Следовательно, эффективная глубина наклепа  $h_{140-200}$  (рис. 5) при увеличении количества проходов увеличивается в 2 раза, а припуск на операции последующей механической обработки упрочненной поверхности не должен превышать 0,3 мм.

В зависимости от числа проходов стержневого ролика несколько меняются характер (градиент) эпюры микротвердости и общая глубина упрочненного слоя. При увеличении числа проходов от 1 до 2...3 глубина упрочнения возрастает в 2 раза и достигает 10 мм, а эффективная глубина наклепа (рис. 5) растет более чем в 2 раза для всех диапазонов степеней наклепа:  $h_{100}$  с 1,2...1,8 до 3...4 мм ( $HV \geq 4200$  МПа);  $h_{50}$  с 2,5...3,5 до 5,5...6 мм ( $HV \geq 3050$  МПа);  $h_{25}$  с 3,3...4,5 до 8 мм ( $HV \geq 2625$  МПа).

Из сравнения кривых 3, 4 и 5 (рис. 5) видно, что в целях повышения эффективной глубины наклепа целесообразно ВДУ выполнять за несколько проходов с меньшим коэффициентом перекрытия.

При этом наиболее эффективна обработка в два прохода стержневыми роликами разных диаметров, сначала большим, а затем меньшим диаметром. В этом случае обеспечивается максимально возможная эффективная глубина наклепа упрочненного материала.

## Выводы

Применение ВДУ стержневыми роликами (диаметр 10...25 мм) для упрочнения изделий из высокомарганцовистой аустенитной стали Гадфильда 110Г13Л позволяет получать глубокий упрочненный поверхностный слой (до 6...8 мм) с максимальной твердостью, достигающей HV 6400 МПа, что более чем в 3 раза превышает твердость неупрочненного металла.

Припуск на операции последующей отделочной механической обработки упрочненной поверхности, выполняемой в целях обеспечения ее заданной шероховатости и точности размеров, не должен превышать 0,3 мм.

Многопроходная (2—3 прохода) обработка ВДУ, даже при меньших значениях коэффициента перекрытия, по сравнению с однопроходным ВДУ, позволяет увеличить в 2 и более раз эффективную глубину наклепа и глубину упрочненного слоя в целом.

Технология двухпроходной обработки ВДУ плоских поверхностей стержневыми роликами — вначале роликом большого, а затем малого диаметра — наиболее эффективна, так как позволяет обеспечить максимальную степень упрочнения, наибольшую эффективную глубину наклепа и глубину упрочненного слоя в целом при высокой производительности процесса.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Киричек А.В., Соловьев Д.Л., Лазуткин А.Г. Технология и оборудование статико-импульсной обработки поверхностным пластическим деформированием. Библиотека технолога. М.: Машиностроение, 2004. 288 с.
2. Kirichek A.V., Soloviev D.L., Altuhov A.Yu. Deformation Wave Hardening of Metallic Materials // Journal of Nano and Electronic Physics, 2014. Vol. 6. No. 3. 03069 (4pp).
3. Kirichek A.V., Soloviev D.L., Silant'ev S.A. Effect of the structure heterogeneously hardened by impact deformation waves upon impact strength of the material // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. 2016. 124. 012157 (5 pp).
4. Влияние процесса упрочнения волной деформации на микроструктуру материала / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, С.А. Силантьев, С.О. Федонина // Научные технологии в машиностроении. 2019. № 4 (94). С. 13—17.

**Б.Я. Мокрицкий**, д-р техн. наук  
(Комсомольский-на-Амуре государственный университет)

**С.Н. Гулецкий**, канд.техн.наук  
(Новгородский химико-индустриальный техникум, г. Великий Новгород)  
E-mail: boris@knastu.ru

## О влиянии покрытия инструментальных материалов на шероховатость поверхности нержавеющей стали при их токарной обработке

*Требования к качеству поверхностей деталей неуклонно растут, в том числе для деталей, изготавливаемых из нержавеющей стали, область применения которых стремительно расширяется. Шероховатость поверхности во многом является результатом большого числа процессов, протекающих в технологической системе резания. Для большинства случаев шероховатость регламентируют по параметрам Ra и Rz. В данной работе описана зависимость шероховатости поверхности деталей от упрочняющих покрытий, нанесенных на твердосплавные сменные пластины токарных резцов, приведены результаты соответствующих исследований шероховатости поверхности по большому числу параметров применительно к токарной обработке специализированных нержавеющей сталей.*

**Ключевые слова:** параметры шероховатости, упрочняющие покрытия, нержавеющей стали.

*The requirements for the surface quality of parts are steadily growing, including for parts made from stainless steels, the scope of which is rapidly expanding. Surface roughness is largely the result of a large number of processes occurring in the cutting technological system. For most cases, the roughness is regulated by the parameters Ra and Rz. This paper describes the dependence of the surface roughness of parts on the hardening coatings applied to the carbide replaceable plates of turning cutters, presents the results of the corresponding studies of the surface roughness by a large number of parameters as applied to the turning of specialized stainless steels.*

**Keywords:** roughness, hardening coatings, stainless steels.

### Введение

Востребованность в коррозионно-стойких материалах, способных работать в агрессивных и природных сложных условиях, достаточно высока. Как следствие, и расход металлорежущего инструмента при обработке заготовок деталей, выполненных из таких сталей, значителен [1–5]. Для сокращения расхода принято наносить упрочняющие покрытия на твердосплавный субстрат [6–15].

В литературных источниках приведено множество результатов исследований управления шероховатостью обрабатываемой поверхности, но отсутствуют убедительные сведения о взаимосвязи архитектуры покрытий, нанесенных на инструментальные материалы, с параметрами шероховатости обработанной поверхности.

**Цель работы** — показать взаимосвязь упрочняющего покрытия с параметрами шероховатости поверхности обработанной детали.

### Полученные результаты и их обсуждение

С использованием программной среды Deform разработан ряд архитектур упрочняющих покры-

тий для их нанесения на твердосплавный субстрат ВК8. Инструмент применяли для высокопроизводительной токарной обработки трех специализированных труднообрабатываемых нержавеющей сталей: 09X17H7Ю, 12X18H10Т, 13X15H5АМЗ. Данные стали различны по своим физико-механическим характеристикам. Например, предел текучести стали 12X18H10Т равен 200 МПа, что почти в три раза меньше, чем у стали 09X17H7Ю.

Из разработанных покрытий было отобрано 10 архитектур с учетом возможности их нанесения на имеющемся оборудовании. В результате получили 10 новых инструментальных материалов, а именно: 1 — ВК8 + TiCN (5 мкм) + (TiAl)N (3 мкм) + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (5 мкм) + TiC (5 мкм); 2 — ВК8 + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (2 мкм) + (Ti)CN (5 мкм) + (TiAl)N (3 мкм) + TiN (3 мкм); 3 — ВК8 + (TiAl)N (3 мкм) + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (3 мкм) + (TiAl)N (3 мкм) + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (3 мкм); 4 — ВК8 + TiN (3 мкм) + TiC (3 мкм) + TiN (3 мкм) + TiC (3 мкм); 5 — ВК8 + TiC (3 мкм) + TiN (3 мкм) + (TiAl)N (2 мкм); 6 — ВК8 + TiCN (2 мкм) + TiC (3 мкм) + TiN (1,5 мкм); 7 — ВК8 + TiC (1,5 мкм) + TiN (3 мкм); 8 — ВК8 + TiN (2 мкм) + TiC (5 мкм); 9 — ВК8 + TiCN (0,5 мкм) + TiN (1 мкм); 10 — ВК8 +

TiN (0,5 мкм) + TiC (1 мкм). Цифры в скобках указывают толщину данного слоя покрытия.

Покрытия были нанесены на квадратные, трехгранные и пятигранные типовые сменные твердосплавные пластины отечественного производства. Пластины использовали в состоянии поставки. Для обобщения результатов отбирали по несколько пластин для нанесения указанных покрытий.

Данными инструментальными материалами обрабатывали заготовки на одинаковых режимах: скорость резания 50 м/мин, подача 0,21 мм/об. заготовки, глубина резания 1 мм. Подобные испытания проведены и при иных режимах резания.

Таблица 1

**Соотношение параметров шероховатости поверхностей, обработанных разными инструментальными материалами, для разных марок стали**

Марка стали	Параметр шероховатости	Значения параметров в зависимости от инструментального материала		Соотношение значений параметров, В1/В2
		Сплав ВК8 (В1)	Сплав ВК8 + TiCN (2 мкм) + TiC (3 мкм) + TiN (1,5 мкм) (В2)	
09Х17Н7Ю	<i>Ra</i>	7,10	6,23	1,14
	<i>Rq</i>	8,25	7,28	1,13
	<i>Rz</i>	28,95	26,97	1,07
	<i>Rt</i>	30,97	27,98	1,11
	<i>Rp</i>	16,28	14,76	1,1
	<i>R3z</i>	12,60	10,93	1,15
12Х18Н10Ю	<i>Ra</i>	8,60	6,77	1,27
	<i>Rq</i>	9,24	6,84	1,35
	<i>Rz</i>	32,67	29,68	1,1
	<i>Rt</i>	38,98	29,97	1,3
	<i>Rp</i>	26,30	21,22	1,24
	<i>R3z</i>	18,34	13,43	1,37
13Х15Н5АМЗ	<i>Ra</i>	9,84	6,79	1,45
	<i>Rq</i>	10,11	7,72	1,31
	<i>Rz</i>	36,12	30,35	1,19
	<i>Rt</i>	41,16	26,9	1,53
	<i>Rp</i>	29,49	23,34	1,32
	<i>R3z</i>	22,42	15,9	1,41

Примечания: 1. Использовали квадратную пластину 03113 SNUA по ГОСТ 19051—80.  
2. В1 — значение параметра шероховатости для инструментального материала ВК8, В2 — для упрочненного инструментального материала.

В мировой практике используют до 30 параметров шероховатости. Наиболее известны из них *Ra* и *Rz*, которые дают только общее представление о шероховатости поверхности и их бывает недостаточно для того, чтобы контролировать необходимое качество поверхности в целом ряде технологических ситуаций, например таких, как герметичность соединения, самоцентрирование соединения, зеркальность поверхности, предотвращение от самооткручивания соединения при вибрациях и т. п.

Далее в работе приведены результаты контроля амплитудных параметров шероховатости поверхности: *Ra*, *Rz*, наибольшая высота профиля *Ry* (ISO) и *Ry* (DIN), общая высота неровностей *Rt*, высота наибольшего выступа профиля *Rp*, высота неровностей по трем максимальным значениям *R3z*. Шаговые параметры контроля шероховатости в данной работе не рассматриваются.

Этот набор параметров позволяет получить достаточно полное представление об объекте исследований в рамках поставленных задач.

Контролировали шероховатость поверхности детали прибором модели TR200 со стойкой модели ТА-620\*.

В табл. 1 дан пример результатов контроля параметров шероховатости при точении обрабатываемых заготовок пластинами, отличающимися инструментальным материалом.

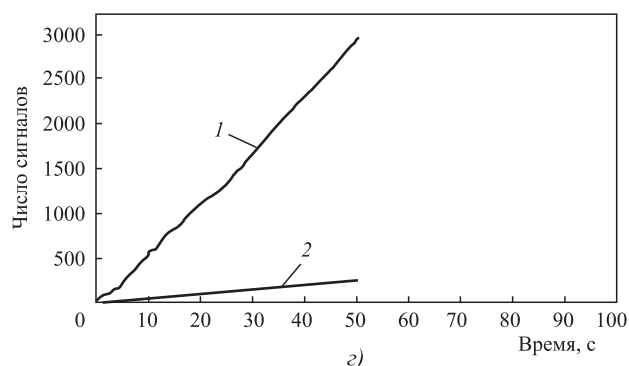
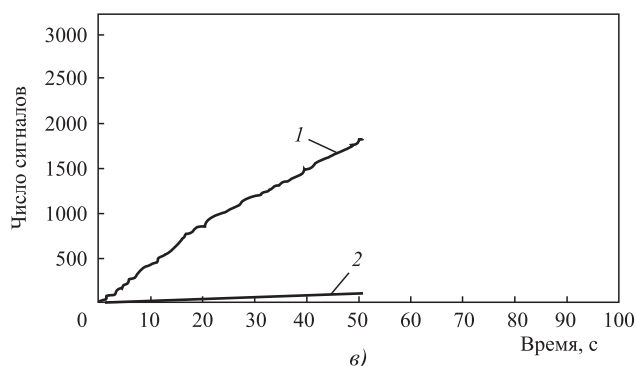
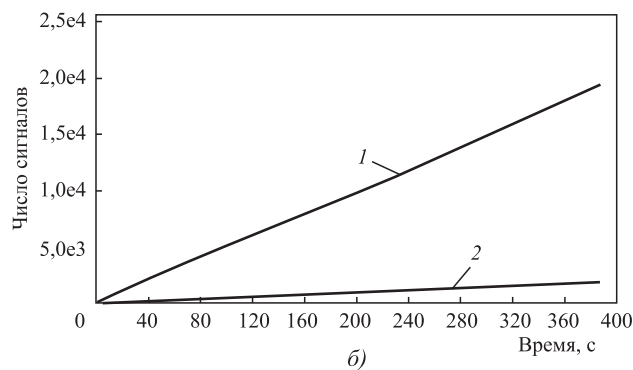
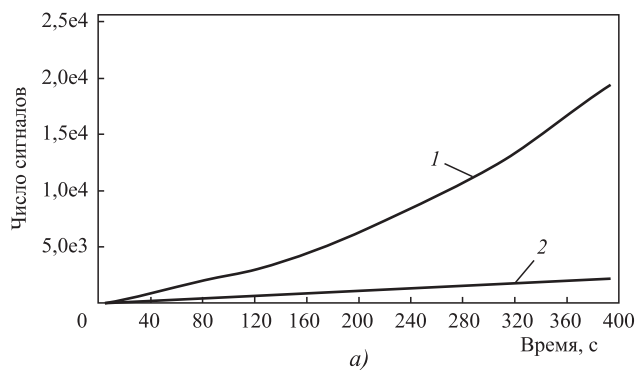
Полученные данные позволяют сделать выводы о том, что:

— во всех исследованных случаях применение упрочняющего покрытия обеспечило снижение значений всех параметров шероховатости; причем снижение различно для разных обрабатываемых материалов, но характер изменений сохраняется;

— снижение значений параметров шероховатости проявляется в большей степени для более мягкого обрабатываемого материала; и наоборот, чем более сложен материал для обработки, тем меньше данный эффект.

Установленные факты связи между значениями параметров шероховатости и применяемым инструментальным материалом могут быть использованы для диагностики состояния системы станок — приспособление — инструмент — деталь. Это связано с уменьшением силы резания при наличии покрытий. Меньшая сила резания способствует более устойчивому (благоприятному) состоянию системы, что сопровождается снижением вибраций.

\*В исследованиях участвовал Э.С. Ситамов. Авторы благодарят его за предоставленные результаты.



**Акустически активные сигналы датчиков при резании разными инструментальными материалами:**

*a* — BK8 + Ti + (Ti)CN + Ti + (TiAl)N + (NbZrTiAl)N + Ti; *б* — BK8 + (TiAl)N + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + (TiAl)N + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>;

*в* — BK8 + TiCN + (TiAl)N + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + TiC; *г* — BK8 + Ti + TiN + (NbZrTiAl)N;

*1* — основной датчик (на режущем инструменте); *2* — базовый датчик (вне зоны резания)

Для оценки состояния технологической системы резания применяли общеизвестный прием, а именно: исследовали параметры электрических сигналов акустической эмиссии, излучаемой системой резания. Установлено [16, 17], что в большинстве случаев оценить состояние технологической системы резания можно по параметру "число акустически активных сигналов". На рисунке показаны примеры регистрации этого параметра при резании инструментами с разными покрытиями. Сигналы регистрировались основным датчиком, установленным непосредственно на режущем инструменте, и базовым датчиком, расположенным на станке вне зоны резания.

В результате анализа подобных записей в проведенных экспериментах установлено, что в любом из моментов записи в процессе резания для разных используемых инструментов различными являются не только регистрируемые значения числа сигналов от основного датчика, но и их разница с аналогичными значениями от базового датчика.

Эти два параметра позволяют оценивать состояние технологической системы резания станок—приспособление—инструмент—деталь по активности акустической эмиссии, излучаемой в процессе

резания. Они достаточны для диагностирования состояния технологической системы резания. Более того, с их помощью можно оценить, какой из элементов системы станок—приспособление—инструмент—деталь и в какой мере влияет на это состояние. С этой позиции оценивали влияние биения центра задней бабки, влияние зазора в резцедержателе и т. д. Установлено, что наибольшее влияние оказывает биение шпинделя станка и увеличение зазоров в резцедержателе (снижение жесткости крепления).

Для расширения диапазона исследований и исключения случайных данных были проведены измерения параметров шероховатости при разных режимах токарной обработки рассматриваемых материалов. Соответствующие результаты на примере обработки заготовки из стали 09X17H7Ю отражены в табл. 2.

Приведенные данные свидетельствуют о том, что:

- применение упрочняющего покрытия приводит к снижению значений параметров шероховатости поверхности при любом из реализованных режимов резания;

- изменения значений параметров в большей степени проявляются при большей глубине и

Таблица 2

Значения параметров шероховатости поверхности при точении стали 09X17H7Ю на разных режимах резания

Параметры режима резания	Параметр шероховатости	Значения параметров в зависимости от инструментального материала		Соотношение значений параметров, В1/В2
		Сплав ВК8 (В1)	Сплав ВК8 + TiCN (1 мкм) + (TiAl)N (3 мкм) + TiN (2 мкм) (В2)	
1-й режим: скорость резания 50 м/мин, подача 0,21 мм/об. заготовки, глубина резания 1 мм	<i>Ra</i>	8,16	7,32	1,15
	<i>Rq</i>	9,84	8,64	1,14
	<i>Rz</i>	36,52	31,03	1,18
	<i>Rt</i>	32,70	27,65	1,18
	<i>Rp</i>	19,68	17,43	1,3
	<i>R3z</i>	13,24	12,08	1,1
2-й режим: скорость резания 50 м/мин, подача 0,21 мм/об. заготовки, глубина резания 2 мм	<i>Ra</i>	9,48	7,96	1,19
	<i>Rq</i>	14,60	12,37	1,18
	<i>Rz</i>	42,42	35,06	1,21
	<i>Rt</i>	38,34	30,92	1,24
	<i>Rp</i>	24,12	19,14	1,26
	<i>R3z</i>	16,28	12,72	1,28
3-й режим: скорость резания 60 м/мин, подача 0,21 мм/об. заготовки, глубина резания 1 мм	<i>Ra</i>	12,65	10,46	1,21
	<i>Rq</i>	16,62	13,85	1,20
	<i>Rz</i>	48,90	39,44	1,24
	<i>Rt</i>	43,41	32,89	1,32
	<i>Rp</i>	26,76	20,43	1,31
	<i>R3z</i>	21,14	15,78	1,34

Примечание. Использовали квадратную пластину 03113 SNUA по ГОСТ 19051–80.

большей скорости резания, при этом наибольшим изменениям подвержены параметры *Rt*, *Rp* и *R3z*.

Исследования, проведенные для различных выбранных ранее архитектур инструментальных материалов, показали, что значения параметров шероховатости поверхности одного и того же материала заготовки различаются в зависимости от выбранного упрочняющего покрытия режущего инструмента. Частным примером, подтверждающим этот вывод, служат данные табл. 1 для инструментального материала ВК8 + TiCN (2 мкм) +

Таблица 3

Влияние архитектуры упрочняющего покрытия инструмента на отдельные параметры шероховатости обработанной поверхности при точении стали 09X17H7Ю

№ п/п	Инструментальный материал	Параметр шероховатости	Соотношение значений параметров В1/В2
1	ВК8 + TiCN (5 мкм) + (TiAl)N (3 мкм) + Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (5 мкм) + TiC (5 мкм)	<i>Ra</i>	1,46
		<i>Rz</i>	1,25
2	ВК8 + Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (2 мкм) + (Ti)CN (5 мкм) + (TiAl)N (3 мкм) + TiN (3 мкм)	<i>Ra</i>	1,26
		<i>Rz</i>	1,24
3	ВК8 + (TiAl)N (3 мкм) + Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (3 мкм) + (TiAl)N (3 мкм) + Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (3 мкм)	<i>Ra</i>	1,19
		<i>Rz</i>	1,10
4	ВК8 + TiN (3 мкм) + TiC (3 мкм) + TiN (3 мкм) + TiC (3 мкм)	<i>Ra</i>	1,16
		<i>Rz</i>	1,09
5	ВК8 + TiC (3 мкм) + TiN (3 мкм) + (TiAl)N (2 мкм)	<i>Ra</i>	1,14
		<i>Rz</i>	1,09
6	ВК8 + TiCN (2 мкм) + TiC (3 мкм) + TiN (1,5 мкм)	<i>Ra</i>	1,14
		<i>Rz</i>	1,07
7	ВК8 + TiC (1,5 мкм) + TiN (3 мкм)	<i>Ra</i>	1,13
		<i>Rz</i>	1,06
8	ВК8 + TiN (2 мкм) + TiC (5 мкм)	<i>Ra</i>	1,12
		<i>Rz</i>	1,04
9	ВК8 + TiCN (0,5 мкм) + TiN (1 мкм)	<i>Ra</i>	1,11
		<i>Rz</i>	1,03
10	ВК8 + TiN (0,5 мкм) + TiC (1 мкм)	<i>Ra</i>	1,11
		<i>Rz</i>	1,02

TiC (3 мкм) + TiN (1,5 мкм), где соотношение В1/В2 всегда более единицы и достигает значения 1,45, т. е. шероховатость в этом случае снизилась на 45 %. Подобная оценка влияния архитектуры покрытия на общепринятые параметры шероховатости приведена в табл. 3.

Эти данные позволяют выбрать состав упрочняющего покрытия, наилучшим образом отвечающий свойствам и условиям обработки стали 09X17H7Ю. Для сталей 12X18H10Т и 13X15H5-AM3 соотношение В1/В2 имеет значительно большие



значения. Для всех рассматриваемых нержавеющей сталей наиболее рациональны по этому параметру инструментальные материалы  $ВК8 + TiCN$  (5 мкм) +  $(TiAl)N$  (3 мкм) +  $Al_2O_3$  (5 мкм) +  $TiC$  (5 мкм) и  $ВК8 + Al_2O_3$  (2 мкм) +  $(Ti)CN$  (5 мкм) +  $(TiAl)N$  (3 мкм) +  $TiN$  (3 мкм).

### Заключение

Упрочняющие покрытия режущего инструмента позволяют существенно снизить значения параметров шероховатости поверхности обрабатываемого материала и обеспечить высокую точность и качество изделий при токарной обработке заготовок.

При этом наилучшее соответствие архитектуры упрочняющего покрытия режущего инструмента конкретному обрабатываемому материалу является основой для эффективности технологической системы токарной обработки.

Своевременный контроль параметров шероховатости поверхности позволяет проводить диагностику состояния технологической системы станок—приспособление—инструмент—деталь. Для этой цели, наряду с традиционными параметрами  $Ra$  и  $Rz$ , могут быть также использованы параметры  $Rt$ ,  $Rp$ ,  $R3z$ .

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Мокрицкий Б.Я., Ситамов Э.С., Серебренникова А.Г. Повышение работоспособности твердосплавного режущего инструмента за счет нанесения покрытий // Вестник ИрГТУ. 2019. Т. 23. № 2. С. 246–251. DOI: <http://dx.doi.org/10.21285/1814-3520-2019-2-246-251>.
2. Ситамов Э.С., Мокрицкий Б.Я., Шакирова О.Г. Оценка износостойкости твердосплавного инструмента при обработке нержавеющей стали // Ученые записки КНАГУ. № 3-1(39). 2019. С. 109–112.
3. Ситамов Э.С., Мокрицкий Б.Я. Результаты сравнительного исследования износостойкости твердосплавного инструмента при обработке нержавеющей стали // Металлообработка. 2018. № 4 (106). С. 7–13.
4. Мокрицкий Б.Я., Ситамов Э.С., Мокрицкая Е.Б. Сравнительное исследование работоспособности твердосплавного режущего инструмента при обработке заготовок деталей, выполненных из нержавеющей стали // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2018. № 4. С. 76–79.

5. Васильев Е.В., Попов А.Ю., Бугай И.А. Специальный осевой режущий инструмент для обработки композиционных материалов // СТИН. 2015. № 4. С. 9.

6. Верещака А.С., Дачаева А.В., Анисеев А.И. Повышение работоспособности режущего инструмента при обработке труднообрабатываемых материалов путем комплексного применения наноструктурированного износостойкого покрытия и твердого сплава оптимального состава // Известия МГТУ "МАМИ". 2010. № 1(9). С. 99–106.

7. Григорьев С.Н. Методы повышения стойкости режущего инструмента: учебник для вузов. М.: Машиностроение, 2011. 368 с.

8. Евдокимов Д.Е., Скуратов Д.Л., Федоров Д.Г. Влияние износа режущего инструмента на плотность распределения тепловых потоков при концевом фрезеровании титанового сплава OT4 // СТИН. 2015. № 9. С. 26–30.

9. Елкин М.С. Исследование влияния износостойких покрытий режущего инструмента на параметры качества обработанной поверхности при фрезеровании концевыми фрезами лопаток и моноколес: дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08. Рыбинск, 2015. 205 с.

10. Курочкин А.В. Повышение работоспособности монолитных твердосплавных концевых фрез путем оптимизации архитектуры многослойных наноструктурированных износостойких покрытий: автореферат дис. ... канд. техн. наук, г. Рыбинск. 2012. С. 16.

11. Табаков В.П., Чихранов А.В. Повышение работоспособности твердосплавного инструмента путем направленного выбора рациональных параметров состава износостойкого покрытия // СТИН. 2016. № 3. С. 14–18.

12. Математическое описание процессов трещинообразования в износостойких покрытиях режущего инструмента / В.П. Табаков, М.Ю. Смирнов, А.В. Циркин, А.В. Чихранов // Упрочняющие технологии и покрытия. 2007. № 6. С. 48–51.

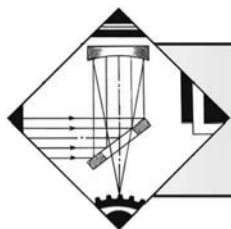
13. Colding B. War characteristics of coated carbide // International Cutting Tool Bay Sandviken, Lecture. 11980. No. 5. P. 1–15.

14. Dzieyk Bruno. Fortschritte in der Zerspanungstechnik durch mehrlagige Hrtmetallbeschichtung // Technisches Zentralblatt für praktische Metallbeschichtung. 1994. 68. No. 6, 2, 4. S. 199–202.

15. Horlin H.A. TiC coated cemented carbides — their introduction and impact on metal cutting // Product Engineering. 1971. Vol. 50. No. 4, 5. P. 153–159.

16. Mokritskii B.Ya., Shakirova O.G., Sosnin A.F. et al. Estimation of the results of predictive simulation of a rational cutting material. Russian Metallurgy (Metallu). Vol. 2020. No. 13. P. 161–166. DOI: 10.1134/s0036029520130261.

17. Мокрицкий Б.Я. Результаты разработки инструментальных материалов для точения коррозионно-стойких сталей // Металлообработка. 2020. № 4. С. 10–14. DOI: 10.26060/mo.2020.4.10.



<sup>1,2</sup> А.С. Политов, <sup>1</sup> Р.Р. Латыпов, канд. техн. наук  
(<sup>1</sup> Уфимский государственный авиационный технический университет,  
<sup>2</sup> ПАО "ОДК — Уфимское моторостроительное производственное объединение")  
E-mail: altair1976politov@gmail.com

## Особенности реновации протяжек из порошковых быстрорежущих сталей с плазменным упрочнением

*Представлены результаты сравнительных исследований стойкости режущих свойств новых и восстановленных переточкой и повторным плазменным упрочнением с нанесением многослойного нанопокрывтия системы Si—O—C—N (PECVD by cold atmospheric plasma) зубьев протяжек из порошковых быстрорежущих сталей для обработки сложнопрофильных деталей газотурбинных двигателей из труднообрабатываемых материалов.*

**Ключевые слова:** переточка протяжки, плазменное упрочнение, газотурбинные двигатели, порошковые быстрорежущие стали, протягивание.

*The comparative studies results of the durability of cutting properties of new and restored by regrinding and repeated plasma hardening with the application of multi-layer Si—O—C—N nanocoating system (PECVD by cold atmospheric plasma) powder high — speed steels broaches teeth for the processing of hard-to-process materials profilecomposite gas-turbine engines components are presented.*

**Keywords:** broach regrinding, plasma hardening, gas-turbine engine, powder high-speed steels, broaching.

### Введение

Повышение производительности и качества обработки, а также повышение стойкости режущих свойств зубьев обрабатываемого инструмента — наиболее важные задачи отечественного машиностроительного производства. Решения по выбору инструментальных материалов принимаются ведущими специалистами в данной области. Особые требования в настоящее время предъявляются к точности и качеству изготовления ключевых элементов газотурбинных двигателей (ГТД) [2, 3].

Научные исследования процессов изготовления деталей ГТД показали перспективность повышения эффективности обработки материалов в многократном увеличении скоростей резания за счет применения твердосплавного режущего инструмента [3]. Однако напайваемые пластины склонны к растрескиванию при тепловых нагрузках, а особенности формы и размеров сложнопрофильных поверхностей "елочных" пазов дисков турбин не позволяют использовать традиционные сменные пластины с механическим креплением

в корпусе режущего инструмента для окончательных проходов протягиванием.

Для обработки сложнопрофильных деталей ГТД из гранулированных жаропрочных сплавов на никелевой основе, таких как ХН51КВМТЮБ (ЭП741НП) и ВВ751П, используемых для изготовления дисков турбин современных и разрабатываемых ГТД, все большее применение находят быстрорежущие стали, получаемые методом порошковой металлургии. Известны работы специалистов по повышению стойкости режущих зубьев протяжек благодаря нанесению упрочняющих покрытий на их рабочие элементы. При этом актуальными остаются вопросы технологии восстановления изношенных в процессе эксплуатации высокоточных режущих инструментов [1, 5, 8].

**Цель работы** — исследование механических свойств и износостойкости инструментальных материалов, изучение и разработка методов увеличения ресурса инструмента применительно к окончательным высокоточным протяжкам, при изготовлении пазов дисков турбин ГТД из гранулированных жаропрочных сплавов на никелевой основе.

### Материалы и методика исследований

На основе результатов комплексных исследований обрабатываемости гранулированных жаропрочных сплавов на никелевой основе [3, 6, 8, 9] и известных рекомендаций [1, 4, 5] применительно к образцам из сплавов ХН51КВМТЮБ (ЭП741НП) и ВВ751П в ПАО "ОДК — Уфимское моторостроительное производственное объединение" проводили исследования стойкости режущих свойств зубьев протяжек из порошковых быстрорежущих сталей Р12Ф2К5М3-МП производства "Днепроспецсталь" (Украина) и S390 производства "Böhler" (Австрия), в том числе с нанесением многослойных нанопокрывтий системы Si—O—C—N по безвакуумной технологии на оборудовании ООО ЦУП "Металлресурс" (г. Старый Оскол) и систем Ti—Al—N, MoN—Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoC по вакуумной технологии на оборудовании НПА "Технопарк — АТ" (г. Уфа).

Для исследования механических свойств изготовили образцы из материалов, идентичных материалу протяжек и нанесли покрытия.

Образцы рассматриваемых инструментальных материалов с покрытием, выполненным безвакуумным плазменным методом, исследовали. На поперечных шлифах упрочненного образца, полученных при увеличении  $\times 10\ 000$  с помощью электронного микроскопа Jeol, в исследуемом покрытии не обнаруживаются несплошности, поры и другие дефекты (рис. 1). Поперечные шлифы образцов из стали Р12Ф2К5М3-МП с нанесенным пленочным покрытием толщиной 2 мкм также исследовали на микрорентгеноспектральном анализаторе Camebacks. Диаметр зонда составлял 0,5 мкм. Вид концентрационных кривых кремния и железа (рис. 2) позволяет сделать вывод, что существует зона взаимной диффузии элементов покрытия и основы, ее протяженность не превышает 0,5 мкм (с учетом диаметра зонда).

Анализ особенностей технологии бескамерного химического осаждения тонкопленочных покрытий при атмосферном давлении с применением летучих жидких элементоорганических соединений и газовых сред с одновременной активацией поверхности электродуговой плазмой (*PECVD by cold atmospheric plasma*) позволил определить, что данная технология ведет к быстрому прохождению химических реакций, а также отличается высокими скоростями осаждения покрытия [1, 5] (при условии качественной предварительной подготовки поверхности подложки).

Анализ результатов исследования образцов из сталей Р12Ф2К5М3-МП и S390 с интерметаллидными многослойными покрытиями на основе молибдена MoN—Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoC и системы Ti—Al—N, нанесенными вакуумным ионно-плазменным методом осаждения, показал, что они обладают повышенной стойкостью к окислительному износу, высокой твердостью по Виккерсу — до 37 ГПа и

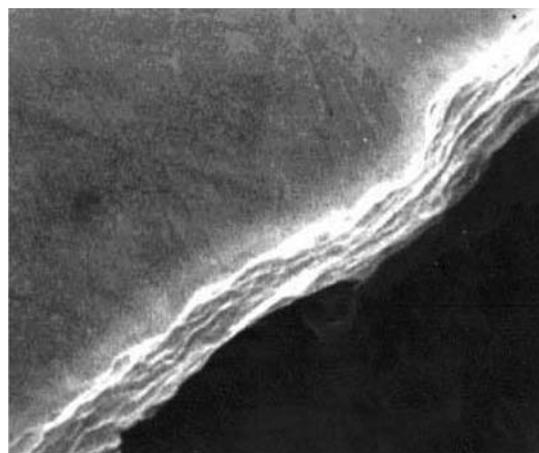


Рис. 1. Поперечный шлиф образца из стали Р12Ф2К5М3-МП с плазменным упрочняющим пленочным покрытием, полученным при атмосферном давлении ( $\times 10\ 000$ )

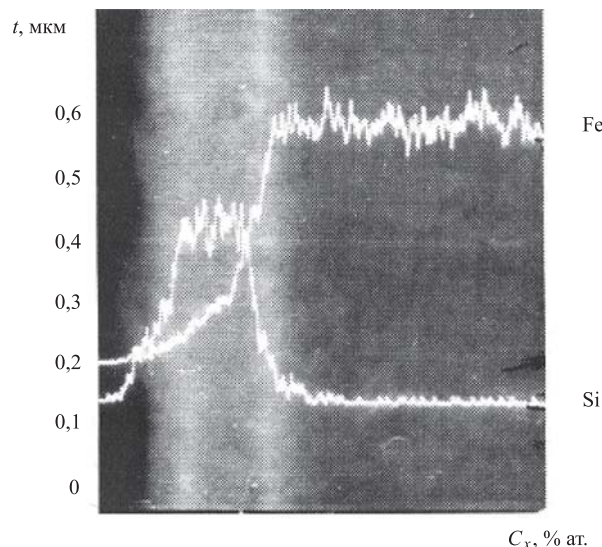


Рис. 2. Концентрационные кривые Si и Fe на поперечном шлифе образца из стали Р12Ф2К5М3-МП с плазменным упрочняющим пленочным покрытием, полученным при атмосферном давлении

имеют коэффициент трения по стали 0,3...0,6. При этом покрытие TiAlN имеет столбчатую структуру с размерами зерен около 50 нм (рис. 3).

Исследования стойкости режущих свойств зубьев протяжек в процессе протягивания проводили на образцах из гранулированных жаропрочных никелевых сплавов ВВ751П и ЭП741-НП с пределом прочности  $\sigma_b = 1610$  МПа, твердостью поверхности  $d_{отп} = 2,65$  мм. Использовали заготовки, полученные горячим изостатическим прессованием быстрозакаленных гранул с последующей изостатической деформацией и закалкой.

В процессе исследования обработку "ёлочных" пазов (90 пазов в каждом образце) производили в ПАО "ОДК—Уфимское моторостроительное производственное объединение" многосекционными

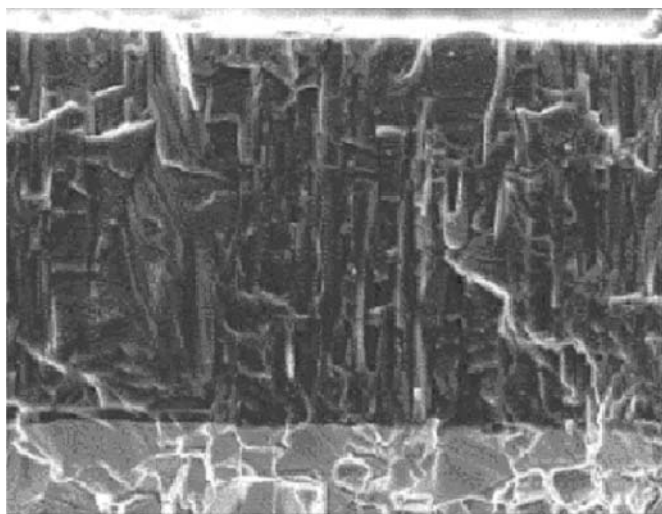


Рис. 3. Структура покрытия TiAlN в образце из стали P12Ф2К5М3-МП (×5000)

протяжками на горизонтально-протяжном комплексе RAWMX 25x7500x320 HOFFMANN (Германия). Резание осуществляли по генераторно-ступенчатой схеме с корригированным профилем зуба [4] на скорости протягивания  $v = 1,45$  м/мин с подачей на окончательных зубьях  $S_z = 0,08$  мм/зуб. Трибологическое влияние покрытий рабочих элементов на ресурс протяжек из исследуемых материалов определяли по величине износа  $h_3$  по задней поверхности зубьев протяжек. Испытания проводили для каждого варианта окончательных протяжек на трех комплектах, т.е. по три испытания каждого варианта исполнения материал—покрытие.

Структуру и характер износа изучали с помощью металлографического комплекса SIAMS-700 на инвертируемом металлографическом микроскопе Olympus GX-71 с цифровой камерой.

Исследуемые протяжки, имевшие критический износ зубьев ( $h_3 \geq 0,35$  мм), в целях сохранения точности инструмента были переточены только по передней поверхности зубьев (снимаемый припуск 0,4...0,5 мм) и на них вновь наносили покрытие, по виду и способу соответствующие первичному изготовлению. Таким образом, на каждой из протяжек выполнено несколько переточек до достижения критической толщины зуба ( $b = 2$  мм), после каждой переточки проводили исследования стойкости режущих свойств зубьев.

Для обработки "ёлочного" паза было спроектировано в комплекте две секции окончательных протяжек. После переточек соблюдался первоначальный порядок совместной работы окончательной пары секций. Для учета статистики суммарной величины действительных погрешностей установки и изготовления протяжек выполняли замеры взаимного расположения режущих кромок относительно продольных базовых (устанавливаемых на станок)

поверхностей инструментальной кассеты универсальными измерительными средствами с индикаторами часового типа с точностью 0,005 мм.

### Результаты исследований и их обсуждение

В процессе исследований и опыта изготовления протяжек инструментальным производством ПАО "ОДК — Уфимское моторостроительное производственное объединение" установлено, что наиболее рациональным для нанесения тонкопленочных износостойких покрытий является применение малогабаритного, безвакуумного, недорогого и простого в обслуживании оборудования. Оперативное время нанесения покрытия на рабочие элементы зубьев одной протяжки безвакуумным методом в 7 раз меньше вакуумной технологии. Нагрев рабочих элементов зубьев протяжки при безвакуумном методе не превышал 150 °С, при этом была возможность нанесения покрытия локально, в труднодоступных местах под зубьями.

Во всех вариантах после переточек и в ряде вариантов первичного изготовления в процессе работы на рабочих поверхностях зубьев протяжек с нанесенным вакуумным ионно-плазменным методом осаждения покрытием обнаружили следы низкой адгезии в виде отслоения и отрыва покрытия (рис. 4). Анализ результатов исследований определил необходимость пересмотра технологии термической обработки протяжек и финишной доводки рабочих поверхностей, что значительно увеличивает трудоемкость изготовления инструмента. Протяжки с нанесенными интерметаллидными многослойными покрытиями на основе молибдена MoN—Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoC и системы Ti—Al—N вакуумным ионно-плазменным методом осаждения были сняты с испытаний после первых переточек с неудовлетворительным результатом. При этом величина износа  $h_3$  по задней поверхности зубьев протяжек

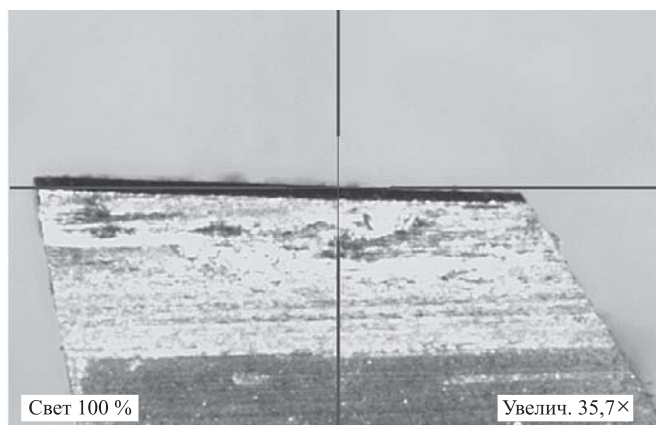


Рис. 4. Отслоение и отрыв покрытия на задней поверхности зуба протяжки, полученного вакуумным ионно-плазменным методом осаждения

с покрытием в сравнении с зубьями протяжек без покрытия была не меньше, при этом в 35 % результатов замеров превысила на 20 %.

По результатам замеров суммарной величины действительных погрешностей установки и изготовления протяжек определили положительную результативность совмещения жизненного цикла и комплектования окончательных протяжек до и после переточек. При этом были разработаны процедура, определяющая механизм отбора наиболее подходящих по точности секций окончательных протяжек, методика и средства замера точности взаимного расположения режущих кромок зубьев протяжек [7]. Это позволило сократить время на подготовку и переналадку многосекционного инструмента в 6,5 раза.

Подтверждено на практике, что наличие и вид износостойких покрытий имеют индивидуальный характер по методу обработки, при этом безвакуумное плазменное упрочнение с нанесением многослойного покрытия системы Si—O—C—N повышает износостойкость зубьев протяжек на 26 % и скорость их приработки на 58 % как при первичной эксплуатации, так и после переточек. При этом соблюдается размерная стойкость зубьев протяжек в пределах всего их жизненного цикла до достижения критической толщины зубьев. Это обеспечивается традиционной переточкой шлифовальным кругом по передней поверхности зуба, а в процессе последующего нанесения покрытия рассматриваемый метод производит эффекты "залечивания" и сращивания первичного и вторичного покрытий с обеспечением достаточной адгезии слоев.

По результатам исследований было определено оптимальное число переточек исследуемой окончательной протяжки  $i = 6$  до достижения критической толщины зубьев ( $b = 2$  мм). При этом для обработки сложнопрофильных деталей ГТД из гранулированных жаропрочных сплавов на никелевой основе, таких как ЭП741-НП и ВВ751П, суммарная по длине протягивания стойкость зубьев протяжки из порошковой быстрорежущей стали P12Ф2К5М3-МП, подверженной безвакуумному плазменному упрочнению с нанесением многослойного покрытия системы Si—O—C—N, с учетом восстановления зубьев переточкой составила  $L_{\Sigma} = 10...12$  м, что позволяет выполнить обработку одним комплектом до шести турбинных дисков.

### Выводы

Подтверждено трибологическое влияние безвакуумного плазменного упрочнения с нанесением многослойного нанопокртия системы Si—O—C—N на повышение суммарной стойкости зубьев протяжек из порошковых быстрорежущих сталей (с учетом восстановления переточками) для

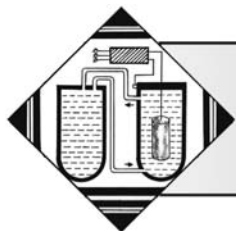
обработки сложнопрофильных деталей ГТД из труднообрабатываемых материалов.

Процедура, определяющая механизм отбора наиболее подходящих по точности секций окончательных протяжек, методика и средства замера точности взаимного расположения режущих кромок зубьев протяжек сокращают время на подготовку и переналадку многосекционного инструмента в 6,5 раза.

В настоящее время разрабатываются покрытия с более эффективными материалами на основе Cr—Al—N и оксидные покрытия  $Al_2O_3/TiAlN$ .

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Горленко А.О., Тополянский П.А., Тополянский А.П. Трибологические возможности финишного плазменного упрочнения для повышения ресурса металлорежущего инструмента // Металлообработка. 2016. № 3 (93). С. 33—41.
2. Гарибов Г.С. Перспектива развития отечественных дисковых гранулируемых жаропрочных сплавов для новых образцов авиационной техники // Технологии легких сплавов. 2017. № 1. С. 7—28.
3. Макаров В.Ф. Оптимизация протягивания труднообрабатываемых материалов. Старый Оскол: Тонкие наукоемкие технологии, 2014. 440 с.
4. Политов А.С., Латыпов Р.Р. Оптимизация процесса протягивания путем интерполяции профиля зубьев многосекционных протяжек // Актуальные проблемы науки и техники: материалы XI Всероссийской зимней школы-семинара магистрантов, аспирантов и молодых ученых (с международным участием). В 3 т. Т. 2. Уфа: РИК УГАТУ, 2018. С. 114—117.
5. Политов А.С., Латыпов Р.Р. Оптимизация трибологии в процессе протягивания на станках с ЧПУ путем плазменного упрочнения протяжек // Климовские чтения — 2019: перспективные направления развития авиадвигателестроения: сборник статей научно-технической конференции. СПб.: Скифия-принт, 2019. С. 104—110.
6. Политов А.С., Каримов И.Г., Латыпов Р.Р. Влияние структурных и фазовых превращений на обрабатываемость резанием перспективных жаропрочных никелевых сплавов // Авиационная промышленность. М.: НИАТ, 2019. № 2. С. 39—42.
7. Политов А.С. Инструкция И521.205.971. Протяжки фасонные для протягивания пазов дисков компрессора и турбины ГТД. Порядок аттестации. Уфа: УМПО, 2016. 17 с.
8. Филатов П.Н., Черкасова Н.Ю., Антоненкова Г.В. Разработка технологии комплексного упрочнения протяжного инструмента из порошковых быстрорежущих сталей // Перспективные материалы. 2014. № 8. С. 56—67.
9. Хамидуллин И.Р., Политов А.С., Латыпов Р.Р. Эффективность высокоскоростного точения гранулированных жаропрочных сплавов на основе никеля // Станкостроение и инновационное машиностроение. Проблемы и точки роста: материалы Всероссийской НТК. Уфа: РИК УГАТУ, 2019. С. 398—402.



<sup>1</sup>Г.М. Мухаметова, <sup>1</sup>А.А. Абрашов, канд. хим. наук,  
<sup>1,2</sup>Е.Г. Винокуров, д-р хим. наук, <sup>3</sup>В.Д. Скопинцев, д-р техн. наук  
(<sup>1</sup>Российский химико-технологический университет имени Д.И. Менделеева, Москва,  
<sup>2</sup>Институт физической химии и электрохимии имени А.Н. Фрумкина, Москва,  
<sup>3</sup>Московский государственный медико-стоматологический университет имени А.И. Евдокимова)  
E-mail: vin@muctr.ru

## Химическое осаждение композиционных покрытий с бикомпонентной дисперсной фазой

Исследовано осаждение бикомпонентных композиционных покрытий, содержащих одновременно твердые и мягкие включения. Определены технологически важные закономерности (скорость осаждения, состав покрытия) при химическом осаждении бикомпонентных композиционных покрытий Ni—Cu—P—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoS<sub>2</sub>, полученных из слабокислых растворов. В раствор для химического осаждения сплава Ni—P, легированного медью, содержащий, моль/л: 0,12NiSO<sub>4</sub>; 0,0016CuSO<sub>4</sub>; 0,37NaH<sub>2</sub>PO<sub>2</sub>; 0,13NH<sub>2</sub>CH<sub>2</sub>COOH; 0,18 янтарная кислота; 10<sup>-5</sup> Pb(CH<sub>3</sub>COO)<sub>2</sub>; pH 6,5, вводили смесь дисперсных твердых частиц Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и мягких частиц MoS<sub>2</sub>. Установлено, что при введении смеси дисперсных твердых частиц Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (40...25 % мас.) и мягких частиц MoS<sub>2</sub> (60...75 % мас.) в концентрации 10 г/л раствор сохраняет стабильность в процессе осаждения и позволяет формировать покрытия Ni—Cu(1...1,5 % мас.)—P(4 % мас.)—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>(3 % мас.)—MoS<sub>2</sub> (0,12...0,16 % мас.), со скоростью 15 мг/(см<sup>2</sup>·ч). Осажденные покрытия после термообработки при 400 °С имеют микротвердость 11,1...11,2 ГПа. Сделан вывод о том, что технология химического осаждения бикомпонентных композиционных покрытий Ni—Cu—P—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoS<sub>2</sub> перспективна для получения материалов с повышенной твердостью и износостойкостью.

**Ключевые слова:** дисульфид молибдена, композиционные покрытия, микротвердость, оксид хрома, скорость осаждения, состав покрытий, химическое никелирование.

The deposition of bicomponent composite coatings containing both hard and soft particles is studied. Technologically important characteristics (deposition rate, coating composition) of electroless deposition of bicomponent Ni—Cu—P—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoS<sub>2</sub> composite coatings from slightly acidic baths are determined. Bath composition, mol/L: NiSO<sub>4</sub>—0,12; CuSO<sub>4</sub>—0,0016; NaH<sub>2</sub>PO<sub>2</sub>—0,37; NH<sub>2</sub>CH<sub>2</sub>COOH—0,13; Succinic acid—0,18; Pb(CH<sub>3</sub>COO)<sub>2</sub>—10<sup>-5</sup>; pH 6,5. A mixture of dispersed hard particles (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) and soft particles (MoS<sub>2</sub>) was added to the solution for electroless deposition of a copper doped Ni—P alloy. It was found that when adding a mixture of dispersed Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (40...25 % wt.) and MoS<sub>2</sub> (60...75 % wt.) at a concentration of 10 g/L, the solution remains stable during deposition and allows the formation of Ni—Cu(1...1.5 wt.%)—P(4 wt.%)—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>(3 % wt.)—MoS<sub>2</sub> (0.12—0.16 % wt.) coatings at a rate of 15 mg/(cm<sup>2</sup>·h). Deposited coatings after heat treatment at 400 °C has a microhardness of 11.1...11.2 GPa. It is concluded that the technology of electroless deposition of bicomponent composite coatings Ni—Cu—P—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoS<sub>2</sub> is promising for obtaining materials with increased hardness and wear resistance.

**Keywords:** bicomponent dispersed phase, deposition rate, electroless nickel plating, disulfide tungsten, chromium oxide, composite coatings, microhardness.

### Введение

Вопросам технологии и характеристикам металломатричных композиционных покрытий, в том числе получаемых химическим осаждением, посвящен ряд исследований [1—4]. Твердые частицы (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, SiC, Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, наноалмазы и др.) соосаж-

дают с металлической матрицей на основе сплава Ni—P для формирования покрытий с повышенной микротвердостью и износостойкостью [5, 6], частицы относительно мягких материалов (MoS<sub>2</sub>, фталоцианин, графит и др.) — для улучшения антифрикционных характеристик [7—9]. Легирование сплава Ni—P медью позволяет получать из

слабокислых растворов покрытия сплавом Ni—Cu—P с улучшенными защитно-коррозионными характеристиками, однако это не сопровождается увеличением микротвердости покрытий [10—13].

Тройной сплав Ni—Cu—P может служить качественной металлической матрицей для получения композиционных покрытий с повышенной микротвердостью и износостойкостью; установлено, например, увеличение микротвердости и коррозионной стойкости покрытий, полученных при введении в раствор для получения тройного сплава дисперсных частиц Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> [5, 14]. Несмотря на то, что микротвердость таких покрытий достигает уровня широко используемых покрытий хромом, износостойкость покрытий сплавами на основе системы Ni—P остается несколько ниже, чем покрытий хромом, вероятно, вследствие более высокого коэффициента трения [15]. Решение этой проблемы может быть получено при осаждении композиционных покрытий с бикомпонентной дисперсной фазой, одна из которых твердая, а другая мягкая и выполняет роль смазки. Исследованиям подобных систем посвящены немногочисленные публикации, которые отражены в обзорной статье [16].

**Цель исследования** — получение технологически важных закономерностей (скорость осаждения, состав покрытия) при химическом осаждении бикомпонентных композиционных покрытий Ni—Cu—P—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoS<sub>2</sub>, полученных из слабкокислых растворов.

### Экспериментальная часть

Для химического нанесения покрытий из сплава Ni—Cu—P или композиционных покрытий Ni—Cu—P—MoS<sub>2</sub> и Ni—Cu—P—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>—MoS<sub>2</sub> использовали раствор (pH 6,5) состава, моль/л: 0,12NiSO<sub>4</sub>; 0,0016CuSO<sub>4</sub>; 0,37NaH<sub>2</sub>PO<sub>2</sub>; 0,13NH<sub>2</sub>CH<sub>2</sub>COOH; 0,18 янтарная кислота; 10<sup>-3</sup> Рb(CH<sub>3</sub>COO)<sub>2</sub>. В базовый раствор вводили дисперсные фазы MoS<sub>2</sub> — 0...20 г/л, Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 0...20 г/л. Начальное значение pH раствора устанавливали добавлением растворов гидроксида натрия или серной кислоты. Предварительная подготовка стальных образцов включала стандартные операции обезжиривания, активирования и промывки. Раствор с дисперсной фазой предварительно подвергали ультразвуковому воздействию на установке УХ100 при мощности 50 Вт в течение 15 минут.

Химические композиционные покрытия осаждали при температуре 80 ± 2 °С в течение 1 ч. Скорость осаждения покрытий оценивали гравиметрически. Параметр шероховатости *Ra* основы

и покрытий измеряли на профилометре TR100. Микротвердость покрытий, прошедших термическую обработку при температуре 400 °С в течение 1 ч, определяли по Виккерсу на микротвердомере HNV-G21S (Shimadzu, Япония) при нагрузке 0,05 Н. Качественный и количественный составы покрытий оценивали при помощи энергодисперсионного рентгенофлуоресцентного спектрометра EDX-7000P (Shimadzu, Япония).

### Результаты исследований и их обсуждение

Введение в раствор химического никелирования частиц дисульфида молибдена до 5...10 г/л приводит к увеличению скорости осаждения покрытий (рис. 1). При концентрации MoS<sub>2</sub> более 10 г/л скорость нанесения покрытий резко уменьшается и при концентрациях более 20 г/л происходит самопроизвольное разложение раствора во всем объеме. С увеличением концентрации MoS<sub>2</sub> в растворе его содержание в покрытии также увеличивается до 0,17 % мас., достигая предела при ≥10 г/л.

Ранее [14] было установлено, что оптимальная концентрация Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> в растворе химического никелирования составляет 10...20 г/л, что обеспечивает высокую микротвердость наносимых покрытий и скорость их осаждения. Содержание Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> в покрытии составляет 3...5 % мас.

Учитывая область оптимальных концентраций Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и MoS<sub>2</sub> при электроосаждении монокомпонентных по дисперсной фазе композиционных покрытий, исследования по получению бикомпонентных композиционных покрытий проводили

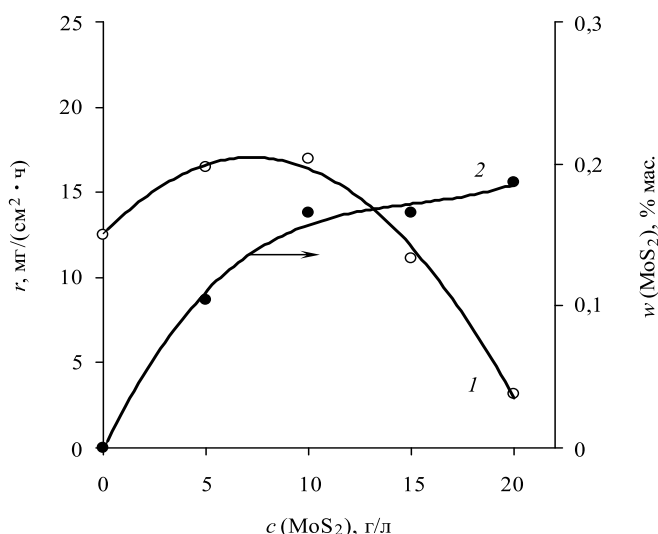
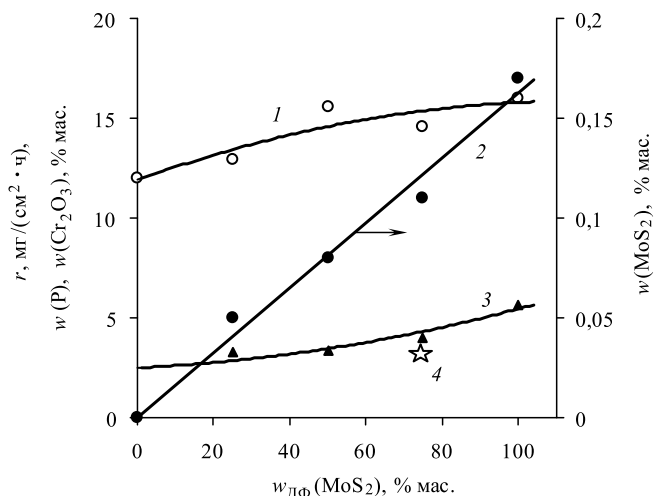


Рис. 1. Влияние концентрации MoS<sub>2</sub> в растворе на скорость осаждения покрытий 1 и содержание MoS<sub>2</sub> в композиционном покрытии 2



**Рис. 2.** Влияние доли  $\text{MoS}_2$  в бикомпонентной ( $\text{MoS}_2 + \text{Cr}_2\text{O}_3$ ) дисперсной фазе в растворе на скорость осаждения покрытий 1, содержание  $\text{MoS}_2$  2, фосфора 3 и  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  4 в бикомпонентных композиционных покрытиях

при суммарной концентрации дисперсных фаз 10 г/л и различном соотношении (в %) порошков  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  и  $\text{MoS}_2$ .

Полученные данные по влиянию доли  $\text{MoS}_2$  в бикомпонентной дисперсной фазе в растворе на скорость осаждения покрытий, содержание  $\text{MoS}_2$  и фосфора в осадках представлены на рис. 2. Увеличение в смешанной дисперсной фазе доли  $\text{MoS}_2$  до 60...70 % приводит к росту скорости осаждения, которая в дальнейшем стабилизируется; содержание  $\text{MoS}_2$  в этих условиях составляет 0,12...0,16 % мас.,  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  — 3 % мас., фосфора — 4 % мас. (7 % ат.). Согласно данным, приведенным в [16], такое содержание фосфора (7...9 % ат.) обеспечивает наилучшие триботехнические характеристики покрытий.

При повышении в растворе концентрации бикомпонентной (50 %  $\text{MoS}_2 + 50$  %  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ ) дисперсной фазы более 10 г/л скорость осаждения покрытий снижается и составляет при 15 г/л 12,8 мг/(см<sup>2</sup>·ч), при 20 г/л — 9,9 мг/(см<sup>2</sup>·ч).

Полученные результаты позволяют рекомендовать в качестве оптимального состава бикомпонентной дисперсной фазы смесь 60...75 % мас.  $\text{MoS}_2 + 40$ ...25 % мас.  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ , а ее концентрацию в растворе для получения композиционных покрытий 10 г/л.

Полученные в оптимальных условиях бикомпонентные композиционные покрытия Ni—Cu—P— $\text{Cr}_2\text{O}_3$ — $\text{MoS}_2$  характеризуются микротвердостью 5,6...6,0 ГПа, которая возрастает после термообработки в течение 1 ч при 400 °С до 11,1...11,2 ГПа.

Это значение HV превышает микротвердость хромовых покрытий, которая составляет 9...10 ГПа

[17]. Высокие значения микротвердости химических бикомпонентных композиционных покрытий Ni—Cu—P— $\text{Cr}_2\text{O}_3$ — $\text{MoS}_2$  и включение в их состав  $\text{MoS}_2$ , выполняющего роль твердой смазки, позволяют рассчитывать на повышенную износостойкость узлов трения с использованием данного типа покрытий как за счет повышения микротвердости, так и за счет уменьшения коэффициента трения.

## Заключение

Установлено, что бикомпонентные композиционные покрытия могут быть получены введением в слабокислый раствор для химического осаждения сплава Ni—Cu—P смеси дисперсных твердых частиц  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  (40...25 % мас.) и мягких частиц  $\text{MoS}_2$  (60...75 % мас.) в концентрации 10 г/л. Раствор сохраняет стабильность в процессе осаждения и позволяет формировать покрытия Ni—Cu (1...1,5 % мас.) — P (4 % мас.) —  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  (3 % мас.) —  $\text{MoS}_2$  (0,12...0,16 % мас.), со скоростью 9,9...12,8 мг/(см<sup>2</sup>·ч). Осажденные покрытия после термообработки при 400 °С показывают микротвердость 11,1...11,2 ГПа, что позволяет считать технологию химического осаждения бикомпонентных композиционных покрытий Ni—Cu—P— $\text{Cr}_2\text{O}_3$ — $\text{MoS}_2$  перспективной для получения материалов с повышенной твердостью и износостойкостью.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Tseluikin V.N.** Composite electrochemical coatings: Preparation, structure, properties // Protection of Metals and Physical Chemistry of Surfaces. 2009. Vol. 45. No. 3. P. 312—326. DOI: 10.1134/S2070205109030083.
2. **Получение** и свойства неорганических композиционных покрытий с детонационными наноалмазами / Е.Г. Винокуров, Л.А. Орлова, А.А. Степко, В.В. Бондарь // Физикохимия поверхности и защита материалов. 2014. Т. 50. № 4. С. 390. DOI: 10.7868/S0044185614040196.
3. **Sudagar J., Lian J., Sha W.** Electroless nickel, alloy, composite and nanocoatings — A critical review // J. Alloys Compounds. 2013. Vol. 571. P. 183—204. DOI: 10.1016/j.jallcom.2013.03.107.
4. **Balaraju J.N.** Electroless Ni—P composite coatings // J. Appl. Electrochem. 2003. Vol. 33. No. 9. P. 807—816. DOI: 10.1023/A:1025572410205.
5. **Skopintsev V.D., Vinokurov E.G.** Tribological characteristics of metal-oxide and hybrid composite coatings // Glass and Ceramics. 2019. Vol. 76. No. 1-2. P. 22—26. DOI: 10.1007/s10717-019-00125-2.
6. **Development** of Electroless Ni—P— $\text{Al}_2\text{O}_3$  and Ni—P— $\text{TiO}_2$  Composite Coatings from Alkaline Hypophosphite Gluconate Baths and their Properties / S.A.A. Gawad, A.M. Baraka, M.S. Morsi, M.S. Ali Eltoun // Int. J. Electrochem. Sci. 2013. Vol. 8. No. 2. P. 1722—1734.



7. **Li Z., Wang J., Lu J., Meng J.** Tribological Characteristics of Electroless Ni—P—MoS<sub>2</sub> Composite Coatings at Elevated Temperatures // *Applied Surface Science*. 2013. Vol. 264. No. 1. P. 516—521. DOI: 10.1016/j.apsusc.2012.10.055.

8. **Wear** resistance of nickel—phosphorus—modified copper phthalocyanate composition coatings / E.G. Vinokurov, K.V. Zuev, F.N. Zhigunov, V.P. Perevalov // *Protection of Metals and Physical Chemistry of Surfaces*. 2018. Vol. 54. No. 1. P. 92—94. DOI: 10.1134/S2070205118010136.

9. **Формирование** и свойства композиционных покрытий никель—фосфор—графит при автокаталитическом осаждении / Е.Г. Винокуров, А.А. Абрашов, Х.А. Невмятулина, Т.А. Ваграмян // *Журнал прикладной химии*. 2017. Т. 90. № 10. С. 1282—1286.

10. **Vinokurov E.G., Morgunov A.V., Skopintsev V.D.** Compositional optimization of chemical copper-doped nickel-phosphorus coatings // *Inorganic Materials*. 2015. Vol. 51. No. 8. P. 788—792. DOI: 10.1134/S0020168515070195.

11. **Осаждение** химических покрытий никель—фосфор и никель—фосфор—медь из глицинатных растворов / Е.Г. Винокуров, Ф.Н. Жигунов, А.В. Моргунов, В.Д. Скопинцев // *Гальванотехника и обработка поверхности*. 2015. Т. 23. № 3. С. 40—46.

12. **Скопинцев В.Д., Моргунов А.В., Винокуров Е.Г., Невмятулина Х.А.** Повышение производительности

процесса химического никелирования // *Гальванотехника и обработка поверхности*. 2016. Т. 24. № 3. С. 26—31. DOI: 10.47188/0869-5326-2016-24-3-26.

13. **Ресурсосберегающая** технология химического никелирования / Е.Г. Винокуров, В.Д. Скопинцев, Х.А. Невмятулина, А.В. Моргунов // *Химическая промышленность сегодня*. 2016. № 10. С. 18—23.

14. **Химическое** осаждение твердых композиционных покрытий Ni—Cu—P—Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> / А.А. Абрашов, Е.Г. Винокуров, М.А. Егупова, В.Д. Скопинцев // *Упрочняющие технологии и покрытия*. 2020. Т. 16. № 4 (184). С. 179—181. DOI: 10.36652/1813-1336-2020-16-4-179-181.

15. **Gawne D.T., Ma. U.** Friction and Wear of Chromium and Nickel Coatings // *Wear*. 1989. Vol. 129. No. 1. P. 123—142. DOI: 10.1016/0043-1648(89)90284-6.

16. **Sahoo P., Das S.K.** Tribology of Electroless Nickel Coatings — A Review // *Materials and Design*. 2011. Vol. 32. No. 4. P. 1760—1775. DOI: 10.1016/j.matdes.2010.11.013.

17. **Электроосаждение** и физико-механические свойства композиционных покрытий на основе хрома с различными модификациями углерода / Р.В. Графушин, Е.Г. Винокуров, В.С. Махина, Т.Ф. Бурухина // *Гальванотехника и обработка поверхности*. 2018. Т. 26. № 2. С. 26—32. DOI: 10.47188/0869-5326-2018-26-2-26.



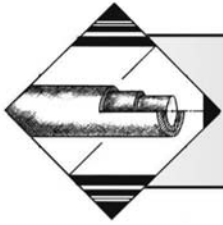
ООО "Издательство "Инновационное машиностроение"  
продолжает подписку на журнал

## "УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ПОКРЫТИЯ"

- За наличный и безналичный расчет
- С любого номера и на любой срок
- Без почтовых наценок

Присылайте заказ и обращайтесь за дополнительной информацией в отдел продаж, маркетинга и рекламы:

107076, г. Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2,  
тел.: (495) 785-6069,  
e-mail: realiz@mashin.ru, www.mashin.ru



**В.Н. Сокольников, Г.А. Сухочев**, д-р техн. наук  
(Воронежский государственный технический университет),

**С.В. Усов**, д-р техн. наук  
(ООО "Технологические системы защитных покрытий", Москва),

**И.П. Точилин**  
(Российский экономический университет имени Г.В. Плеханова, Москва),

**В.Н. Гореликов**, канд. техн. наук  
(Исследовательский центр имени М.В. Келдыша)

E-mail: suhotchev@mail.ru

## Комбинированный метод электрохимического импульсно-циклического формообразования

*Данная работа посвящена разработке комбинированных методов электрохимического импульсно-циклического формообразования сложнопрофильных деталей из жаропрочных сплавов, определены режимы обработки данными методами.*

**Ключевые слова:** комбинированные методы обработки, дробеструйная обработка, электрохимическое полирование, детали сложных форм, жаропрочные материалы.

*This work is devoted to the development of combined methods of electrochemical pulse-cyclic forming for complex shaped parts made of heat-resistant alloys, the determination of processing modes by these methods.*

**Keywords:** combined processing methods, shot blasting, electrochemical polishing, parts of complex shapes, heat-resistant materials.

Одним из основных направлений современного производства деталей машин является повышение их надежности технологическими методами без изменения конструкции.

Детали таких сложных изделий, как космические аппараты (КА), медицинская техника, лазерные технологические комплексы, изделия энергомашиностроения и другие, изготавливают из труднообрабатываемых, сложнолегированных высокопрочных, жаропрочных, жаростойких, коррозионно-стойких материалов и к их рабочим поверхностям предъявляются повышенные требования по точности изготовления, высоте неровностей поверхности, твердости, коррозионной стойкости [1].

Требования, предъявляемые к рабочим поверхностям деталей машин с повышением сложности конструкций изделий до настоящего времени не все могут быть выполнены при изготовлении, т. е. необходимо либо изменять конструкцию деталей, либо применять комбинированные многофункциональные параллельно-последовательные технологии их изготовления. Пример детали сложного профиля дан на рис. 1.

Эти технологии относятся к нетрадиционным технологиям, формирование которых в последние годы осуществляют путем их взаимного ком-

бинирования. Появились новые комбинированные методы обработки, являющиеся сочетанием различных технологических приемов, в каждом из которых максимально используют и стараются усилить положительные признаки, необходимые для технологического процесса изготовления детали. В качестве таких признаков может выступать любой технологический параметр обработки или их сочетание (производительность, качество и др.). Сам процесс выбора комбинации напрямую зависит от оптимизационного параметра [2].



Рис. 1. Типовая деталь для комбинированной обработки

Цель разработки подобных методов — возможность реализации процессов обработки сложнопрофильных деталей, например деталей роторной группы (турбины, шнеки), которые обеспечат требуемые качественные показатели изготавливаемых изделий.

Упрочняющие и формообразующие комбинированные технологические методы могут сочетать электромагнитное и механическое воздействие. При этом часто поверхность детали (граница) изменяет свое положение одновременно с соответствующими изменениями совокупности параметров качества [3]. С этой целью вводится приводимая ниже формализация.

Введем следующие допущения для расчета реально существующих поверхностей роторных деталей машин с учетом массопереноса при сочетании воздействий [4]:

1. Поверхность детали характеризуется параметрами микронеровностей ( $R, Sm$ ), при этом их значения задаются или уже известны.
2. Материал детали — однородная среда с известными механическими свойствами.
3. Сформированные рабочие поверхности детали имеют размеры и форму, совпадающие с размерами инструмента.
4. Температура окружающей среды  $T < 25 \pm 5$  °С.
5. Действуют силы  $P_x$  и  $P_y$  (рис. 2), результирующая сила  $P$  вызывает напряженно-деформированное состояние в объеме выступа шероховатости. Если напряжения  $\sigma_i$  превышают предел прочности материала детали, происходит разрушение.
6. Известна точка приложения силы  $P$ , действующей на выступ шероховатости, при этом

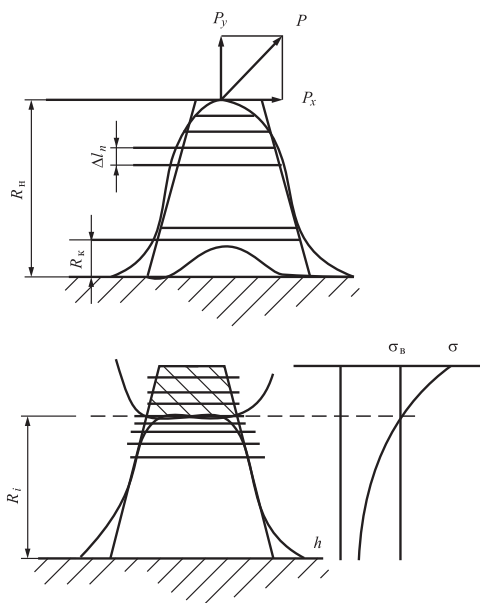


Рис. 2. Схема расчета отделения микронеровности с поверхности твердого тела:

$R_i, R_n, R_k$  — текущая, начальная и конечная высота микронеровности;  $\Delta h_n$  —  $n$ -й элемент микронеровности;  $P$  — сила, вызывающая отрыв  $i$ -го слоя;  $\sigma_b$  — предел прочности

с увеличением расстояния от точки приложения силы до основания неровности составляющие силы уменьшаются (составляющая  $P_y$ ). Это делает необходимым соответствующее перемещение инструмента с одновременным увеличением значений внутренних напряжений около основания выступа длиной  $R_i$ . Окончанием расчета является достижение конечного значения неровности профиля детали, разбитого на элементы [5].

Такие допущения позволяют свести расчет напряженно-деформированного состояния всей рабочей поверхности к расчету напряженно-деформированного состояния выступа микронеровностей при расчете комбинированного метода электрохимического импульсно-циклического формообразования.

Электрохимическое импульсно-циклическое формообразование было проведено на образцах из стали 35ХН2МФАШ. Выделенные оптимальные диапазоны режимов обработки определяют шероховатость поверхности в диапазоне 0,08...0,01 мкм, при значении макрогеометрии 0,1...0,2 мм. Эффективность сглаживания определяется продолжительностью воздействия и плотностью тока; так, продолжительность электроискрового импульсно-циклического формообразования в течение 600...900 с создает такое сглаживание микро- и макрорельефа, что введенное в дальнейшем дробеструйное упрочнение лишь незначительно снижает высоту микрорельефа.

Изменения твердости создают сжимающие эпюры внутренних остаточных напряжений (при максимальном значении — 820 МПа), обеспечивая упрочнение поверхностного слоя на глубину 0,3...0,4 мм. В поверхностном слое не обнаружены структурно-фазовые изменения по сравнению с основным материалом, а продолжительность электрохимического импульсно-циклического формообразования выбирается с учетом достижимой микро- и макрогеометрической точности.

Выбор продолжительности процесса дробеструйного упрочнения основан на анализе характера формирования упрочненных поверхностных слоев. При этом продолжительность электрохимического формообразования составляет 600...900 с (при плотности тока 35...40 А/см<sup>2</sup>), а продолжительность дробеструйного упрочнения может достигать 1200 с. Стендовые трибологические испытания в оптимальном диапазоне эксплуатационных режимов показали величину массового износа в интервале  $(0,10...0,15) \cdot 10^{-3}$  кг. По результатам анализа фрактограммы износа были уточнены режимы обработки для формирования значительно меньшего числа контактных площадок.

Комбинированный метод обработки на 15...20 % повышает долговечность образцов в условиях знакопеременного циклического изгиба. Наибольшее увеличение долговечности достигается при плотности тока 30...40 А/см<sup>2</sup>. Испытания образцов на

Режимы комбинированных методов обработки сложнопрофильных деталей

№ п/п	Наименование метода	Оптимальный режим
1	Комбинированный последовательный метод электрохимического формообразования (неподвижный и подвижный инструмент и гальваническое хромирование (9...200 мкм) [8]	Плотность тока — 30...40 А/см <sup>2</sup> ; напряжение — 14...20 В; продолжительность — 90...1200 с; электролит — 10...15%-ный раствор; скорость перемещения катода-инструмента — 186...225 мм/мин
2	Комбинированный последовательный метод алмазно-электрохимического хонингования и гальваническое покрытие (9...70 мкм)	Плотность тока — 20...30 А/см <sup>2</sup> ; удельное давление инструмента — 0,4...0,5 МПа; давление электролита — 0,6...0,8 МПа; напряжение — 14...20 В; продолжительность — 90...200 с; электролит — 10...15%-ный раствор, ТМС-31; алмазный брусок: Асп 80/63 Р9/Р11 ТУ037-2007Е
3	Комбинированный последовательный метод электрохимического импульсно-циклического формообразования и дробеструйное упрочнение [8]	Плотность тока ЭХО — 35...40 А/см <sup>2</sup> ; напряжение ЭХО — 8...12 В; продолжительность ЭХО — 600...900 с; электролит ЭХО — 10...15%-ный раствор; продолжительность дробеструйного упрочнения — 1080...1200 с
4	Комбинированный последовательный метод дробеструйного упрочнения и электрохимического полирования [9]	Продолжительность дробеструйного упрочнения — 400...800 с; продолжительность ЭХО полирования — до 480 с; плотность тока ЭХО полирования — 0,6...0,7 А/см <sup>2</sup> ; напряжение — 14...18 В

ударную вязкость показали, что данное сочетание параметров обеспечивает ее нормативные значения.

Термоциклические испытания, проведенные для определения верхнего значения температур, ограничивающих нормальные условия функционирования образца, определили значение 930° С.

Таким образом, в результате проведенного комплекса исследований получены следующие результаты:

— обеспечены диапазоны макро- и микрогеометрической точности: 0,1...0,2 мм; 0,18...0,20 мкм; максимальные значения остаточных напряжений достигают 820 МПа, а верхняя граница значений твердости составляет 6,8 МПа; при этом не обнаружены структурно-фазовые отклонения от матрицы основного материала;

— трибологические стендовые исследования подтвердили, что выделенный ниже диапазон режимов сдвигает адгезионный механизм и изнашивание в сторону нивелирования зон схватывания; одновременно с этим выделенный диапазон режимов комбинированных методов обеспечивает увеличение долговечности в условиях знакопеременного циклического нагружения на 10...20 %, при этом выполняются регламентирующие значения ударной вязкости при обеспечении ниже представленного диапазона режимов;

— сформированный поверхностный слой в условиях комбинированного метода обеспечивает нормальное функционирование поверхностей деталей до температур, определенных значениями в 930° С; в результате проведенных исследований определены диапазоны режимов комбинированного метода, приведенные в таблице [6].

**БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК**

1. Сухочев Г.А. Управление качеством изделий, работающих в экстремальных условиях при нестационарных воздействиях. Воронеж: ВГУ, 2003. 286 с.

2. Сухочев Г.А. Технологические методы повышения эксплуатационных показателей транспортных машин в экстремальных условиях // Техника машиностроения. 2005. № 3. С. 52—54.

3. Сухочев Г.А., Сокольников В.Н., Коденцев С.Н. Технологические аспекты балансировки высокооборотных роторов // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2016. № 2 (316). С. 99—105.

4. Повышение усталостной прочности поверхностей сложного профиля / Г.А. Сухочев, В.П. Смоленцев, Н.К. Мешков, В.А. Пожидаев // Наука производству. 1999. № 10. С. 47—48.

5. Технологическое обеспечение качества лопаточных деталей с использованием наукоемких нетрадиционных методов обработки / Г.А. Сухочев, А.В. Капустин, Е.Г. Смольяникова, Д.М. Небольсин // Насосы. Турбины. Системы. Воронеж: ООО ИПЦ "Научная книга", 2011. № 1. С. 34—42.

6. Комбинированная обработка узких каналов деталей высоконапорных систем подачи / А.О. Родионов, Г.А. Сухочев, Д.В. Силаев, В.Н. Сокольников // Обеспечение качества продукции на этапах конструкторской и технологической подготовки производства: межвуз. сб. науч. тр. — Воронеж: ВГТУ, 2014. Вып. 14. С. 87—92.

7. Сухочев Г.А., Силаев Д.В., Сокольников В.Н. Доводка узких каналов комбинированными методами // Современные технологии производства в машиностроении: сб. науч. тр. Воронеж: ВГТУ, 2015. Вып. 9. С. 4—14.

8. Сухочев Г.А., Сокольников В.Н., Коденцев С.Н. Технологические вопросы обеспечения качества динамической балансировки роторов [Электронный ресурс] // Воронежский научно-технический вестник. 2016. № 2 (16). С. 66—73. Режим доступа: [http://vestnikvglta.ru/arhiv/2016/2/10\\_2\\_16\\_2016.pdf](http://vestnikvglta.ru/arhiv/2016/2/10_2_16_2016.pdf)

9. Исследование поверхностного слоя детали после комбинированного механоэлектрохимического процесса упрочнения / В.Н. Сокольников, Г.А. Сухочев, С.В. Усов, И.П. Точилин // Упрочняющие технологии и покрытия. 2019. Том 15. № 12 (180). С. 555—560.

10. Повышение эксплуатационного ресурса деталей машин с помощью комбинированных физико-технических методов / С.В. Усов, И.П. Точилин, А.М. Некрылов, А.О. Родионов // Упрочняющие технологии и покрытия. 2020. Том 16. № 1 (181). С. 19—22.



Ю.В. Панфилов, д-р техн. наук

(Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана)

E-mail: panfilov@bmstu.ru

## Импульсные методы нанесения упрочняющих нанокристаллических углеродных покрытий

Рассмотрены и проанализированы наиболее распространенные методы импульсного осаждения упрочняющих нанокристаллических покрытий: магнетронное распыление HiPIMS, лазерная абляция PLD, вакуумно-дуговое осаждение VAPD и высокоинтенсивное импульсное ионное осаждение HIPIB. Показано, что поток материала при импульсном осаждении на поверхность подложки создает предпосылки для формирования нанокристаллической рентгеноаморфной пленки с высокими показателями твердости.

**Ключевые слова:** упрочняющие нанокристаллические покрытия, углеродные алмазоподобные покрытия, импульсные методы нанесения покрытий, магнетронное распыление, лазерная абляция, вакуумно-дуговое осаждение, высокоинтенсивное импульсное ионное осаждение.

The most known methods of pulsed thin strengthening nanostructured film deposition such as magnetron sputtering HiPIMS, pulsed laser deposition PLD, vacuum arc pulsed deposition, high-intensity pulsed ion beams deposition HIPIB, as well, were described and analysed. It was shown that the stream of material, generated by means of a pulsed action, impacts to substrate and creates preconditions for nanocrystalline amorphous coating manufacture with superhigh hardness.

**Keywords:** strengthening nanocrystalline coatings, diamond like carbon coatings, pulsed thin film deposition methods, magnetron sputtering, laser ablation, vacuum arc deposition, high-intensity pulsed ion beams deposition.

Для упрочнения поверхности режущего инструмента и пар трения деталей машин используются углеродные алмазоподобные покрытия (в англоязычной литературе они называются DLC — Diamond Like Carbon покрытия), имеющие микрокристаллическую (MCD) и нанокристаллическую (NCD) структуру, а также многослойные покрытия с MCD- и NCD-структурой слоев, сложные покрытия с DLC и  $\beta$ -SiC композитным промежуточным слоем плюс многослойное покрытие с MCD- и NCD-структурой [1]. DLC покрытия обладают уникальным сочетанием механических и трибологических свойств — сверхвысокой твердостью и относительно низким коэффициентом трения.

Микротвердость по Виккерсу наиболее распространенных упрочняющих покрытий приведена на рис. 1.

Одной из актуальных задач в области упрочняющих углеродных покрытий на сегодняшний день является получение DLC-покрытия со структурой тетраэдрического аморфного углерода ta-C, содержащего значительную долю  $sp^3$ -связей и имеющего высокие показатели твердости 60...80 ГПа. По мнению многих специалистов [1], для получения таких покрытий наиболее перспективны импульсные

методы, позволяющие обеспечивать минимальные внутренние напряжения в ta-C покрытиях, а также оптимизировать технологические режимы для увеличения скорости нанесения покрытий.

Преимуществом импульсных методов по сравнению с устройствами непрерывного действия является возможность получения плазмы более высокой плотности и более высокая энергия потока осаждаемых частиц. Кроме того, импульс-

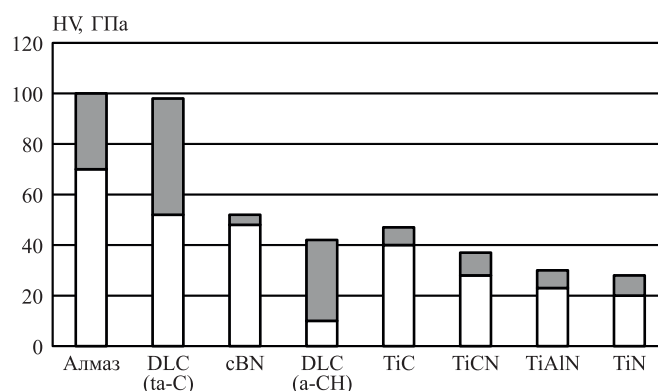


Рис. 1. Сравнение микротвердости упрочняющих покрытий с алмазом

ный режим работы позволяет минимизировать тепловую нагрузку на обрабатываемое изделие.

В статье рассмотрены и проанализированы четыре наиболее интересных, по мнению автора, метода импульсного осаждения упрочняющих нанокристаллических покрытий: импульсное магнетронное распыление — HiPIMS (High power impulse magnetron sputtering) [2], лазерная абляция — PLD (Pulse laser deposition) [3], импульсное вакуумно-дуговое осаждение — VAPD (Vacuum arc pulse deposition) [4] и высокоинтенсивное импульсное ионное осаждение — HIPIB (High-intensity pulsed ion beams) [5].

Метод импульсного магнетронного распыления HiPIMS характеризуется удельной мощностью на катоде  $1...3 \text{ кВ/см}^2$ , что в 100 раз больше, чем при традиционном магнетронном распылении. В результате воздействия на мишень короткого импульса высокого ( $1...10 \text{ кВ}$ ) напряжения образуется плазма большой плотности и с большой степенью ионизации осаждаемого материала. Мощность передается в коротких импульсах длительностью 60 мкс с частотой  $0,1...4 \text{ кГц}$  при малом коэффициенте заполнения, равном 1 %, что позволяет избежать перегрева мишени. Плотность ионного тока может достигать  $3 \cdot 10^4 \text{ А/м}^2$ , а скорость осаждения пленки —  $0,5 \text{ нм/с}$ .

Основными достоинствами метода HiPIMS являются высокие плотность и твердость покрытия, низкая шероховатость, а также полное отсутствие в покрытии капель. Схема высокоинтенсивного импульсного магнетронного осаждения представлена на рис. 2.

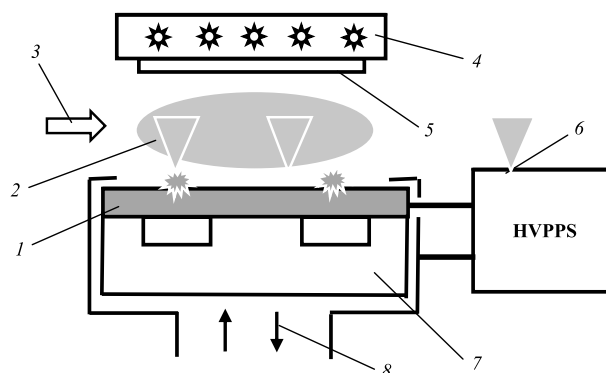
Технологические параметры метода HiPIMS: давление аргона в камере  $0,6 \text{ Па}$ ; сбалансированный режим разряда со стабилизацией по мощности  $1,8 \text{ кВт}$ ; напряжение разряда  $900...1000 \text{ В}$ ; длительность импульса 60 мкс; частота следования импульсов  $4 \text{ кГц}$ ; средний ток разряда  $1,8...2,0 \text{ А}$ ; отрицательное напряжение смещения на подложке  $150 \text{ В}$ ; расстояние катод — подложка  $90 \text{ мм}$ ; скорость осаждения  $30 \text{ нм/мин}$ . Метод HiPIMS является универсальным методом, объединяющим в себе преимущества дугового испарения и классического магнетронного распыления — возможность формирования высококонцентрированных ионно-плазменных потоков без наличия микрокапель.

Метод нанесения тонких пленок в вакууме с помощью лазерной абляции PLD широко применяется в электронной технике, но вполне может быть использован и в машиностроении, например, для нанесения упрочняющих покрытий. Так, для нанесения упрочняющих покрытий из TiN, TiCN и TiAlN методом PLD использовали следующие режимы: давление в вакуумной камере  $10^{-5} \text{ Па}$ , плотность энергии лазерного луча  $2...3 \text{ Дж/см}^2$ , частота импульсов  $30 \text{ Гц}$ , длительность импульса  $25 \text{ нс}$ , энергия частиц в результате абляции  $10 \text{ эВ}$ , толщина осаждаемой пленки за один импульс  $0,022 \text{ нм/имп.}$  При более высокой плотности энергии лазерного

луча —  $10 \text{ Дж/см}^2$ , толщина осаждаемой пленки за один импульс может достигать  $0,112 \text{ нм/имп.}$  При частоте импульсов  $30 \text{ Гц}$  скорость осаждения пленки составляет соответственно  $0,66$  и  $3,36 \text{ нм/с}$ .

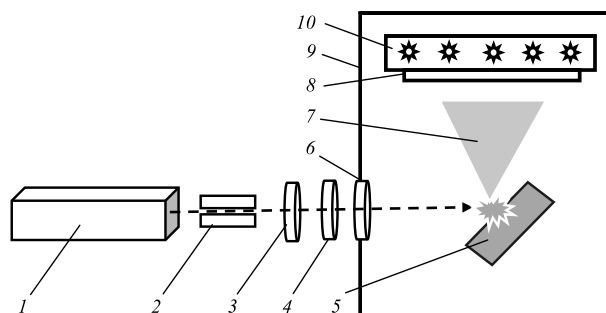
Схема импульсного лазерного осаждения PLD представлена на рис. 3.

Преимущество импульсного вакуумно-дугового метода VAPD по сравнению с другими методами связано, в первую очередь, со значительным превосходством по скорости осаждения покрытий благодаря существенно большей плотности плазмы. Для формирования углеродного алмазоподобного покрытия подложка нагревается до температуры не выше  $200 \text{ }^\circ\text{C}$ , а средняя энергия ионов углерода составляет  $10...40 \text{ эВ}$ , что дает возможность получать алмазоподобные покрытия с твердостью  $60 \text{ ГПа}$  и более. Однако этот метод имеет свои ограничения, связанные с наличием макрокапель в продуктах эрозии катода, что ухудшает качество поверхности покрытия.



**Рис. 2. Схема высокоинтенсивного импульсного магнетронного осаждения:**

1 — мишень; 2 — газоразрядная плазма; 3 — поток рабочего газа; 4 — нагреваемый столик; 5 — подложка; 6 — HVPPS (High Voltage Pulsed Power Source) источник; 7 — магнитная система; 8 — водяное охлаждение



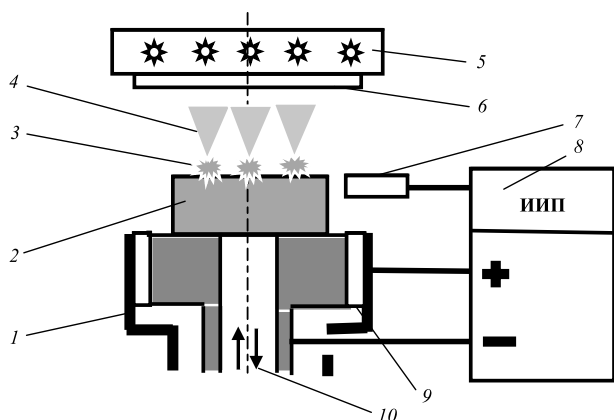
**Рис. 3. Схема импульсного лазерного осаждения (лазерной абляции):**

1 — KrF-лазер с длиной волны  $248 \text{ нм}$ ; 2 — ячейка Керра ("запирание" пучка фотонов с частотой следования импульсов); 3 — поляризатор; 4 — фокусирующая линза; 5 — мишень; 6 — вакуумное окно; 7 — плазменный факел из осаждаемого материала; 8 — подложка; 9 — вакуумная камера; 10 — нагреваемый столик

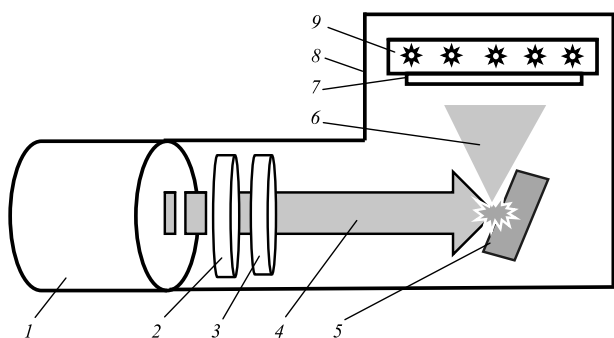
Схема импульсного вакуумного дугового осаждения VAPD представлена на рис. 4.

Вакуумная электрическая дуга представляет собой низковольтный разряд между холодным катодом и анодом, горящий в парах эродирующего катода с образованием катодных пятен [3]. Катодное пятно характеризуется плотностью тока до  $10^8$  А/см<sup>2</sup>, давлением до 20 ГПа и температурой до 15 000 К. В таких условиях все процессы, связанные с эрозией материала катода, носят взрывной характер. Продуктами взрыва являются плазменные потоки, содержащие электроны, ионы, нейтральные атомы и капельную фракцию. Покрытие имеет аморфно-кристаллическую структуру со средним размером зерен 5 нм.

Импульсный дуговой источник работает при давлении газовой смеси 60 Па, с частотой 1 кГц, длительностью импульса 250 мкс и при ампли-



**Рис. 4. Схема импульсного дугового осаждения:**  
1 — анод; 2 — катод; 3 — катодное пятно; 4 — поток осаждаемого материала; 5 — нагреваемый столик; 6 — подложка; 7 — электрод поджига; 8 — импульсный источник питания (ИИП); 9 — изолятор; 10 — водяное охлаждение



**Рис. 5. Схема высокоинтенсивного импульсного ионного осаждения:**  
1 — импульсный источник ионов; 2; 3 — ионно-оптическая ускоряющая система; 4 — высокоинтенсивный ионный луч; 5 — мишень; 6 — абляционный плазменный поток из осаждаемого материала; 7 — подложка; 8 — вакуумная камера; 9 — нагреваемый столик

туде тока в импульсе 2...3 кА. После конденсации на поверхности подложки плазменный поток благодаря быстрому охлаждению приобретает аморфную структуру. Технологические параметры метода: давление в камере  $8 \cdot 10^{-3}$  Па; амплитуда импульса разряда 1 кА; длительность импульса 1,2 мс; напряжение разряда 300 В; частота следования импульсов 3 Гц; мгновенная скорость осаждения 1,8 нм/имп. Температура подложки в процессе осаждения покрытий описанными выше методами не превышала 70 °С. Катоды изготовлены из графита марки МПГ-6.

В работе [2] описан метод высокоинтенсивного импульсного ионного осаждения HIPIV (рис. 5), с помощью которого в режиме абляции были получены DLC-покрытия на инструменте с высокой твердостью и износостойкостью.

Метод реализован в установке ТЕМП-4М, основными параметрами которой являются: ускоряющее напряжение 250...300 кВ; длительность ускоряющего импульса 150 нс; плотность ионного тока на мишени 50...250 А/см<sup>2</sup>; частота импульсов 5...10 имп./мин; состав пучка ионов: углерод (C<sup>+</sup>, C<sup>2+</sup>, C<sup>3+</sup>) и протоны. Метод HIPIV характеризуется относительно низкой плотностью мощности  $10^6 \dots 10^9$  Вт/см<sup>2</sup>, энергия бомбардирующей мишенью однозаряженных ионов составляет 400 кэВ, плотность ионного тока на мишени — 40...250 А/см<sup>2</sup>, частота импульсов — 5 имп./мин, размер пучка ионов — 20...200 см<sup>2</sup>.

Плазменный поток, образованный в результате абляции приповерхностного слоя мишени, адиабатически распространяется со скоростью  $10^3 \dots 10^5$  м/с в направлении по нормали к поверхности мишени. Плотность частиц в плазменном потоке может достигать  $10^{19}$  см<sup>-3</sup>, а их энергия — 0,2...2 эВ (аналогично лазерной абляции, но с более высокой суммарной энергией на мишени, с большей площадью и с большей скоростью генерации частиц).

Основными достоинствами метода нанесения тонких пленок HIPIV являются:

- высокая скорость осаждения — более 1 нм/с (после 50 импульсов с плотностью ионного тока 150 А/см<sup>2</sup>, толщина пленки DLC достигает 2 мкм);
- энергетика ионизированного потока позволяет наносить материалы с параметрами, не достижимыми другими методами;
- стехиометрия покрытия соответствует стехиометрии материала мишени, в том числе многокомпонентной;
- невысокая температура нагрева подложки (573...723 К);
- высокая чистота и однородность покрытия.

В таблице приведено сравнение описанных выше методов импульсного нанесения тонкопленочных покрытий в вакууме по следующим критериям: скорость осаждения материала покрытия за один импульс, энергия осаждаемых частиц,

Сравнение методов импульсного нанесения тонкопленочных покрытий

Параметры	HiPIMS	PLD	VAPD	HiPIV
Вакуум, Па	1,0	$10^{-5}$	60	$10^{-2}$
Температура подложки, К	293...473	293...423	293...343	573...723
Скорость осаждения, нм/импульс	0,02	0,04...0,1	1,8	40
Энергия частиц, эВ	10...50	0,1...10	10...12	0,2...2,0
ФЗП ( $N_1/N_0$ )	0,55	2,8	50	>1000

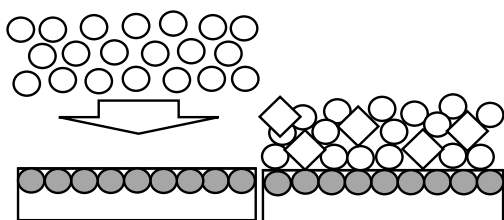


Рис. 6. Гипотеза формирования рентгеноаморфной нанокристаллической пленки при импульсном методе осаждения

температура подложки, давление в вакуумной камере, а также фактор заполненности единицы поверхности (ФЗП) подложки осажденными атомами.

Можно сделать предположение, что фактор заполняемости поверхности подложки осажденными атомами характеризует механизм формирования структуры покрытия. Если ФЗП меньше единицы (количество осажденных за один импульс на поверхность подложки атомов  $N_1$  меньше количества "свободных мест"  $N_0$ ), то формирование покрытия идет по известным механизмам роста — островковому, двумерному, комбинированному и т.д., т.е. при температуре подложки больше критической атом диффундирует по поверхности подложки, пока не придет в термодинамическое равновесие с подложкой

$$N_1 = \frac{h_{\text{имп}} \rho N_A}{M},$$

где  $h_{\text{имп}}$  — скорость осаждения, м/имп.;  $\rho$  — плотность материала пленки, кг/м<sup>3</sup>;  $N_A$  — число Авогадро, атом/кмоль;  $M$  — молярная масса, кг/кмоль;  $N_0 = 2 \cdot 10^{18}$  атом/м<sup>2</sup>.

Если ФЗП больше единицы, то механизм роста покрытия меняется, так как свободной поверхности для перемещения у осевших атомов нет и в термодинамическое равновесие они приходят не перемещаясь по поверхности, поскольку этого не позволяют сделать соседние атомы, что создает предпосылки для формирования нанокристаллической рентгеноаморфной пленки (рис. 6). Чем больше ФЗП превосходит единицу, тем с большей вероятностью формируются более мелкие зерна, а следовательно, и твердость покрытия становится более высокой.

Для получения аморфной структуры с высокой прочностью необходимы очень высокие скорости охлаждения. Закономерности образования кристаллов зависят от степени переохлаждения — чем выше степень переохлаждения, тем более мелкие кристаллы будут образовываться [6].

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Advanced Coatings and Materials for Cutting tools**, 2019. Nov. 21—23. Taizhou, Zhejiang, China.
2. **Čapek J., Hala M., Zabeida O.** et al. Deposition rate enhancement in HiPIMS without compromising the ionized fraction of the deposition flux / *J. Phys. D: Appl. Phys.* 2013. 46. 205205 (10 pp). DOI: 10.1088/0022-3727/46/20/205205.
3. **Девцкий О.В., Никулин Д.А., Сысоев И.А.** Импульсное лазерное напыление тонких пленок нитрида алюминия на сапфировой подложке // Научно-технический сборник информационных технологий, механики и оптики. 2020. Т. 20. № 2. DOI: 10/175862226-1494-2020-20-2-177-184.
4. **Brown I., Oks E.** Emerging application of vacuum-arc-produced plasma, ion and electron beams // *NATO science series II. Mathematics, Physics and Chemistry*. 2002. Vol. 88. P. 1—14.
5. **Remnev G.E.** et al. High intensity pulsed ion sources and their industrial application / *Surface and Coatings Technology*. 1999. 114. P. 206—212.
6. **Симонов В.Н., Артеменко Н.И.** Курс лекций по дисциплине "Физическая химия материалов": учебное пособие / под ред. В.Н. Симонова. М.: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2015. 69 с.

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

E-mail: [utp@mashin.ru](mailto:utp@mashin.ru)  
Web-site: [www.mashin.ru](http://www.mashin.ru)

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

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

Сдано в набор 16.12.2020 г. Подписано в печать 15.02.2021 г. Формат 60×88 1/8.

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

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

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

Сайт: [www.aov.ru](http://www.aov.ru)