

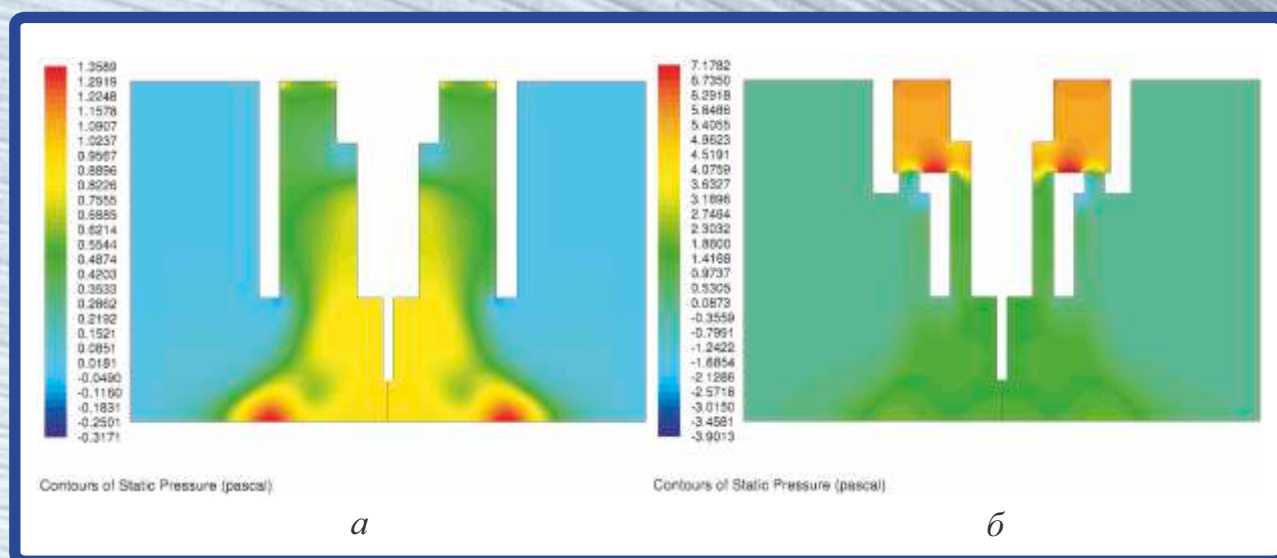
# ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

ISSN 1994-6309

№ 4(53)/2011

технология • оборудование • инструменты  
научно-технический и производственный журнал

## Технология Оборудование Инструменты Материаловедение



Результаты моделирования распределения давления защитного газа при истечении из сварочного сопла: а) традиционная одноструйная газовая защита; б) двухструйная газовая защита

# ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

№ 4(53)/2011

технология • оборудование • инструменты  
научно-технический и производственный журнал

## РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ

### Председатель совета

**Пустовой Николай Васильевич** – ректор НГТУ, профессор, доктор технических наук, Заслуженный деятель науки РФ, член Национального комитета по теоретической и прикладной механике

### Члены совета

**Анисименко Г.Е.**, директор производственно-технологической фирмы «Сигма-инструмент»; **Атапин В.Г.**, профессор, д.т.н., НГТУ; **Афанасьев В.К.**, академик РАЕН, профессор, д.т.н., СибГИУ; **Балков В.П.**, зам. ген. директора АО «ВНИИинструмент», к.т.н.; **Батаев А.А.**, профессор, д.т.н., НГТУ; **Батаев В.А.**, профессор, д.т.н., НГТУ; **Буров В.Г.**, профессор, к.т.н., НГТУ; **Герасенко А.Н.**, директор ООО НПКФ «Машсервисприбор»; **Кирсанов С.В.**, профессор, д.т.н., ТПУ; **Коган Б.И.**, академик РАЕН, профессор, д.т.н., КузГТУ; **Коротков А.Н.**, академик РАЕ, профессор, д.т.н., КузГТУ; **Кудряшов Е.А.**, профессор, д.т.н., Засл. деятель науки РФ, ЮЗГУ; **Овчаренко А.Г.**, профессор, д.т.н., БТИ АлтГТУ; **Рахимьянов Х.М.**, профессор, д.т.н., НГТУ; **Сараев Ю.Н.**, профессор, д.т.н., ИФПМ СО РАН; **Смольников Н.Я.**, профессор, д.т.н., ВолгГТУ; **Суслов А.Г.**, профессор, д.т.н., Засл. деятель науки и техники РФ, БрянГТУ

Журнал входит в *Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий*, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук (решение Президиума Высшей аттестационной комиссии Минобрнауки России от 19 февраля 2010 года № 6/6)

### СОУЧРЕДИТЕЛИ

ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром»  
ФГБОУ ВПО «Новосибирский государственный  
технический университет»  
ООО НПКФ «Машсервисприбор»

### ГЛАВНЫЙ РЕДАКТОР

**Батаев Анатолий Андреевич** – профессор,  
доктор технических наук

### ЗАМЕСТИТЕЛИ ГЛАВНОГО РЕДАКТОРА

**Атапин Владимир Григорьевич** – профессор,  
доктор технических наук

**Буров Владимир Григорьевич** – профессор,  
кандидат технических наук  
(технология, материаловедение)

**Скиба Вадим Юрьевич** – доцент, кандидат технических наук  
(оборудование, инструменты)

### ИЗДАЕТСЯ С 1999 г.

Периодичность – 4 номера в год

Журнал реферирован в ВИНИТИ

Сведения о журнале ежегодно публикуются в международной справочной системе по периодическим и продолжающимся изданиям «Ulrich's Periodicals Directory»

Журнал награжден в 2005 г. Большой Золотой Медалью Сибирской Ярмарки за освещение новых технологий, инструмента, оборудования для обработки металлов

Журнал зарегистрирован 05.04.2006 г. Федеральной службой по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия. Свидетельство о регистрации ПИ № ФС77-23961

Индекс: **70590** («РОСПЕЧАТЬ»)

### Адрес редакции:

630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5, к. 274, Атапин В.Г.

Тел. (383) 346-17-77

E-mail: obrmet@ngs.ru

www.nstu.ru (раздел «Научная и инновационная деятельность»; научные издания)

Цена свободная

*Перепечатка материалов из журнала «Обработка металлов» возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.*

*За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.*



## СОДЕРЖАНИЕ

## ТЕХНОЛОГИЯ

<b>Скворцов В.Ф., Охотин И.С., Арляпов А.Ю.</b> Деформирующие усилия при дорновании с большими натягами отверстий малого диаметра в толстостенных деталях .....	3
<b>Шашок А.В., Колесников Д.А.</b> Нормирование надежности технологических операций проектируемых технологических процессов механической обработки деталей машин .....	7
<b>Рахимьянов Х.М., Локтионов А.А.</b> Влияние износа расходных элементов на точность формообразования при тонкоструйной плазменной резке ...	14
<b>Иванцовский В.В., Скиба В.Ю., Пушнин В.Н.</b> Методика назначения режимов обработки при совмещении операций абразивного шлифования и поверхностной закалки ТВЧ .....	19

## ОБОРУДОВАНИЕ, ИНСТРУМЕНТЫ

<b>Атапин В.Г.</b> Исследование динамики несущей системы многоцелевого станка .....	26
<b>Сафонова М.Н., Шиц Е.Ю., Сыромятникова А.С.</b> Оценка работоспособности и качества шлифовального инструмента на основе алмазосодержащих полиолефинов .....	30
<b>Коротков А.Н., Романенко А.М.</b> Анализ влияния компонентов рецептуры и наполнителей на физико-механические свойства шлифовальных кругов .....	35

## МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

<b>Капустин В.И., Гилета В.П., Захарченко К.В.</b> Экспериментальное изучение закономерностей деформирования алюминиевых сплавов при регулярных нагружениях .....	40
<b>Веселовский А.А.</b> Повышение износостойкости зубьев чугунных зубчатых колес из высокопрочного чугуна термодиффузионным хромированием .....	44
<b>Веселов С.В., Балаганский И.А., Потапов В.М., Базаркина В.В., Прохов Д.Н.</b> Особенности структурообразования при оплавлении порошковой смеси частиц TiC и Ni на стальной поверхности .....	50
<b>Никулина А.А., Скиба В.Ю., Корниенко Е.Е., Миронов Е.Н.</b> Моделирование процессов структурообразования при формировании сварного соединения из разнородных сталей .....	54
<b>Дробяз Е.А., Батаев В.А., Теплых А.М.</b> Трещиностойкость высокоуглеродистой стали после высокоскоростной термической обработки .....	61

## МАТЕРИАЛЫ КОНФЕРЕНЦИИ

<b>Чинахов Д.А., Ефременков А.Б.</b> Всероссийская молодежная конференция «Машиностроение – традиции и инновации» в Юргинском технологическом институте Национального исследовательского Томского политехнического университета .....	65
<b>Вашук Е.С., Будовских Е.А., Теплых А.М., Громов В.Е., Иванов Ю.Ф.</b> Особенности влияния электронно-пучковой обработки на поверхность стали 45 после электровзрывного боромеднения .....	67
<b>Марусич К.В.</b> Прогноз температурных перемещений станков, работающих в условиях переменных тепловых режимов .....	74
<b>Сапрыкина Н.А., Сапрыкин А.А., Шигаев Д.А.</b> Исследование факторов, влияющих на качество поверхности, полученной лазерным спеканием .....	78
<b>Чинахов Д.А., Воробьев А.В., Томчик А.А.</b> Моделирование истечения газовых потоков из сопла при сварке плавящимся электродом с традиционной и двухструйной газовой защитой .....	83
Правила для авторов .....	88

## TECHNOLOGY

<b>Skvortsov V.F., Okhotin I.S., Arlyapov A.Yu.</b> Deforming forces at mandrelling of small diameter holes with high allowances in thick-walled components .....	3
<b>Shashok A.V., Kolesnikov D.A.</b> The reliability valuation of productions in designing processes of workparts machining .....	7
<b>Rakhimyanov K.M., Loktionov A.A.</b> Deterioration of consumable elements influence on accuracy forming at high-precision plasma cutting .....	14
<b>Ivancivsky V.V., Skeebe V.Yu., Pushnin V.N.</b> Methods of appointment processing conditions when combining the operations of abrasive grinding and surface induction hardening .....	19

## EQUIPMENT, INSTRUMENTS

<b>Atapin V.G.</b> Research of dynamics of carrier system the multi-purpose machine tool .....	26
<b>Safonova M.N., Shitz E.Yu., Syromyatnikova A.S.</b> Evaluation of working capacity and quality of grinding tools on the diamond-containing polyolefine base .....	30
<b>Korotkov A.N., Romanenko A.M.</b> The analysis of influence of composition's components and fillers on physical and mechanical properties of grinding wheels .....	35

## MATERIAL SCIENCE

<b>Kapustin V.I., Gileta V.P., Zakharchenko K.V.</b> The experimental study of regularities of aluminum alloys deformation in case of regular stresses .....	40
<b>Veselovskiy A.A.</b> Increasing the wear resistance of cast iron gear teeth of the highly-durable cast iron by thermodiffusion chromizing .....	44
<b>Veselov S.V., Balaganskiy I.A., Potapov V.M., Bazarkina V.V., Prohov D.N.</b> Structure formation features during the fusing of TiC and Ni powder blend on steel surface .....	50
<b>Nikulina A.A., Skeebe V.Yu., Kornienko E.E., Mironov E.N.</b> Simulation of structure formation during welding of heterogeneous steels .....	54
<b>Drobzyaz E.A., Bataev V.A., Teplykh A.M.</b> Crack growth resistance of high carbon steel after high-speed heat treatment .....	61

## MATERIALS OF A CONFERENCE

<b>Chinakhov D.A., Efremenkov A.B.</b> Russian Youth Conference «Mechanical Engineering – Traditions and Innovations» in Yurginskiy Institute of Technology, National Research Tomsk Polytechnic University .....	65
<b>Vaschuk E.S., Budovskikh E.A., Teplykh A.M., Gromov V.E., Ivanov Yu.F.</b> Influence of electron-beam treatment parameters on carbon steel surface structure after electroexplosive borocoppering .....	67
<b>Marusich K.V.</b> The forecast of temperature moving of the machine tools working in the conditions of variable thermal modes .....	74
<b>Saprikina N.A., Saprikin A.A., Shigaev D.A.</b> Investigating factors influencing the quality of a surface obtained by laser sintering .....	78
<b>Chinakhov D.A., Vorobyov A.V., Tomchik A.A.</b> Simulation of flow of gas through a nozzle in consumable electrode welding with traditional and double jet gas shield .....	83
Rules for authors .....	88

Корректор *Л.Н. ВЕТЧАКОВА*  
 Художник-дизайнер *А.В. ЛАДЫЖСКАЯ*  
 Компьютерная верстка *В.Н. ЗЕНИНА*

Подписано в печать 13.12.11. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.  
 Усл. печ.л. 11,5. Уч.-изд. л. 21,39. Изд. № 324. Заказ 66. Тираж 1000 экз.

Отпечатано в типографии Новосибирского государственного технического университета  
 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20

# ДЕФОРМИРУЮЩИЕ УСИЛИЯ ПРИ ДОРНОВАНИИ С БОЛЬШИМИ НАТЯГАМИ ОТВЕРСТИЙ МАЛОГО ДИАМЕТРА В ТОЛСТОСТЕННЫХ ДЕТАЛЯХ

*В.Ф. СКВОРЦОВ, канд. техн. наук, доцент,  
И.С. ОХОТИН, канд. техн. наук, ассистент,  
А.Ю. АРЛЯПОВ, канд. техн. наук, доцент,  
(ТПУ, г. Томск)*

Статья поступила 23 сентября 2011 года

Скворцов В.Ф. – 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30,  
Томский политехнический университет,  
e-mail: TMRI@tpu.ru

Изложены результаты экспериментальных исследований деформирующих усилий при дорновании с большими натягами отверстий малого диаметра в толстостенных деталях. Приведено эмпирическое уравнение для расчета деформирующих усилий.

**Ключевые слова:** отверстия малого диаметра, дорнование отверстий, деформирующие усилия.

Дорнование отверстий малого диаметра ( $d = 1 \dots 5$  мм) в толстостенных деталях ( $D/d \geq 2,5$ , где  $D$  – наружный диаметр детали), выполняемое с большими суммарными натягами  $[(0,03 \dots 0,1)d$  и более], является одним из наиболее простых и производительных методов их отделочной обработки [1, 2]. При больших суммарных натягах не требуется высокой точности предварительной обработки отверстий: дорнование может выполняться, например, сразу после их сверления спиральными сверлами и обеспечивать высокую точность отверстий (IT6-IT8) и качество их поверхностного слоя ( $Ra = 0,1 \dots 0,63$  мкм) [1, 2].

Дорнование отверстий малого диаметра производится однозубыми твердосплавными дорнами, перемещаемыми через отверстие цилиндрическим стержнем-толкателем. Установлено [1, 2], для того чтобы достичь высоких контактных давлений и тем самым интенсифицировать сглаживание микронеровностей и упрочнение поверхностного слоя, а также обеспечить наиболее высокую точность, дорнование отверстий малого диаметра в толстостенных деталях необходимо выполнять за

2–4 цикла (2–4 дорнами возрастающего диаметра). При этом большую часть суммарного натяга дорнования  $[(70 \dots 90) \%$ ] нужно переносить на первый цикл, что позволяет на последних циклах использовать малые натяги  $[(0,01 \dots 0,03) \text{ мм}]$ , которым соответствуют высокие контактные давления [1, 2].

Для проектирования операций дорнования отверстий малого диаметра в толстостенных деталях с большими натягами необходимо располагать зависимостями для расчета деформирующих усилий. Существующие расчетные зависимости не учитывают влияния степени толстостенности деталей – полагается, что при  $D/d \geq 3$  оно отсутствует [3]. Эти зависимости справедливы только при малых суммарных натягах дорнования (не более  $0,01d$ ); при больших натягах они дают большие погрешности.

При указанном выше распределении суммарного натяга наибольшие усилия, как будет показано ниже, имеют место при первом цикле дорнования. Следовательно, для расчета усилий нужно знать их зависимость от основных факторов одноциклового дорнования. Для



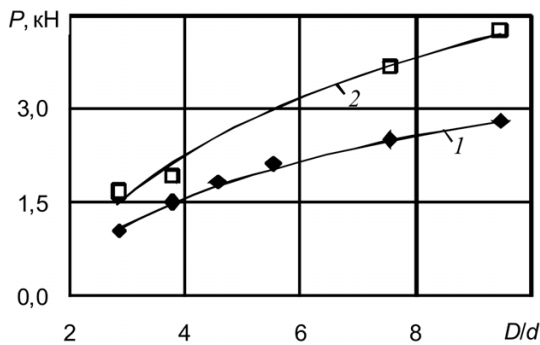


Рис. 1. Зависимости усилий при одноцикловом дорновании отверстий ( $d = 2,16$  мм) в деталях из стали 20 от степени их толстостенности:

1 –  $a/d = 0,047$ ; 2 –  $a/d = 0,097$ ; 3 –  $a/d = 0,15$

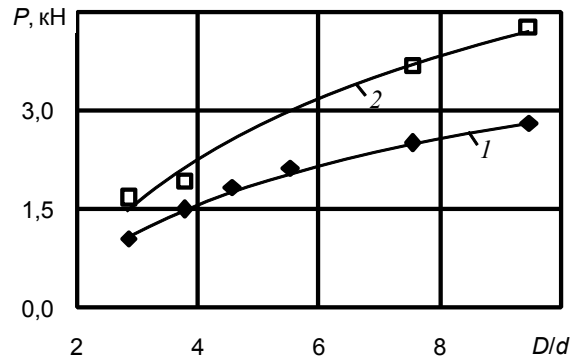


Рис. 2. Зависимости усилий при одноцикловом дорновании отверстий ( $d = 2,27$  мм) в деталях из стали 45 от степени их толстостенности:

1 –  $a/d = 0,047$ ; 2 –  $a/d = 0,097$

получения такой зависимости применительно к обработке деталей из конструкционных углеродистых сталей были выполнены экспериментальные исследования.

Их проводили на деталях типа втулок из сталей 20 ( $HB$  1300 МПа) и 45 ( $HB$  1700 МПа) с диаметром отверстий 2,16, 2,27 и 5 мм и степенью толстостенности  $D/d = 2,3 \dots 9,5$ . Дорнование отверстий выполняли по схеме сжатия дорнами из твердого сплава ВК8 с углами рабочего и обратного конусов  $6^\circ$  с помощью специального приспособления [2] на испытательных машинах ИР5057-50 и УМЭ-10ТМ. Натяги дорнования  $a/d$  достигали 0,15. Число циклов дорнования изменялось от 1 до 3. Скорость дорнования составляла 0,0008 м/с. В качестве СОЖ

применяли масляную жидкость МР-7. Точность измерения усилий дорнования была не ниже 10 Н. Число повторных опытов было принято равным 3.

Результаты экспериментальных исследований усилий при одноцикловом дорновании отверстий представлены на рис. 1 и 2. Из этих рисунков видно, что увеличение степени толстостенности деталей (при  $D/d \geq 3$ ) приводит при больших натягах дорнования к очень существенному возрастанию усилий, которое оказывается тем больше, чем больше натяг дорнования. При этом прирост усилий по мере увеличения степени толстостенности деталей постепенно замедляется. Например (рис. 2), с увеличением  $D/d$  от 3 до 9,5 деталей из стали 45

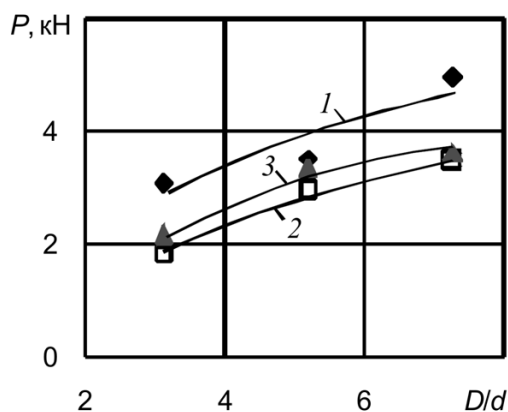


Рис. 3. Зависимости усилий дорнования отверстий ( $d = 5$  мм) от степени толстостенности деталей из стали 20 при первом ( $a_1 = 0,1$  мм), втором ( $a_2 = 0,03$  мм) и третьем ( $a_3 = 0,01$  мм) циклах (соответственно кривые 1 – 3)

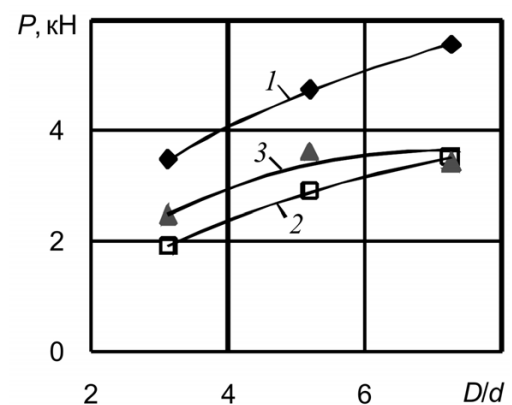


Рис. 4. Зависимости усилий дорнования отверстий ( $d = 5$  мм) от степени толстостенности деталей из стали 20 при первом ( $a_1 = 0,2$  мм), втором ( $a_2 = 0,03$  мм) и третьем ( $a_3 = 0,01$  мм) циклах (соответственно кривые 1 – 3)

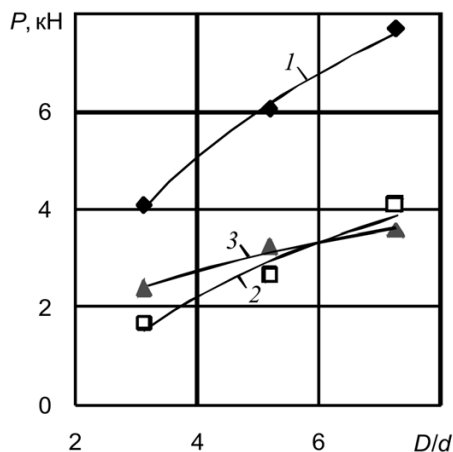


Рис. 5. Зависимости усилий дорнования отверстий ( $d = 5$  мм) от степени толсто­стенности деталей из стали 20 при первом ( $a_1 = 0,3$  мм), втором ( $a_2 = 0,03$  мм) и третьем ( $a_3 = 0,01$  мм) циклах (соот­ветственно кривые 1 – 3)

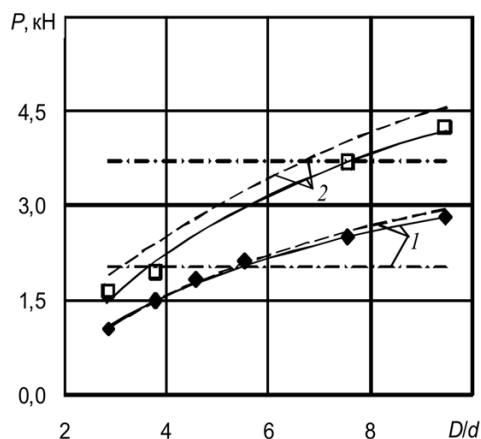


Рис. 6. Зависимости усилий при одно­цикловом дорновании отверстий ( $d = 2,27$  мм) в деталях из стали 45 от сте­пени их толсто­стенности:

1 –  $a/d = 0,047$ ; 2 –  $a/d = 0,097$ . Сплошные кривые – эксперимент, пунктирные – расчет с использованием полученного уравнения, штрихпунктирные – расчет с использованием уравнения [3]

с  $d = 2,27$  мм усилия при одноцикловом дорновании с натягами  $a/d = 0,047$  и  $a/d = 0,097$  повышаются в 2,5...2,6 раза. При прочих равных условиях усилия одноциклового дорнования возрастают с увеличением твердости сталей (см. рис. 1 и 2) и диаметра обрабатываемого отверстия.

Рассмотрим результаты исследований усилий при многоцикловом дорновании отверстий, которые проводили на деталях из стали 20 с  $d = 5$  мм. Натяги на первом цикле дорнования ( $a_1$ ) составляли 0,1, 0,2 и 0,3 мм. Натяги на втором ( $a_2$ ) и третьем ( $a_3$ ) циклах оставались неизменными и равными соответственно 0,03 и 0,01 мм. Результаты этих исследований в виде зависимостей усилий на различных циклах дорнования от степени толсто­стенности деталей показаны на рис. 3–5. Из них следует, что при увеличении  $D/d$  от 3,1 до 7,3 усилия на втором и третьем циклах дорнования, так же как и на первом, значительно (до двух раз) возрастают. Наибольшие усилия при заданном распределении суммарного натяга во всех случаях возникают на первом цикле дорнования. При этом усилия на втором и третьем циклах дорнования слабо зависят от натяга на первом цикле.

Таким образом, при больших натягах усилия дорнования существенно возрастают при увеличении степени толсто­стенности деталей свыше 3.

Путем компьютерной обработки результатов экспериментов получено уравнение для расчета усилий одноциклового дорнования отверстий в деталях из конструкционных углеродистых сталей

$$P = 0,045(HB)^{0,543} a^{0,674} d^{0,85} \ln \frac{D}{d}, \text{ кН.}$$

Оно справедливо при использовании в качестве СОЖ масляной жидкости МР-7, твердости сталей  $HB$  от 1300 до 1700 МПа, диаметрах отверстий  $d$  от 2 до 5 мм, натяге  $a$  от 0,1 до 0,3 мм, степени толсто­стенности деталей  $D/d$  от 2,3 до 9,5.

На рис. 6 в качестве примера представлено сопоставление результатов экспериментального определения и расчетов усилий одноциклового дорнования по полученному уравнению, а также по уравнению, полученному в институте сверхтвердых материалов НАН Украины [3]. Видно, что полученное уравнение позволяет рассчитывать усилия одноциклового дорнования с погрешностью, не превышающей 20 %.

### Список литературы

1. *Арляпов А.Ю.* Обеспечение точности и качества поверхностного слоя глубоких отверстий малого диаметра в толстостенных заготовках дорнованием твердосплавными прошивками: дис. ... канд. техн. наук. – Томск: ТПУ, 2004. – 161 с.

2. *Охотин И.С.* Дорнование глубоких отверстий малого диаметра в полых толстостенных ци-

линдрах с большими натягами: дис. ... канд. техн. наук. – Томск: ТПУ, 2010. – 171 с.

3. *Розенберг А.М., Розенберг О.А.* Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. – Киев: Наукова думка, 1990. – 320 с.

### Deforming forces at mandrelling of small diameter holes with high allowances in thick-walled components

V.F. Skvortsov, I.S. Okhotin, A.Yu. Arlyapov

Results of experimental study of deforming forces at mandrelling with high allowances of small diameter holes in thick-walled components are stated. The equation for deforming forces calculation is given.

**Key words:** Small diameter deep holes, holes mandrelling, deforming force.



# НОРМИРОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОПЕРАЦИЙ ПРОЕКТИРУЕМЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

*А.В. ШАШОК, канд. техн. наук, доцент,  
Д.А. КОЛЕСНИКОВ, аспирант  
(РИИ АлтГТУ, г. Рубцовск)*

Статья поступила 18 сентября 2011 года

**Шашок А.В.** – 658207, г. Рубцовск, ул. Тракторная 2/6, Рубцовский индустриальный институт (филиал)  
ФГБОУ ВПО Алтайский государственный технический университет  
им. И.И. Ползунова, e-mail: avsh04081967@mail.ru

Рассматривается методика нормирования требований к надежности технологических операций проектируемых технологических процессов механической обработки по показателям качества обрабатываемых деталей. Методика разработана на основе моделирования функционирования технологического процесса открытой многофазной системой массового обслуживания (СМО) обрабатываемых заготовок и моделирования функционирования отдельной технологической операции одноканальной СМО с отказами. Предложено два способа назначения требований к надежности технологических операций: способ равного распределения требований к надежности и способ распределения требований к надежности с использованием весовых коэффициентов. Получены расчетные формулы и приведены примеры расчета для каждого из предлагаемых способов.

**Ключевые слова:** технологический процесс, технологическая операция, надежность, система массового обслуживания.

Современный этап развития машиностроения характеризуется постоянным расширением и частой сменяемостью номенклатуры изделий, изготавливаемых на машиностроительных предприятиях. В связи с этим одной из наиболее важных проблем современного машиностроения является проблема сокращения сроков проектирования и внедрения технологических процессов (ТП) механической обработки деталей машин.

Сокращение сроков проектирования ТП в определенной мере достигается за счет использования систем автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП). Вместе с тем использование САПР ТП практически не влияет на сокращение таких этапов технологической подготовки производства (ТПП), как внедрение и отладка спроектированных ТП в производство. В отдельных случаях для особо ответственных деталей трудоемкость указанных

этапов достигает до 90 % от затрат времени на всю ТПП.

Основной причиной такого положения является то, что проектные технологические решения зачастую не обеспечивают необходимого уровня надежности проектируемых ТП с точки зрения достижения требуемых параметров качества (геометрической точности и качества поверхностного слоя) обрабатываемых деталей. Последнее приводит к высокому количеству брака при обработке изделий и, как следствие, к существенному (в некоторых случаях в разы по сравнению с проектом) повышению себестоимости изготовления деталей. Таким образом, обеспечение надежности проектируемых ТП механической обработки по показателям качества изготавливаемых деталей является актуальной проблемой, решение которой способно повысить эффективность машиностроительных производств.

По мнению авторов, решение обозначенной проблемы должно основываться на параллельном решении двух задач:

- задании требований к надежности (нормирования надежности) ТП, его отдельных технологических операций (ТО) и технологических переходов;

- оценки соответствия требуемого и фактического уровня надежности спроектированного ТП при его заданной структуре, выбранных средствах технического оснащения и назначенных режимах обработки заготовок.

Как показывает анализ отечественной литературы в области технологии машиностроения, в настоящее время большинство работ в области надежности ТП направлены на решение задачи оценки уровня надежности уже действующих ТП, ТО и их отдельных технологических переходов. При этом практически полностью отсутствуют работы, направленные на решение задач нормирования надежности указанных технологических объектов.

В настоящей статье рассматривается методика нормирования требований к надежности ТО по обеспечиваемым на них показателям качества обрабатываемых заготовок. При разработке методики предполагалось, что требования к надежности всего ТП известны и являются одними из исходных данных при его проектировании. Последнее означает, что надежность ТП «в целом» может рассматриваться как замыкающее звено в соответствующей вероятностной цепи событий обеспечения требований, предъявляемых к показателям качества обрабатываемых деталей, по ходу выполнения операций ТП.

Для нормирования требований к надежности ТО, входящих в состав ТП, последний рассматривается как открытая многофазная система массового обслуживания (СМО), где каждой фазой обслуживания является одна из операций ТП, а требованиями на обслуживание – заготовки, поступающие для обработки на соответствующую операцию ТП.

Для каждой фазы обслуживания вводятся понятия «завершенного обслуживания заготовки» и «отказа в обслуживании заготовки». Обслуживание заготовки на  $j$ -й ТО считается

«завершенным», если после окончания операции для любого  $i$ -го обеспечиваемого на этой операции показателя качества выполняется условие

$$x_{ij}^H \leq x_{ij} \leq x_{ij}^B; j = 1, \dots, n; i = 1, \dots, m, \quad (1)$$

где  $x_{ij}^H$ ,  $x_{ij}^B$ ,  $x_{ij}$  – соответственно значение  $i$ -го показателя качества, обеспечиваемое на  $j$ -й операции ТП и его верхнее и нижнее предельные значения;  $n$  – количество операций, входящих в состав ТП;  $m$  – количество показателей качества, обеспечиваемых на  $j$ -й операции ТП. В качестве количественной меры безотказной работы  $j$ -й ТО рассматривается величина  $P_{nj}$ , численно равная вероятности того, что на этой операции будет выполнено условие (1) для всех обеспечиваемых на этой операции показателей качества обрабатываемой заготовки.

Если для какого-либо из показателей качества условие (1) не выполняется, то считается, что заготовка получила «отказ в обслуживании» (т. е. возник брак по рассматриваемому показателю качества). Заготовка, получившая «отказ в обслуживании» на какой-либо  $j$ -й операции, считается покинувшей ТП и в дальнейшем не обрабатывается. Структурная схема такой СМО представлена на рис. 1.

В качестве допущения было принято, что потоки случайных событий, влияющих на выполнение нормативных условий реализации каждой из ТО, являются ординарными, стационарными и без последствия. В этом случае режим работы СМО и каждой ее фазы может считаться стационарным, а вероятность безотказной работы СМО  $P_n$  (численно равная доле деталей в общем объеме заготовок, поступающих на первую операцию ТП, у которых после выполнения  $n$ -й операции выдерживаются все требования, предъявляемые к показателям ее качества) будет не зависеть от времени и может быть определена, если известны стационарные вероятности отсутствия отказов в обслуживании заготовок на каждой операции ТП  $P_{nj}$  (вероятности безотказной работы каждой  $j$ -й операции ТП).

При принятой модели функционирования ТП вероятность обслуживания каждой заявки

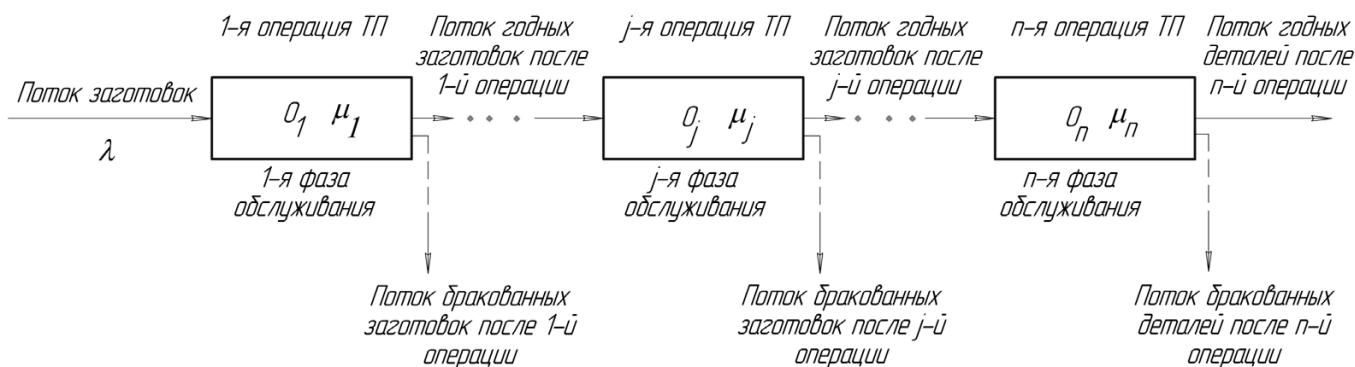


Рис. 1. Технологический процесс как открытая многофазная СМО с отказами по показателям качества обрабатываемых заготовок ( $O_1, \dots, O_n$  – операции технологического процесса;  $\lambda$  – интенсивность поступления заготовок на первую операцию ТП;  $\mu_j$  – интенсивность обслуживания заготовок по показателям качества на  $j$ -й операции ТП)

всеми фазами обслуживания (вероятность того, что для каждой обрабатываемой заготовки на всех операциях ТП будут обеспечены требуемые показатели качества) определяется выражениями, получаемым на основе решения системы алгебраических уравнений Колмогорова, описывающих функционирование СМО в стационарном режиме. В связи с громоздкостью вывода в статье приводится только окончательная формула для расчета вероятности безотказной работы ТП по показателям качества обрабатываемых деталей:

$$P_n = \frac{\prod_{j=1, l=1}^n (\mu_j + \mu_l) + \left( \lambda + \sum_{j=1}^n \mu_j \right) \lambda^{n-2} \sum_{j=1}^n \mu_j}{\prod_{j=1}^n (\lambda + \mu_j) \prod_{j=1, l=1}^n (\mu_j + \mu_l)} \times \prod_{j=1}^n \mu_j, \text{ при } n > 2, \quad (2)$$

$$P_n = \frac{\mu_1 \mu_2 (\lambda + \mu_1 + \mu_2)}{(\lambda + \mu_1)(\lambda + \mu_2)(\mu_1 + \mu_2)}, \text{ при } n = 2,$$

где  $\lambda$  – интенсивность потока заготовок, поступающих на первую операцию ТП;  $\mu_j$  – интенсивность обслуживания заготовок на  $j$ -й операции ТП.

Интенсивность потока заготовок, поступающих на первую операцию ТП  $\lambda$ , может быть определена по формуле

$$\lambda = \frac{1}{T}, \quad (3)$$

где  $T$  – средний промежуток времени между поступлением заготовок на первую операцию ТП, численно равный отношению годового эффективного фонда времени к величине годовой программы запуска изделий в производство. Величину  $T$  можно принять в качестве единицы временного интервала для рассматриваемой многофазной СМО, что позволит величину  $\lambda$  считать равной единице.

Интенсивность обслуживания требований каждой  $j$ -й фазой обслуживания  $\mu_j$  определяется на основе сведения функционирования отдельной ТО к работе одноканальной СМО с отказами, граф состояний которой представлен на рис. 2. Для такой СМО рассматриваются только два состояния: «0» – ТО обеспечивает требуемые значения показателей качества; «1» – ТО не обеспечивает требуемые значения показателей качества (отказ в обслуживании заготовки на операции).

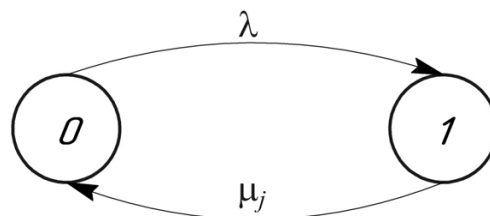


Рис. 2. Одноканальная СМО, моделирующая процесс обеспечения требований к показателям качества заготовки, обрабатываемой на  $j$ -й технологической операции ( $\lambda$  – интенсивность поступления требований;  $\mu_j$  – интенсивность обслуживания требований)



Интенсивность обслуживания требования в  $j$ -й фазе ТП  $\mu_j$  определяется на основе решения обратной задачи для рассматриваемой СМО и может быть рассчитана по формуле<sup>1</sup>

$$\mu_j = \lambda \frac{P_{Hj}}{1 - P_{Hj}}, \quad (4)$$

где  $P_{Hj}$  – вероятность того, что на ТО будут обеспечены все требуемые показатели качества обрабатываемой заготовки. При  $\lambda = 1$  формула (4) принимает еще более простой вид:

$$\mu_j = \frac{P_{Hj}}{1 - P_{Hj}}. \quad (5)$$

Назначение требований к вероятности безотказной работы отдельных операций ТП авторами предлагается осуществлять с учетом (2) и (5) несколькими различными способами.

**Способ равного распределения требований к надежности операций ТП.** Этот способ аналогичен способу равных допусков в теории размерных цепей и предполагает, что

$$P_{H1} = P_{H2} = \dots = P_{Hn} = P_{Ho}, \quad (6)$$

где  $P_{Ho}$  – равная для всех операций ТП вероятность их безотказной работы по показателям качества обрабатываемых заготовок. Тогда для любого  $\mu_j$  можно записать:

$$\mu_j = \mu = \frac{P_{Ho}}{1 - P_{Ho}} \quad \forall j = 1, \dots, n. \quad (7)$$

После подстановки (7) в (2) можно определить равную для всех ТО интенсивность обслуживания заготовок  $\mu$ , а по формуле (5) – вероятность безотказной работы всех операций ТП.

В общем виде при произвольном количестве ТО в составе ТП формулы для расчета величин  $\mu$  и  $P_{Ho}$  имеют вид

$$\begin{cases} \frac{(2\mu)^n + (1+n\mu)(n\mu)}{2^n(1+\mu)^n} = P_H^* \text{ при } n > 2, \\ \frac{(1+2\mu)\mu}{2(1+\mu)^2} = P_H^* \text{ при } n = 2, \end{cases} \quad P_{Ho} = \frac{\mu}{\mu+1} \quad (8)$$

<sup>1</sup> Венцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория случайных процессов и ее инженерные приложения: учеб. пособие для вузов. – 2-е изд., стереотип. – М.: Высш. шк., 2000. – 383 с.

где  $P_H^*$  – требуемый уровень вероятности безотказной работы всего ТП.

*Пример расчета.* Пусть в составе ТП имеется три ТО. Необходимо определить требования к надежности каждой из этих операций с использованием рассмотренного способа, если требования к вероятности безотказной работы всего ТП  $P_H^* = 0,97$ . В соответствии с (8) при  $n = 3$  имеем:

$$\frac{8\mu^3 + 3\mu(1+3\mu)}{8(1+\mu)^3} = P_H^*. \quad (9)$$

Решение уравнения (9) относительно  $\mu$  при  $P_H^* = 0,97$  дает следующее значение величины  $\mu = 60,73$ . Из (8) вероятность безотказной работы всех операций ТП, обеспечивающая величину  $P_H^* = 0,97$ , равна  $P_{Ho} = 0,9838$ .

На рис. 3 представлены расчетные значения величины вероятности безотказной работы, которые должны быть установлены на каждую операцию ТП для обеспечения требуемого уровня его надежности, в зависимости от величины  $P_H^*$  для  $n = 3$ . Здесь же представлены значения требований к вероятности безотказной работы каждой операции ТП, рассчитываемые из условия, что операции ТП являются стохастически независимыми, и вероятность безотказной работы ТП равна произведению вероятностей безотказной работы каждой ТО.

Можно заметить, что требования к надежности ТО, устанавливаемые по (8), меньше чем аналогичные требования, устанавливаемые по схеме, когда все операции ТП рассматриваются как его независимые элементы. Очевидно, что обеспечение более низких требований к надежности отдельных операций ТП, при прочих равных условиях, потребует и меньших затрат, что напрямую скажется на эффективности всего ТП обработки заготовок.

Несмотря на простоту расчета, рассмотренный способ задания требований к надежности ТО обладает очевидным недостатком, а именно отсутствием учета величины затрат, необходимых для реализации той или иной операции ТП и определяющих технологическую себестоимость обработки заготовок на этих операциях.

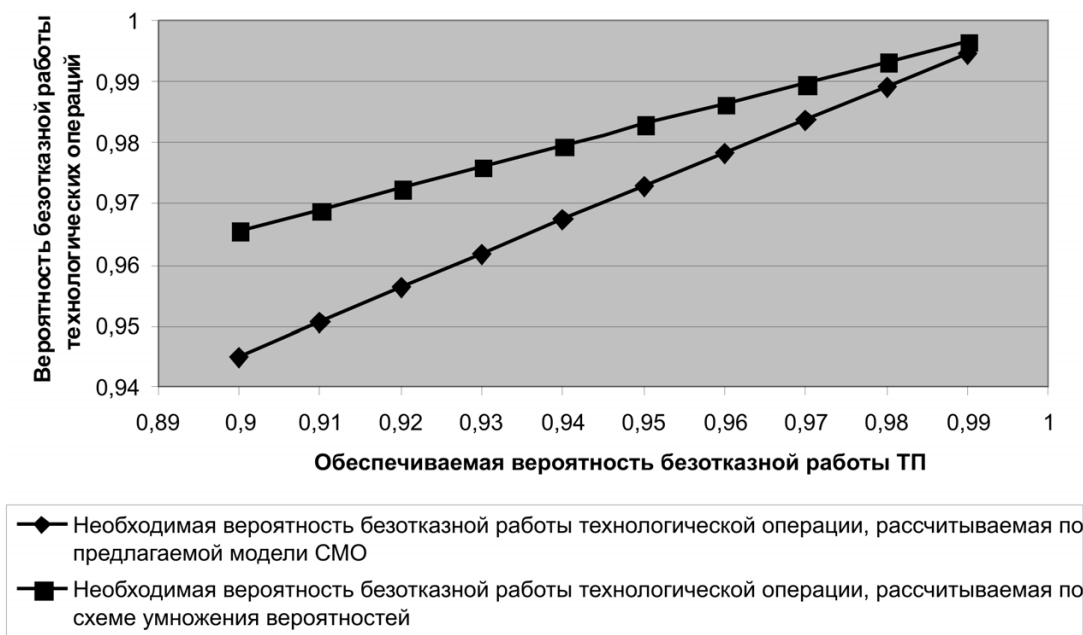


Рис. 3. Расчетные значения вероятности безотказной работы технологических операций, обеспечивающие требуемую вероятность безотказной работы ТП по показателям качества обрабатываемых заготовок (графики построены для случая трех операций в составе ТП и обеспечиваемой вероятности его безотказной работы  $P_n^* = 0,97$ )

Поэтому авторами предлагается следующий далее способ задания требований к надежности операций ТП.

**Способ задания требований к надежности ТО с использованием коэффициентов весомости.** Этот способ основан на предположении, что чем дальше по ходу ТП находится  $j$ -я ТО, тем более тяжелые последствия (с точки зрения материальных потерь) влечет за собой ее отказ по любому из обеспечиваемых на этой операции показателю качества обрабатываемых поверхностей (поскольку технологическая себестоимость заготовки после обработки на этой операции определяется суммой технологической себестоимости текущей и технологических себестоимостей всех предыдущих операций ТП).

В связи с этим вероятность безотказной работы рассматриваемой ТО, очевидно, должна быть больше вероятности безотказной работы всех предыдущих ТО, а интенсивность обслуживания требований на этой ТО  $\mu_j$  соответственно должна быть выше, чем интенсивность обслуживания требований на предыдущих операциях ТП. Соотношение между интенсивностями  $\mu_j$  и  $\mu_{j-1}$  предлагается устанавливать

с использованием коэффициентов весомости операции  $w_j$ , рассчитываемых следующим образом:

$$w_j = \frac{s_j}{\sum_{j=1}^n s_j};$$

$$s_j = \frac{\sum_{j=1}^j C_j}{\sum_{j=1}^n C_j}; \tag{10}$$

$$\sum_{j=1}^n w_j = 1,$$

где  $C_j$  – проектная технологическая себестоимость  $j$ -й операции ТП. С использованием коэффициентов  $w_j$  искомое соотношение предлагается определять по следующей формуле:

$$\frac{\mu_j}{\mu_{j-1}} = \frac{w_j}{w_{j-1}}. \tag{11}$$

Конкретные значения требуемых вероятностей безотказной работы каждой ТО определяются с использованием принятой модели надежности ТП по (2).

**Содержание переходов операций ТП механической обработки ступенчатого валика**

Номер и наименование операции	Номер и содержание перехода
1. Фрезерно-центровальная	1. Фрезеровать торцы детали
	2. Сверлить центровые отверстия
2. Токарная	1. Точить поверхности $\varnothing 40$ и $\varnothing 60$ начерно
	2. Точить поверхности $\varnothing 40$ и $\varnothing 60$ начисто
	3. Точить поверхность $\varnothing 40$ начерно
	4. Точить поверхность $\varnothing 40$ начисто
3. Шлифовальная	1. Шлифовать поверхность $\varnothing 40$
	2. Шлифовать поверхность $\varnothing 40$

Предлагаемый способ нуждается в численной иллюстрации. Для этого рассмотрим следующий пример. Пусть в составе технологического процесса механической обработки ступенчатого валика (рис. 4), имеется три последовательно выполняемые ТО: фрезерно-центровальная, токарная и шлифовальная. Содержание переходов ТО рассматриваемого ТП представлено в таблице.

Примем, что требования к вероятности безотказной работы рассматриваемого ТП по обеспечиваемым показателям качества обрабатываемых поверхностей (например, точности линейных и диаметральных размеров, а также шероховатости обрабатываемых поверхностей) установлены на уровне  $P_H^* = 0,97$ . Необходимо установить требования к вероятности безотказной работы каждой из операций ТП, если известно, что проектная

технологическая себестоимость обработки детали на каждой из операций составляет соответственно  $C_1 = 20$ ,  $C_2 = 40$  и  $C_3 = 10$  руб.

Для заданных значений исходных данных коэффициенты весомости ТО, рассчитываемые по (10), составят:  $w_1 = 0,13$ ,  $w_2 = 0,4$ , и  $w_3 = 0,47$ . Из (11) можно установить, что  $\mu_2 = 3,08 \mu_1$  и  $\mu_3 = 3,62 \mu_1$ . Подстановка полученных значений в (2) позволяет установить, что

$$\begin{aligned} \mu_1 &= 38,71; \mu_2 = 119,23; \\ \mu_3 &= 140,13, \end{aligned}$$

а требуемые вероятности безотказной работы ТО, обеспечивающие заданную надежность ТП, равны (5):

$$\begin{aligned} P_{H1} &= 0,9748; P_{H2} = 0,9917; \\ P_{H3} &= 0,9929. \end{aligned}$$

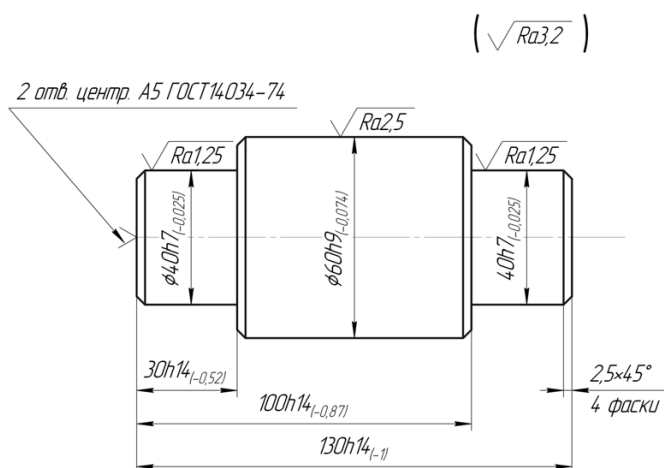


Рис. 4. Эскиз ступенчатого валика

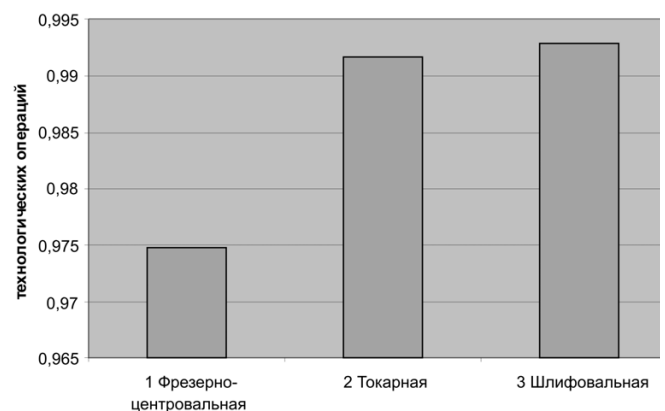


Рис. 5. Расчетные значения вероятности безотказной работы технологических операций, обеспечивающие требуемый уровень вероятности безотказной работы ТП по показателям качества обрабатываемых заготовок ( $P_H^* = 0,97$ ,  $C_1 = 20$ ,  $C_2 = 40$  и  $C_3 = 10$  руб.)



Можно заметить, что в соответствии с предлагаемым способом требования к надежности каждой текущей ТО устанавливаются более высокими по сравнению с предыдущими операциями ТП. На рис. 5 полученные результаты представлены в графическом виде.

Результаты, полученные в представленной работе, позволяют считать, что в ней решена задача разработки методики нормирования требований к надежности проектируемых ТО ТП механической обработки деталей машин. Эта же методика может использоваться и для решения

задачи нормирования надежности технологических переходов, входящих в состав той или иной операции ТП.

Предлагаемая методика имеет очевидную практическую значимость, поскольку позволяет устанавливать научно обоснованные требования к надежности проектируемых ТО и их переходов. Указанные требования в дальнейшем предполагается использовать при решении задачи оптимизации надежности ТО и переходов проектируемых ТП.

### **The reliability valuation of productions in designing processes of workparts machining**

A.V. Shashok, D.A. Kolesnikov

The article deals with valuation of reliability requirements of productions operations in designing processes of workparts machining with regard to the quality of machined parts. The valuation procedure is based on simulation of a process of an open multi-phase of mass servicing of machined workparts and also simulation of an isolated production operation of a single-channel mass servicing system with failures.

The authors offer two ways for determining reliability requirements for production operations: the method of even distribution in reliability requirements and the method of distribution in reliability requirements with use weigh factors. Designed formulas have been obtained and valuations examples are given for both methods.

**Key words:** process, productions operations, reliability, mass servicing system.

# ВЛИЯНИЕ ИЗНОСА РАСХОДНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ НА ТОЧНОСТЬ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ТОНКОСТРУЙНОЙ ПЛАЗМЕННОЙ РЕЗКЕ\*

*Х.М. РАХИМЯНОВ, доктор техн. наук, профессор,  
А.А. ЛОКТИОНОВ, аспирант,  
(НГТУ, г. Новосибирск)*

Статья поступила 15 ноября 2011 г.

**Локтионов А.А.** – 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20,  
Новосибирский государственный технический университет,  
e-mail: pushkin-lok@mail.ru

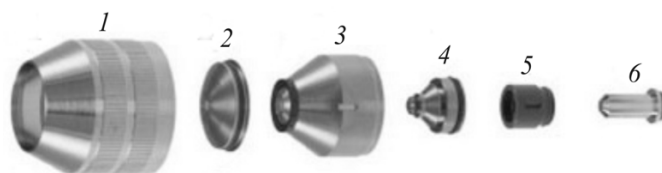
Рассмотрены вопросы точности формообразования при тонкоструйной плазменной резке листового материала при разной степени износа катода и сопла.

**Ключевые слова:** тонкоструйная плазменная резка, сопло, катод, формообразование, точность, качество, геометрия.

## Введение

Тонкоструйная плазменная резка получает все большее применение как разделительная операция в различных отраслях промышленности. Преимущества технологии тонкоструйной плазменной резки определяются узкой зоной теплового воздействия, большими скоростями обработки и высоким качеством реза. Однако качество в значительной степени зависит от износа расходных элементов плазматрона. В литературе на сегодняшний момент нет сведений по предельному износу расходных элементов при сохранении стабильного качества обработки. Поэтому вопрос влияния степени износа расходных элементов на процесс формообразования кромок реза является актуальным.

Технология тонкоструйной плазменной резки реализуется на оборудовании фирмы Kjellberg Finsterwalde. Плазменный резак состоит из следующих расходных элементов (рис. 1).



*Рис. 1.* Расходные элементы плазменного резака PerCut 160

1 – защитный колпачок; 2 – колпачок завихряющего газа; 3 – колпачок сопла; 4 – сопло; 5 – газификатор; 6 – катод

Колпачок завихряющего газа предохраняет колпачок сопла и сопло от повреждений и загрязнений. Данный элемент также служит для направления завихряющих газов в зону резки и изготавливается из выдерживающих высокую температуру синтетических материалов, керамики или меди.

Сопло плазменного резака обеспечивает сжатие плазменной дуги, что повышает плотность энергии и скорость истечения плазменного потока. Сопло изготовлено из нормализованной меди и имеет отверстие высокой точности диаметром от 0,8 до 6 мм. Диаметр отверстия сопла соот-

\* Исследования проведены при финансовой поддержке в рамках выполнения аналитической ведомственной целевой программы «Развитие научного потенциала высшей школы (2009–2011)» (АВЦП 2.1.2/11449)



ветствует определенному значению тока дуги плазмотрона.

Газификатор предназначен для создания вихревого потока, который служит для центрирования пятна контакта плазменной дуги на катоде. Кроме этого вихревой поток сжимает плазменную дугу и направляет ее на выходе из сопла. Газификатор изготавливается из высокотемпературных синтетических материалов или керамики и имеет отверстия, расположенные под определенным углом для завихрения плазменного газа. Направление закрутки газа может быть как по часовой, так и против часовой стрелки. Газификатор обеспечивает устойчивость плазменной дуги, а также служит изолятором и находится между соплом и катодом.

Одним из электродов при плазменной резке является катод, а вторым – разрезаемый лист. В катод запрессована вставка из тугоплавкого материала (циркония или гафния), на котором при высоких температурах образуется тугоплавкая пленка, представляющая собой окислы и нитриды данных материалов, которая защищает их от испарения при горении дуги. В процессе горения дугового разряда на поверхности катода образуется небольшая, сильно разогретая и ярко светящаяся область, называемая катодным пятном, через которое осуществляется перенос тока. Существование катодного пятна обусловлено высокой эмиссионной способностью и низким электрическим сопротивлением пленки из окислов и нитридов при высоких температурах.

Таким образом, на поверхности катода и при выходе плазменной струи из сопла развиваются высокие температуры, что является основной причиной их износа.

Наибольшему износу в плазменном резке подвержены такие элементы, как катод б, сопло 4, колпачок завихряющего газа 2, которые непосредственно находятся в контакте с плазменной струей (см. рис. 1). В статье рассматривается влияние износа этих элементов на процесс формообразования обрабатываемой детали при плазменной резке.

### Подробности экспериментов

Для проведения эксперимента был выбран листовой прокат металла марки сталь Ст. 3 толщиной 8 мм. В соответствии с толщиной разре-

заемого материала и технологическими рекомендациями выбран набор следующих расходных материалов – катод S002, газификатор Z101, сопло S2008, колпачок сопла S3004, колпачок завихряющего газа Z4020 и защитный колпачок Z501. При обработке использовались режимы: ток дуги – 50 А, давление плазмообразующих и завихряющих газов – 5 бар, расход зажигающего газа (воздух) – 20 л/мин, режущего газа O<sub>2</sub> – 25 л/мин, 1-го завихряющего газа O<sub>2</sub> – 20 л/мин и 2-го завихряющего газа N<sub>2</sub> – 10 л/мин при скорости резки 2,2 м/мин и времени врезания 0,1 с.

В результате предварительных экспериментов было установлено, что сопло плазмотрона может быть подвержено равномерному и неравномерному износу. Установлено, что неравномерный износ возникает в том случае, когда суммарный путь перемещения резака в одном направлении значительно больше, чем в другом. Так, при преобладающей по времени резке вдоль одной координаты геометрия канала сопла представляет собой эллипс с большей осью вдоль отмеченного направления. Равномерный же износ канала характерен для обработки с равнонаправленным перемещением резака. В данном случае наиболее характерной траекторией является окружность.

Для эксперимента использовано сопло с износом, поперечное сечение канала которого имеет форму эллипса. Кроме потери формы канал в поперечном сечении имеет наклон оси в двух направлениях (в направлении малой оси эллипса (рис. 2, а) – 4° и в направлении большой оси эллипса 0...1° (рис. 2, б).

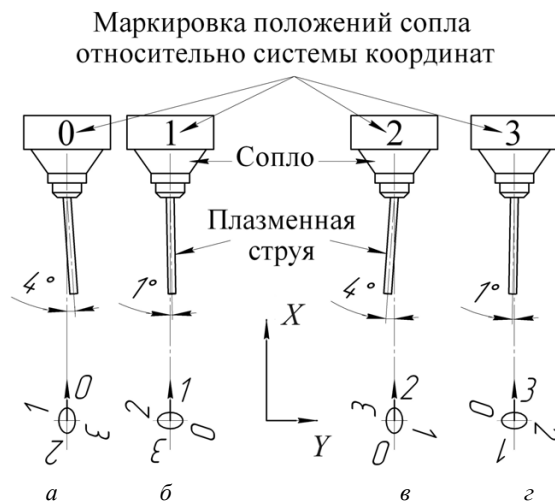


Рис. 2. Расположение сопла и плазменной струи по отношению к системе координат



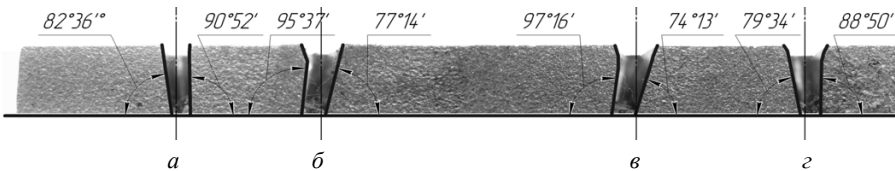


Рис. 3. Внешний вид поперечного сечения реза при выбранных по рис. 2 положениях сопла

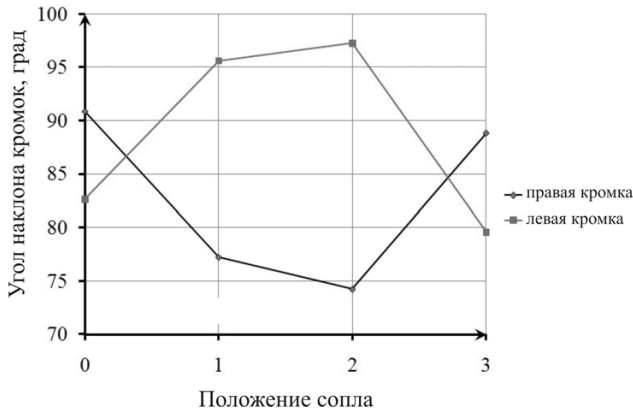


Рис. 4. Изменение угла наклона кромок реза для различных положений сопла плазмотрона

Процесс формообразования кромок реза исследовался при осуществлении прямых резов. Методика проведения эксперимента заключалась в следующем: заготовка закреплялась таким образом, чтобы ось плазмотрона была перпендикулярна плоскости заготовки. Образец имел следующие размеры: толщина 8 мм и габариты 120x120 мм. Первый рез осуществляется вдоль координаты X при положении сопла в направлении 0 (см. рис. 2, а).

После этого плазмотрон возвращался в начальную точку реза и смещался вдоль координаты Y. При этом плазмотрон поворачивался относительно оси на 90° по часовой стрелке (направление положения 1 сопла совпадало с осью X, рис. 2, б) и производился следующий рез. Далее обработка осуществлялась для положений сопла 2 и 3 (рис. 2, в, г). Геометрия сформированного реза для всех положений сопла представлена на рис. 3. На рис. 4 показано изменение угла наклона кромок реза для различных положений сопла плазмотрона.

Анализируя геометрию поперечного сечения реза при неравномерном износе сопла, можно сделать следующие выводы. Форма канала сопла в значительной степени влияет на формообразование кромок реза. Взаимное направление реза и канала сопла приводит к изменению ши-

рины реза, что видно на рис. 3, и изменению угла наклона кромок (неперпендикулярности). Так, при расположении сопла в направлении 0 (см. рис. 2, а), совпадающем с направлением реза при формообразовании, угол правой кромки составляет 90°52' (рис. 3, а). Для данной технологии максимальное отклонение от перпендикулярности для неизношенного сопла составляет от -1 до 2°.

Исходя из этого полученный угол правой кромки при первом резе (см. рис. 3, а) не превышает допустимого отклонения от перпендикулярности. Сопло, сориентированное в направлении 1 с направлением реза (см. рис. 2, б), формирует следующую геометрию. Угол неперпендикулярности правой кромки реза составляет порядка 77°14' (рис. 3, б), при этом ширина реза увеличена по отношению к первому резу. Такая же форма наблюдается и при третьем резе.

Далее исследовался процесс резки с соплом при равномерном его износе, поперечное сечение канала которого имеет форму окружности. Методика проведения эксперимента аналогична отмеченной выше. Результаты эксперимента представлены на рис. 5 и 6.

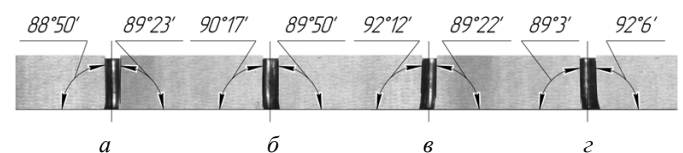


Рис. 5. Внешний вид поперечного сечения реза при равномерном износе сопла

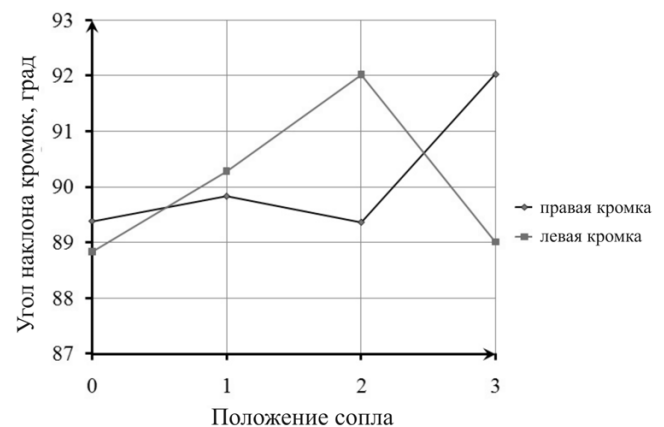


Рис. 6. Изменение угла наклона кромок реза для различных положений сопла плазмотрона

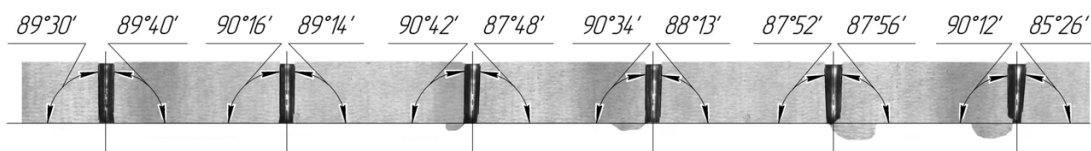


Рис. 7. Внешний вид поперечного сечения реза при различной степени износа катодов

Анализируя геометрию поперечного сечения реза при равномерном износе сопла, можно сделать следующие выводы. Взаимное направление реза и сопла приводит к незначительному изменению ширины реза, что наблюдается на рис. 5, и появлению скруглений вблизи нижней кромки разрезаемого листа. Так, при расположении сопла в направлении 0, 1, 2 (см. рис. 2), совпадающем с направлением реза, угол правой кромки находится в диапазоне от  $89^{\circ}22'$  до  $89^{\circ}50'$ , что не превышает допустимого отклонения от перпендикулярности для данной технологии. Сопло, сориентированное в направлении 3 с направлением реза (рис. 2, з), формирует следующую геометрию. Угол неперпендикулярности правой кромки реза составляет порядка  $92^{\circ}6'$  (рис. 5, з), что превышает максимально допустимое отклонение на данный параметр. Данное сопло может быть использовано для контурной резки с поправкой положения плазменного резака. Для этого также необходимо ввести две степени свободы, а именно наклон и поворот сопла.

Исследование влияния износа катода на точность формообразования реза осуществлялось с катодами с различной степенью износа. Первый рез осуществлялся в направлении X. После этого плазмотрон возвращался в начальную точку реза и смещался вдоль координаты Y. Далее плазмотрон поворачивался на  $90^{\circ}$  по часовой стрелке и производился второй рез. Затем производилась смена катода и повторялись действия, отмеченные выше. В данном случае катод 1 имеет степень износа, соответствующий суммарному пути реза 1920 м и количеству пробивок порядка 1600 раз при токе 50 А. Степень износа катода 2 соответствует суммарному пути реза 1230 м и количеству пробивок 1892 раз при токе 50 А. Катод 3 эксплуатировался при токе 130 А, степень его износа соответствует пути резки 84 м и количеству пробивок 314 раз. Результаты эксперимента представлены на рис. 7 и 8.

Различная степень износа катодов приводит к изменению как ширины реза, так и изменению углов наклона кромок. Кроме этого, если рассматривать сам процесс износа катода, то его можно

разделить на регулярный (возникающий при горении дуги) и разовый (возникающий при зажигании дуги). Регулярный износ катодной вставки происходит за счет испарения оксидно-нитридного расплава при резке, а разовый, который более существенный, происходит при зажигании дуги из-за разрушения пленки от термического удара.

**Выводы**

Таким образом, сопло с износом в определенной степени может быть использовано при прямолинейных резах без потери качества, но для этого необходимо соблюсти

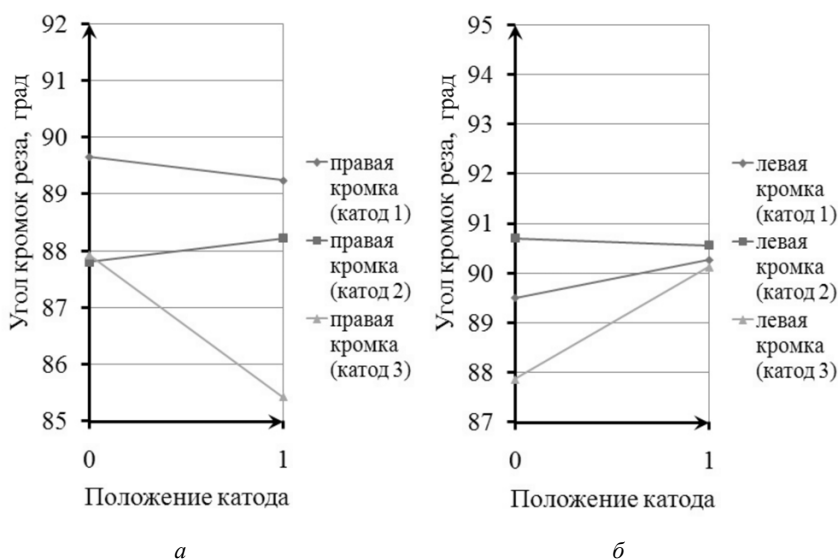


Рис. 8. Изменение угла наклона кромок реза при различной степени износа катода:

а – правой кромки; б – левой кромки

его определенную ориентацию относительно направления реза. Катод может быть использован до определенной степени износа тугоплавкой вставки порядка 1,8 мм. Дальнейшее его использование при большей степени износа нежелательно, так как это приведет к увеличению угла наклона кромок и ширины реза.

#### Список литературы

1. Рахимьянов Х.М. Анализ погрешностей формообразования при тонкоструйной плазменной резке металлических материалов / Х.М. Рахимьянов, А.А. Локтионов // Современные проблемы в технологии машиностроения: сб. трудов. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2009. – С. 151 – 153.
2. Локтионов А.А. Точность формообразования при тонкоструйной плазменной резке металлических материалов и пути ее повышения / А.А. Локтионов, Х.М. Рахимьянов // Обработка металлов. – 2009. – № 4 (45). – С. 31 – 32.
3. Моделирование процессов тонкоструйной плазменной резки для обеспечения точности формирования криволинейных контуров / Х.М. Рахимьянов, А.И. Журавлев, А.А. Локтионов, А.Х. Рахимьянов // Научный вестник НГТУ. – 2009. – № 4 (37). – С. 123 – 134.
4. Локтионов А.А. Особенности формообразования при тонкоструйной плазменной резке металлических материалов / А.А. Локтионов, Х.М. Рахимьянов // Инновации в машиностроении. I Международная научно-практическая конференция, г. Бийск, 7–9 октября 2010. – С. 90 – 91.

#### Deterioration of consumable elements influence on accuracy forming at high-precision plasma cutting

K.M. Rakhimyanov, A.A. Loktionov

Accuracy forming at high-precision plasma cutting of sheet material at different degree of deterioration of the cathode and a nozzle are considered.

**Key words:** the high-precision plasma cutting, nozzle, cathode, forming, accuracy, quality, configuration.

# МЕТОДИКА НАЗНАЧЕНИЯ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ ПРИ СОВМЕЩЕНИИ ОПЕРАЦИЙ АБРАЗИВНОГО ШЛИФОВАНИЯ И ПОВЕРХНОСТНОЙ ЗАКАЛКИ ТВЧ\*

*В.В. ИВАНЦИВСКИЙ, канд. техн. наук, доцент,  
В.Ю. СКИБА, канд. техн. наук, доцент,  
В.Н. ПУШНИН, магистрант  
(НГТУ, г. Новосибирск)*

Статья поступила 3 октября 2011 г.

**Иванцовский В.В.** – 630092, г. Новосибирск, пр. К.Маркса, 20,  
Новосибирский государственный технический университет,  
e-mail: wwi08@ngs.ru, skeepa\_vadim@mail.ru

Рассмотрен метод интегрированной обработки деталей машин, совмещающий поверхностную закалку высокоэнергетическим нагревом токами высокой частоты (ВЭН ТВЧ) и абразивное шлифование. Предложена методика нормирования режимов обработки.

**Ключевые слова:** шлифование, поверхностная закалка, глубина упрочнения, остаточные напряжения, микротвердость, шероховатость, режимы обработки.

Объектом данных исследований является финишная стадия технологических процессов, содержащая операции поверхностной закалки на глубину до 1 мм и финишной механической обработки стальных жестких деталей. Для повышения эффективности этой стадии технологического процесса поверхностная закалка и абразивное шлифование выполняются на одном технологическом оборудовании [1].

В этом случае термомеханическая операция состоит из следующих переходов:

– *первый переход* – предварительное шлифование, необходимое для устранения погрешностей, возникших на предшествующей части технологического процесса и связанных с переустановкой детали и обеспечения постоянства зазора между деталью и индуктором;

– *второй переход* – поверхностная закалка ТВЧ на заданную глубину упрочнения;

– *третий переход* – чистовое шлифование и выхаживание.

Для эффективного использования нового технологического оборудования становится актуальной задача разработки новых методик назначения режимов для указанных методов обработки, рассматривающих данные операции технологического процесса не изолированно, а во взаимосвязи, и позволяющих гарантированно получать детали с заранее заданной точностью и физико-механическими свойствами их рабочих поверхностей.

**Целью работы является** разработка комплексной методики назначения режимов интегрированной обработки деталей машин, совмещающей абразивное шлифование и поверхностную закалку ТВЧ.

Для достижения поставленной цели решены следующие задачи:

– проведена оценка влияния каждого из объединяемых видов обработки на геометрические показатели точности и физико-механические свойства поверхностного слоя деталей машин;

\* Работа выполнена при финансовой поддержке ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России на 2009 – 2013 годы», мероприятие 1.3.1. (проект П1189)



– выявлены зависимости глубины упрочнения от режимов обработки, закономерности распределения остаточных напряжений в поверхностном слое и определены величины кообразования детали посредством моделирования тепловых полей, структурно-фазовых превращений и напряженно-деформированного состояния материала при закалке ТВЧ;

– установлены функциональные зависимости параметров волнистости и шероховатости поверхности от режимов предварительного и окончательного шлифования;

– установлены зависимости стойкости абразивного круга от режимов обработки.

В качестве материала для исследований выбраны углеродистые стали 45, 60 и У8. Для интеграции процессов механической и поверхностной термической обработки была произведена модернизация плоскошлифовального станка модели ЗГ71, заключающаяся в оснащении станочной системы дополнительным концентрированным источником энергии, в качестве которого использован выносной закалочный контур, реализующий высокоэнергетический нагрев токами высокой частоты (ВЭН ТВЧ). В качестве источника энергии использовали генератор ВЧГ 6 – 60/0,44. Исследования проводились в диапазоне режимов обработки: удельная мощность источника  $q_n = (1,5 \dots 4) \cdot 10^8$  Вт/м<sup>2</sup>, скорость перемещения детали  $V_d = (50 \dots 100)$  мм/с, размер источника  $R_n = 2$  мм. Процесс нагрева осуществлялся по глубинной схеме (толщина упрочненного слоя не превышает глубины проникновения тока в горячий металл) непрерывно-последовательным способом.

Шлифование осуществлялось кругами из белого электрокорунда с различной зернистостью и твердостью связки (ГОСТ Р 52781-2007): 1 250×32×76 25А F90 (F60, F46) K 6 (K 7, L 6, P 6) V 35 м/с 2 кл. – на следующих технологических режимах по схеме врезного шлифования: скорость круга  $V_k = 35$  м/с, продольная подача  $V_d = 5 \dots 20$  м/мин.

Для установления функциональных зависимостей параметров волнистости и шероховатости поверхности от режимов предварительного шлифования были проведены энергетические испытания плоскошлифовального станка модели ЗГ71 с определением точностных параметров обрабатываемых деталей. На основании обра-

ботки результатов экспериментальных данных установлена зависимость эффективной мощности  $N_e$  от технологических режимов при обработке незакаленных сталей:

$$N_e(V_d, t) = 3,441V_d^{0,985}t^{0,834}, \quad (1)$$

где  $V_d$  – продольная подача;  $t$  – глубина резания.

На основании данной зависимости была установлена граница начала формирования дефектов при шлифовании незакаленных сталей и предельная совокупность режимов резания, при которых наблюдается падение скорости резания. Следует отметить, что дефекты при шлифовании на жестких режимах незакаленных сталей проявлялись в виде прижогов, при этом нарушения сплошности материала зафиксировано не было.

Проведенная серия экспериментов, направленная на исследование влияния режимов абразивной однопроходной обработки на параметры шероховатости и волнистости поверхности, позволила получить следующие функциональные зависимости для параметра шероховатости поверхности  $Ra$  и для параметра волнистости поверхности  $Wz$ :

$$Ra(V, t, K) = 6,448V^{0,721}t^{0,815}K, \quad (2)$$

где  $K = M(H, \xi)$  – коэффициент, характеризующий влияние твердости круга  $H$ , выражаемый в численном виде по шкале Нортон, и зернистости абразива  $\xi$  на шероховатость поверхности:

$$M(H, \xi) = a + b\xi + cH + d\xi^2 + eH^2 + fH\xi + g\xi^3 + hH^3 + i\xi H^2 + j\xi^2 H,$$

где  $a = 18,051613$ ;  $b = -0,013940328$ ;  $c = -5,9080823$ ;  $d = 0,0001043142$ ;  $e = 0,65311835$ ;  $f = 0,00063960682$ ;  $g = -1,6152134 \cdot 10^{-7}$ ;  $h = -0,022616428$ ;  $i = -2,4449524 \cdot 10^{-5}$ ;  $j = 1,958807 \cdot 10^{-6}$ .

$$W_z(V_d, t) = a + bV_d + ct + dV_d^2 + et^2 + fV_d t + gV_d^3 + ht^3 + iV_d t^2 + jV_d^2 t, \quad (3)$$

где  $a = 3,9630$ ;  $b = 9,4628 \cdot 10^{-8}$ ;  $c = -2,7380 \cdot 10^{-6}$ ;  $d = -1,0069 \cdot 10^{-8}$ ;  $e = 872,6288$ ;  $f = 9,5255 \cdot 10^{-7}$ ;  $g = -3,3129 \cdot 10^{-4}$ ;  $h = 3,9282 \cdot 10^4$ ;  $i = -9,2764 \cdot 10^{-7}$ ;  $j = -3,4392 \cdot 10^{-8}$ .

Для обеспечения заданной степени точности поверхности необходима многопроходная

обработки. Результаты экспериментов показали, что каждый последующий проход способствует уменьшению высоты волны в среднем на  $2,7 \pm 0,4$  мкм. Это происходит за счет наложения фазового сдвига колебаний абразивного круга относительно обрабатываемой детали.

В качестве основного параметра, характеризующего стойкость шлифовального круга, был выбран параметр удельного съема металла  $Q_{уд}$ , мм<sup>3</sup>/мм, который определяется отношением объема снятого металла к величине высоты, снятой с круга за одну правку:

$$Q_{уд}(V, t) = \frac{(a + bV + ct + dt^2 + et^3)}{(1 + fV + gV^2 + hV^3 + it)}, \quad (4)$$

где  $a, b, c, d, e, f, g, h, i$  – коэффициенты, зависящие от марки круга. Например, для круга марки 1 250x32x76 25A F60 K 7 V 35 м/с 2 кл. ГОСТ Р 52781-2007:  $a = 368,1119$ ;  $b = -1,6736594$ ;  $c = 9070,4658$ ;  $d = -380474,11$ ;  $e = 2659270,4$ ;  $f = -0,17019272$ ;  $g = 0,010186962$ ;  $h = -0,00020028775$ ;  $i = -0,15588196$ .

Таким образом, полученные зависимости (1)–(4) позволяют назначать режимы предварительного шлифования исходя из обеспечения требуемой шероховатости и волнистости поверхности с учетом стойкости шлифовального круга.

На основании численного моделирования температурных полей и структурно-фазовых превращений, а также проведенных экспериментальных исследований поверхностной закалки ВЭН ТВЧ получена функциональная зависимость глубины упрочнения от технологических режимов обработки [2,3]:

$$h(q_n, V_n) = a + bV_n + cq_n + dV_n^2 + eq_n^2 + fV_nq_n + gV_n^3 + hq_n^3 + iV_nq_n^2 + jV_n^2q_n, \quad (5)$$

где  $a, b, \dots, j$  – коэффициенты, характеризующие марку стали, например, для стали У8:  $a = 1,122425$ ,  $b = -25,210979$ ,  $c = 3,673506 \cdot 10^{-9}$ ,  $d = 281,263627$ ,  $e = 8,690586 \cdot 10^{-18}$ ,  $f = -8,175952 \cdot 10^{-8}$ ,  $g = -1471,413565$ ,  $h = 1,428863 \cdot 10^{-27}$ ,  $i = -9,270236 \cdot 10^{-17}$ ,  $j = 6,005372 \cdot 10^{-7}$ .

Однако рассчитанные режимы поверхностной закалки по зависимости (5) не гарантируют формирования упрочненного слоя без наличия закалочных трещин. Следовательно, при назначении соответствующих режимов об-

работки крайне важно учитывать величину и характер распределения остаточных напряжений по глубине закаленного слоя. Моделирование напряженно-деформированного состояния материала осуществлялось с использованием конечно-элементного комплекса ANSYS 9.0 [3].

В связи с тем что основной технологической характеристикой при поверхностной закалке является глубина упрочнения, воздействовать на величину и характер распределения остаточных напряжений возможно лишь путем изменения величины переходной зоны [4].

Учитывая тот факт, что очагом разрушения детали в процессе эксплуатации является место расположения максимальных растягивающих напряжений  $\sigma_{p \max}$ , необходимо переместить опасную зону как можно глубже от поверхности изделия. Естественно, глубина залегания  $\sigma_{p \max}$  будет наибольшей в том случае, если величина переходного слоя окажется максимальной. Но в этом случае наблюдается значительное снижение сжимающих напряжений  $\sigma_{c \max}$  на поверхности. Анализ результатов экспериментальных и теоретических исследований показал, что величина переходного слоя должна составлять 25...33 % от глубины упрочненного слоя, что хорошо согласуется с данными, представленными в работе [5]. При выполнении этого требования получается определенный баланс, при том что значения максимальных растягивающих напряжений смещаются в более глубокие слои материала и величина сжимающих напряжений на поверхности в среднем уменьшается не более чем на 4...6 %. При этом большие значения величины переходной зоны необходимо обеспечивать при закалке сталей с большим содержанием углерода.

В результате обработки результатов исследований получена соответствующая функциональная зависимость соотношения величины переходного слоя к общей глубине упрочнения от режимов закалки:

$$\Psi(V_d, q_n) = a - bV_d^3 - cq_n^3, \quad (6)$$

где  $0,25 \leq \Psi(V_d, q_n) \leq 0,33$ ;  $a, b, c$  – коэффициенты, характеризующие марку стали, например, для стали У8  $a = 0,799$ ;  $b = 371,487$ ;  $c = 2,1496 \cdot 10^{-26}$ .

Таким образом, режимы закалки, полученные из решения системы уравнений (5) и (6),

гарантируют необходимую глубину упрочнения и рациональную величину переходной зоны, что устраняет вероятность возникновения закалочных микротрещин [6].

В условиях предлагаемой интегрированной обработки финишное шлифование подразумевает съём припуска, возникшего на предшествующем переходе за счет объемного расширения упрочненного слоя (не более 0,015 мм). Наличие минимального припуска гарантирует исключение отрицательного влияния температурных полей в зоне обработки на структуру упрочненного слоя. Завершающей стадией обработки является выхаживание, в процессе которого резания практически не происходит, а преобладает пластическое деформирование материала, что в итоге сказывается на повышении поверхностной микротвердости [7].

Выхаживание осуществлялось на следующих режимах: скорость круга  $V_k = 35$  м/с, продольная подача  $V_d = 20$  м/мин, поперечная подача  $S_{\text{п}} = 0,2$  мм/дв.ход. Проведенные экспериментальные исследования позволили установить зависимость повышения микротвердости поверхностного слоя от времени обработки:

$$HV_{20}^{\text{ВЫХ}}(\tau_{\text{ВЫХ}}) = (HV_{20}^{\text{ИСХ}} + k) - k \cdot \exp(-n\tau_{\text{ВЫХ}}), \quad (7)$$

где  $HV_{20}^{\text{ИСХ}}$  и  $HV_{20}^{\text{ВЫХ}}$  – значение микротвердости на поверхности соответственно исходное и после выхаживания;  $\tau_{\text{ВЫХ}}$  – время выхаживания;  $k$  и  $n$  – коэффициенты, свойственные данной марке стали (например, для стали У8:  $k = 1530$ ,  $n = 0,031$ ). При этом следует отметить, что возрастание поверхностной твердости приводит и к увеличению уровня сжимающих напряжений в поверхностном слое материала.

В процессе выхаживания исследовалось не только изменение физико-механического состояния поверхностного слоя, но и изменение геометрии поверхности детали. Статистическая обработка экспериментальных данных показала, что зависимости  $W_Z(\tau_{\text{ВЫХ}})$  и  $Ra(\tau_{\text{ВЫХ}})$  можно описать следующими математическими выражениями:

для волнистости поверхности

$$W_Z(\tau_{\text{ВЫХ}}) = \iota + (W_Z^{\text{ИСХ}} - \iota)e^{(-\tau_{\text{ВЫХ}}/p)} \quad (8)$$

где  $W_Z^{\text{ИСХ}}$  – исходное значение волнистости поверхности;  $\tau_{\text{ВЫХ}}$  – время выхаживания;  $\iota$  и  $p$  – параметры, зависящие от начальной волнистости поверхности, исходной микротвердости  $HV_{20}^{\text{ИСХ}}$  материала и условий обработки. Для указанных марок сталей параметры  $\iota$  и  $p$  могут быть найдены из следующих зависимостей:

$$\iota = 0,52 + 0,05W_Z^{\text{ИСХ}2},$$

$$p = 13,0821 - 6,098 \cdot 10^{-8} \cdot HV_{20}^{\text{ИСХ}2} + 0,5524W_Z^{\text{ИСХ}2},$$

для шероховатости поверхности

$$Ra(\tau_{\text{ВЫХ}}) = Ra_{\text{lim}} + \frac{Ra^{\text{ИСХ}} - Ra_{\text{lim}}}{(1 + \chi\tau_{\text{ВЫХ}})}, \quad (9)$$

где  $Ra^{\text{ИСХ}}$  – исходное значение шероховатости поверхности;  $\tau_{\text{ВЫХ}}$  – время выхаживания;  $Ra_{\text{lim}}$  – значение шероховатости, которого можно достичь при указанных параметрах процесса обработки;  $\chi$  – параметр, зависящий от начальной шероховатости поверхности  $Ra^{\text{ИСХ}}$ , исходной микротвердости  $HV_{20}^{\text{ИСХ}}$  материала и марки круга. Для указанных марок сталей  $Ra_{\text{lim}}$  и  $\chi$  определяются из следующих зависимостей:

$$Ra_{\text{lim}} = 0,117 \frac{\xi^{0,371}}{H^{0,623}} \frac{Ra^{\text{ИСХ}0,839}}{HV_{20}^{\text{ИСХ}0,546}},$$

$$\chi = 0,926 \cdot 10^{-3} \frac{H^{1,371}}{\xi^{1,523}} \frac{HV_{20}^{\text{ИСХ}1,258}}{Ra^{\text{ИСХ}1,475}},$$

где  $H$  – твердость круга;  $\xi$  – зернистость круга.

Анализ данных зависимостей позволил определить рациональное время выхаживания  $\tau_{\text{ВЫХ}} = 20 \dots 30$  с, при котором наблюдается резкое уменьшение интенсивности падения шероховатости и волнистости поверхности.

Таким образом, процесс выхаживания, следующий непосредственно после поверхностной закалки (без переустановки детали), позволяет не только значительно снизить уровень волнистости и шероховатости поверхностного слоя, но и повысить уровень микротвердости и величину сжимающих остаточных напряжений на поверхности.

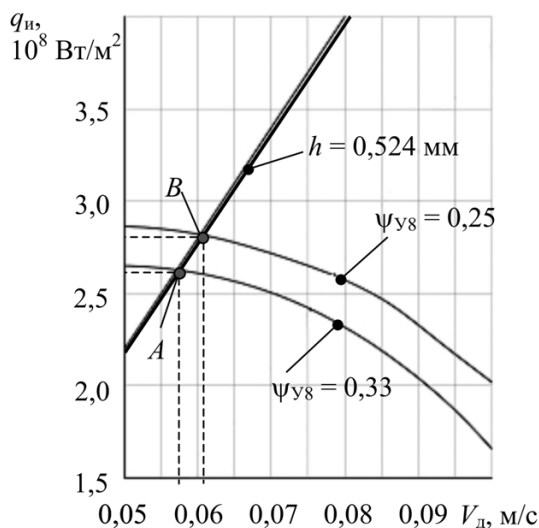


Рис. 1. Определение области режимов обработки стали У8 при закалке ВЭН ТВЧ на глубину  $h = 0,524$  мм

На основе результатов проведенных исследований была разработана комплексная методика назначения технологических режимов для предлагаемой интегрированной обработки.

Алгоритм использования данной методики рассмотрим на примере обработки призматической детали из стали У8.

Пусть необходимо изготовить деталь, технологические требования к которой следующие: окончательный размер на толщину 10 мм должен быть выдержан в пределах 5-го качества, шероховатость поверхности  $Ra_{тр} = 0,2 \dots 0,4$  мкм, волнистость поверхности  $Wz_{тр} \leq 2$  мкм, глубина закалки  $h = 0,5 \dots 0,8$  мм, твердость поверхностного слоя  $HRC 64 \dots 66$ . Руководствуясь известными методиками расчета линейных операционных размеров, определяем размер предварительной обработки, минимально необходимое значение технологической глубины упрочнения и припуск на окончательную обработку  $z$ . В условиях предлагаемой интегрированной обработки первый переход – предварительное шлифование – обеспечивает постоянный зазор порядка 0,1 мм между индуктором и упрочняемой поверхностью, что приводит к появлению минимальной деформации. Припуск на окончательное шлифование равен  $z = 0,013$  мм, при этом глубина закаленного слоя должна составлять  $h = 0,524$  мм (рис. 1). Исходя из заданной шероховатости и обеспечения более высокой стойкости обработка осуществляется кругом 1 250×32×76 25A F60 K 7 V 35 м/с 2 кл.

Согласно уравнению (5) получаем функциональную зависимость технологических режимов  $q_n (V_d)$  (рис. 1). Любые сочетания режимов  $(V_d, q_n)$ , отвечающие данной зависимости, позволяют при соответствующих условиях охлаждения обеспечить заданную глубину упрочнения. Пересечение функциональных зависимостей  $\Psi(V_d, q_n) = 0,25$  и  $\Psi(V_d, q_n) = 0,33$  с кривой  $h = 0,524$  мм существенно сужает диапазон возможных сочетаний скорости и удельной мощности источника нагрева (на рисунке данный диапазон ограничен точками А и В). В данном случае полученные режимы обработки гарантируют реализацию необходимой глубины закалки и рациональную величину переходной зоны.

Зная из эксперимента значение поверхностной микротвердости детали  $HV_{20}^{исх}$ , которое достигается при использовании конкретной марки стали при соответствующих режимах поверхностной закалки, по зависимости (7) определяем необходимое время выхаживания для достижения заданной твердости (рис. 2). Далее, исходя из полученного значения времени выхаживания, по зависимостям (8) и (9) с учетом требуемых значений  $Ra_{тр}$  и  $Wz_{тр}$  рассчитываются предельно допустимые значения шероховатости ( $Ra_{доп} = 1,279$  мкм) и волнистости ( $Wz_{доп} = 4,26$  мкм) поверхности после перехода «предварительное шлифование».

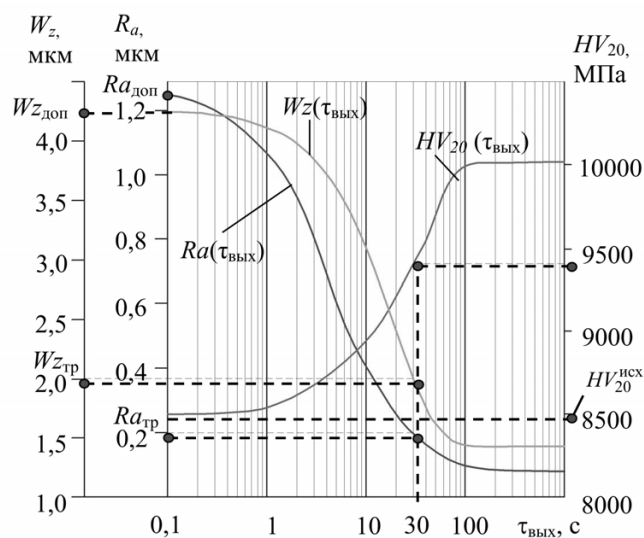


Рис. 2. Зависимость шероховатости, волнистости и микротвердости поверхности от времени выхаживания



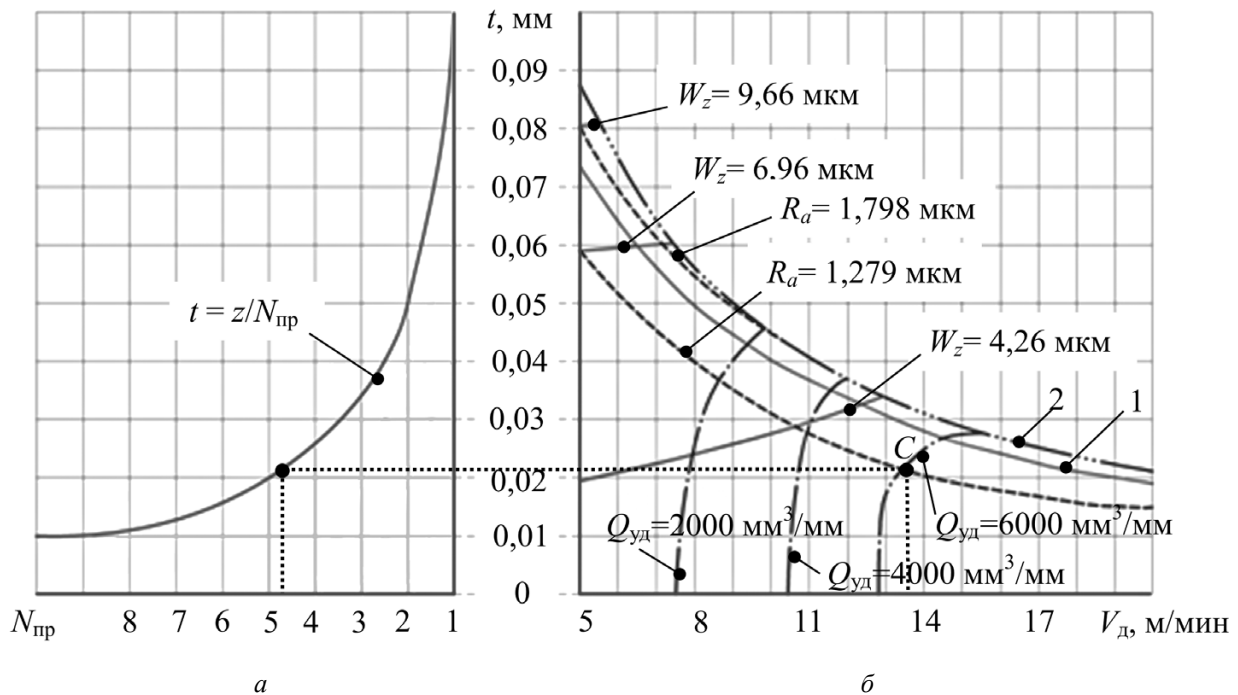


Рис. 3. Определение режимов обработки предварительного шлифования:

*a* – определение необходимого количества проходов; *б* – определение области возможных режимов обработки при черновом шлифовании

На рис. 3, *б* представлена область возможных режимов предварительного шлифования, на которой изображены линии равной шероховатости и волнистости, полученные по зависимостям (2) и (3), а также стойкости абразивного круга, построенные по зависимости (4). Здесь же изображены кривая 1, характеризующая границу начала формирования дефектов при шлифовании незакаленных сталей, и кривая 2, регламентирующая совокупность режимов резания, при которых наблюдается падение скорости резания.

При выборе режимов предварительного шлифования незакаленной стали необходимо обеспечить большую стойкость абразивного инструмента даже в ущерб производительности обработки. Такому условию соответствуют режимы, обозначенные на рисунке точкой *C*, пересечение кривой равной шероховатости ( $R_a = 1,279$  мкм) с кривой равной стойкости абразивного круга ( $Q_{уд} = 6000$  мм<sup>3</sup>/мм). При этом видно, что при данных режимах обработки значения волнистости будут явно ниже допустимых ( $W_{z_{доп}} = 4,26$  мкм).

В соответствии с полученной глубиной резания по графику  $t(N_{pp})$  (рис. 3, *a*) определяется требуемое количество проходов  $N_{pp}$  на переходе предварительного шлифования ( $N_{pp} = 5$ ).

Таким образом, предложенная методика назначения режимов обработки при совмещении закалки высокоэнергетическим нагревом токами высокой частоты и абразивного шлифования на одном технологическом оборудовании позволяет комплексно подходить к обеспечению качества поверхностного слоя, т.е. совместно учитывать физико-механическое состояние, микро- и макрогеометрические параметры, которые должны быть достигнуты на завершающей стадии обработки деталей.

### Список литературы

1. Иванцовский В.В. Технологическое обеспечение качества поверхностного слоя деталей машин при интеграции поверхностной термической и финишной механической обработки / В.В. Иванцовский, Х.М. Рахимьянов // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2005. – № 6. – С. 43 – 46.
2. Иванцовский В.В. Назначение режимов закалки с использованием концентрированных источников нагрева / В.В. Иванцовский, В.Ю. Скиба, Н.П. Степанова // Обработка металлов – 2005. – № 3 (28). – С.22 – 24.
3. Иванцовский В.В. Связь параметров термических циклов, реализуемых в поверхностных слоях деталей машин, с глубиной упрочнения при воздействии объемных концентрированных источников

нагрева / В.В. Иванцовский, В.А. Батаев // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2004. – № 10. – С. 30–34.

4. Скиба В.Ю. Обеспечение требуемого характера распределения остаточных напряжений при упрочнении высокоэнергетическим нагревом токама высокой частоты / В.Ю. Скиба // Обработка металлов – 2007. – № 2 (35). – С. 25–27.

5. Головин Г.Ф. Высокочастотная термическая обработка: Вопросы металлургии и технологии / Г.Ф. Головин, М.М. Замятин. – Л.: Машиностроение, 1990. – 239 с.

6. Иванцовский В.В. Методика назначения режимов обработки, обеспечивающих рациональное распределение остаточных напряжений при поверхностной закалке ВЭН ТВЧ / В.В. Иванцовский, В.Ю. Скиба, Н.П. Зуб // Научный вестник НГТУ. – 2008. – № 3 (32). – С. 83–94.

7. Иванцовский В.В. Повышение поверхностной микротвердости стали при интеграции поверхностно-термической и финишной механической обработок / В.В. Иванцовский, В.Ю. Скиба // Научный вестник НГТУ. – 2006. – № 3(24). – С. 187–192.

### **Methods of appointment processing conditions when combining the operations of abrasive grinding and surface induction hardening**

V.V. Ivancivsky, V.Yu. Skeebe, V.N. Pushnin

In article the new method of integrated processing combining training by high-energy heating by currents of high frequency (HEH CHF) and abrasive grinding is considered. The technique of rationing of processing conditions is offered.

**Key words:** grinding, surface hardening, hardening depth, residual stress, microhardness, roughness, processing conditions.

# ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ МНОГОЦЕЛЕВОГО СТАНКА

*В.Г. АТАПИН, доктор техн. наук, профессор,  
(НГТУ, г. Новосибирск)*

Статья поступила 15 мая 2011 г.

630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, Новосибирский государственный  
технический университет, e-mail: obrmet@ngs.ru

Разработана динамическая модель несущей системы тяжелого многоцелевого станка для сравнительных динамических расчетов на стадии проектирования. Получен расчетный спектр собственных частот и форм колебаний, исследованы вынужденные колебания несущей системы.

**Ключевые слова:** многоцелевой станок, проектирование, несущая система, динамика.

## Постановка задачи

В соответствии с разработанной нами технологией проектирования рациональных несущих конструкций [1] на заключительном этапе проводится анализ их динамических свойств в составе несущей системы тяжелого многоцелевого станка (рис. 1). Для получения удовлетворительных результатов, как показывает практика проектирования, необходима корректировка динамической модели по экспери-

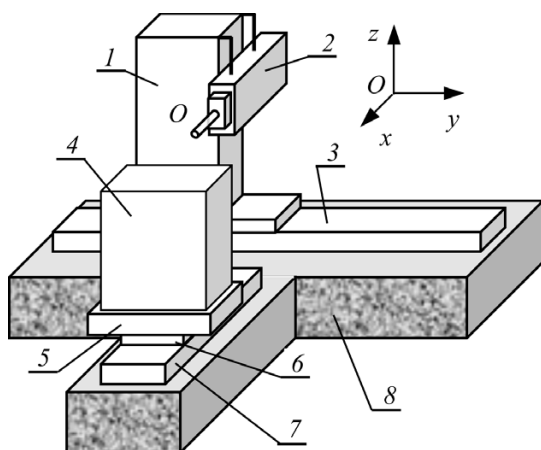


Рис. 1. Компоновка многоцелевого станка:

фрезерно-расточный станок: 1 – стойка; 2 – шпиндельная бабка; 3 – станина; поворотный стол: 4 – обрабатываемая деталь; 5 – паллета; 6 – сани стола; 7 – станина стола; 8 – фундамент

менту, причем такая корректировка оказывается весьма существенной [2]. В связи с этим основную ценность для практики представляют сравнительные динамические расчеты [2]. Рекомендуется применять отработанные расчетные схемы на основе простейших моделей, в частности балочных, балочных моделях на основе экспериментов на станках-прототипах. Здесь рассмотрим более подробно сравнительные расчеты несущей системы станка, составленной из оптимальных несущих конструкций и серийного (базового) исполнения [1].

Для оценки динамических свойств несущей системы станка используется балочная модель с распределенными параметрами (рис. 2). Несущая система рассматривается как пространственная стержневая конструкция с упругими соединениями по концам стержней. Несущие конструкции моделируются стержнями или сосредоточенными массами, а стыки – упругими связями в узлах. Несущая система станка моделируется 27 стержнями, одной сосредоточенной массой, имеет 31 узел, 15 опор, 3 стыка. Шпиндельная бабка моделируется стержнями 1–2, ..., 5–6. Стойка моделируется стержнями 7–12, ..., 4–15, стык 4–12 соответствует соединению шпиндельной бабки со стойкой. В узле 15 располагается стык, отвечающий за соединение стойки со станиной, которая моделируется стержнями 15–16, ..., 21–23. Стол моделиру-

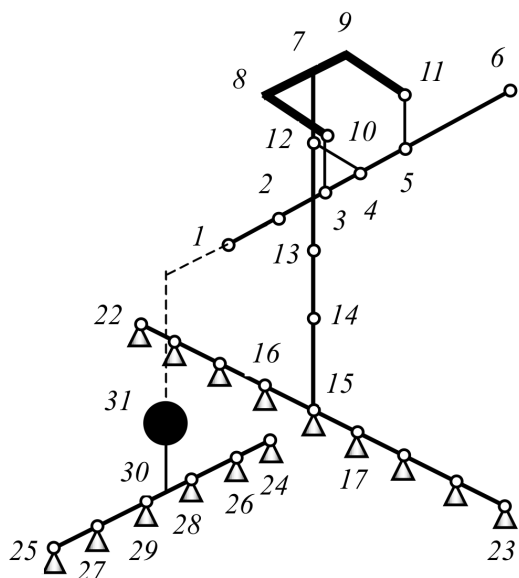


Рис. 2. Динамическая модель несущей системы многоцелевого станка

ется сосредоточенной массой 31, станина – стержнями 24–26, ..., 29–30, соединение стола со станиной – стыком 30–31. Шпиндельная бабка подвешена на упругих тросах в узлах 3 и 5. Тросы прикрепляются в узлах 10 и 11, принадлежащих системе абсолютно жестких стержней 7–8, ..., 9–11.

Динамический анализ системы проводится в два этапа:

- определяется спектр собственных частот и форм колебаний;
- исследуются вынужденные установившиеся колебания несущей системы под действием гармонических нагрузок, возникающих при чистовом фрезеровании в типовых условиях эксплуатации.

На систему с частотой вращения  $\omega$  шпинделя действует сила резания  $F(t) = F \sin \omega t$ , приложенная в точках 1 и 31. Кроме того, с частотой  $\omega_{\phi} = \omega z / 2\pi$  ( $z$  – число зубьев фрезы) имеет место импульсное возмущение, связанное с входом и выходом зубьев фрезы в зоне резания. На столе находится обрабатываемая деталь массой 200 т.

При исследовании динамики системы приняты следующие условия [3]:

- подвижные узлы станка находятся в середине рабочего хода узлов;
- размещенные внутри корпусов детали колеблются вместе с ними;
- за критерий динамического качества станка принимается уровень динамической податливости в зоне резания;

- влияние параметров подвижных соединений на поведение несущей системы в динамических процессах определяется только их жесткостью и коэффициентом относительного рассеяния энергии  $\psi$ . Жесткость соединений определяется на основе стержневой модели шероховатой поверхности [4]. В связи с отсутствием по данному типу станка данных по рассеянию энергии в соединениях (тип соединений не меняется) принимаем для сравнительных расчетов  $\psi = 0,15$  при отсутствии смазки [5];

- приведенная жесткость несущих конструкций для динамической модели определяется из условия равенства максимальных перемещений данной конструкции, рассматриваемой как тонкостенная пространственная конструкция и как стержень сплошного поперечного сечения.

### Анализ спектра собственных частот и форм колебаний

Спектр собственных частот несущей системы определяется из решения обобщенной задачи на собственные значения

$$K y = \xi M y,$$

где  $K$  – матрица жесткости;  $M$  – матрица масс;  $y$  – постоянный вектор, определяющий форму колебаний;  $\xi = p^2$ ;  $p$  – собственная частота.

Практика динамических расчетов и исследований станков показывает, что в большинстве случаев наиболее существенными являются низкочастотные формы колебаний (в диапазоне до 80...100 Гц) [6]. В связи с тем что стол и фрезерно-расточной станок конструктивно выполнены как несвязанные системы (общий лишь фундамент), анализ спектра собственных частот выполнен для них отдельно. Некоторые результаты расчетов приведены в табл. 1 и 2 и на рис. 3.

Таблица 1

Спектр собственных частот фрезерно-расточного станка

Форма колебаний	Собственная частота по оси, Гц					
	Оптимальные конструкции			Серийные конструкции		
	<i>x</i>	<i>y</i>	<i>z</i>	<i>x</i>	<i>y</i>	<i>z</i>
1	1,6	15,8	7,3	1,5	15,2	7,1
2	21,7	20,9	45,5	19,8	19,5	45,0
3	109,1	84,2	92,0	94,2	83,1	87,2



Таблица 2  
Спектр собственных частот стола  
(без обрабатываемой детали)

Форма колебаний	Собственная частота по оси, Гц					
	Оптимальные конструкции			Серийные конструкции		
	x	y	z	x	y	z
1	86,0	14,0	104,5	80,0	13,0	97,4
2	1451,9	1009,6	423,3	1451,9	1009,6	423,3

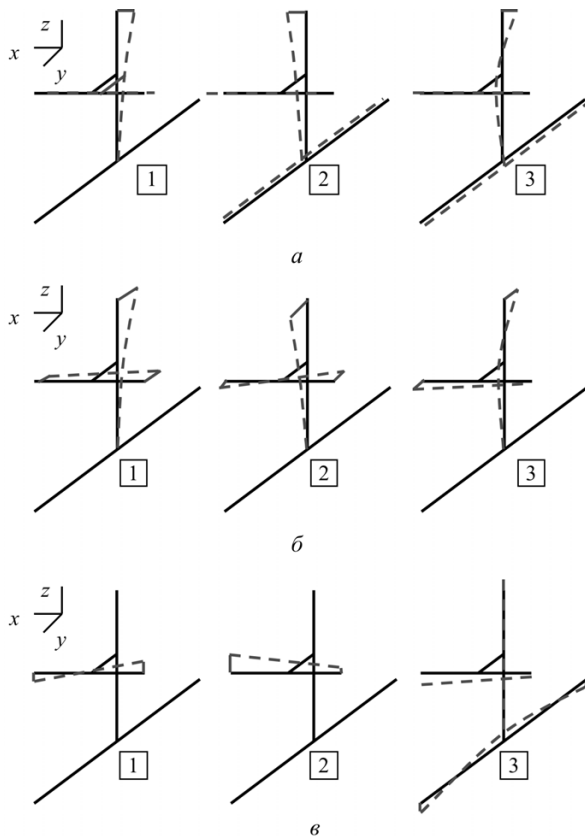


Рис. 3. Формы колебаний фрезерно-расточного станка:

а – по оси x, б – по оси y, в – по оси z

Анализ форм колебаний несущей системы МС показывает, что в указанном диапазоне собственных частот наиболее интенсивными являются колебания стойки и шпиндельной бабки, а низшая частота колебаний стола определяется массой собственно стола (паллета, сани), остальные частоты принадлежат станине. Спектр собственных частот оптимальной несущей системы сдвинут в область более высоких значений, нежели спектр частот серийного варианта.

### Исследование вынужденных колебаний

В табл. 3 приведены результаты расчетов динамики несущей системы станка. Показатели качества серийного варианта МС даны в относительных величинах по отношению к соответствующим показателям станка с оптимальными несущими конструкциями. В процессе исследования спектра собственных частот системы выделены две собственные формы, частоты которых наиболее близки к частоте вынуждающей силы ( $\omega = 2,83$  Гц), соответствующей частоте вращения шпинделя  $170 \text{ мин}^{-1}$ .

Сравнительные динамические расчеты (табл. 3) показали, что качество несущей системы с оптимальными конструкциями в основном выше, чем у серийного варианта. Для несущей системы фрезерно-расточного станка имеет место улучшение на 30 % показателя податливости по оси y при одновременном снижении массы на 17 %. Если учесть, что при проектировании станка перемещение в зоне резания по оси y является лимитирующим (действует наибольшая составляющая силы резания),

Таблица 3

### Сравнительные показатели качества несущей системы (серийная/оптимальная)

Несущая система	Форма колебаний	Податливость по осям			Масса
		$K_x$	$K_y$	$K_z$	
Фрезерно-расточный станок	1	0,91	1,30	1,00	1,17
	2	1,15	1,20	1,15	
Поворотный-подвижный стол	1	1,01	1,02	1,02	1,12
	2	1,02	1,01	1,02	

а перемещения по осям  $x$ ,  $z$  были меньше допускаемых [1], то данный вариант несущей системы является достаточно хорошим. Показатели качества несущей системы стола за исключением массы практически не изменились, так как здесь улучшилась лишь конструкция паллеты, масса которой уменьшилась на 36 % [7]. Существенное влияние на динамику стола оказывает масса обрабатываемой детали (200 т). Таким образом, полученные результаты свидетельствуют об имеющихся резервах по улучшению показателей качества несущих конструкций станка.

### Вывод

Разработанная динамическая модель тяжелого многоцелевого станка на основе балочной модели позволяет на этапе проектирования проводить сравнительные динамические расчеты различных вариантов несущей системы станка с целью обоснования наиболее рационального варианта ее исполнения.

### Список литературы

1. *Атапин В.Г.* Проектирование рациональных несущих конструкций многоцелевых станков // *Обработка металлов (технология, оборудование, инструмент)*. – 2008. – № 4 (41). – С. 18–25.
2. *Каминская В.В.* Основные направления развития расчетов несущих систем станков // *Автоматизация проектирования и технологической подготовки производства в станкостроении*. – М.: ЭНИМС. – 1985. – С. 54–63.
3. *Каминская В.В., Кушнир Э.Ф.* Автоматизированный расчет несущих систем металлорежущих станков. – М.: ЭНИМС, 1990. – 59 с.
4. *Атапин В.Г., Войнова Е.В.* Расчет контактных деформаций в соединениях тяжелого многоцелевого станка // *Обработка металлов (технология, оборудование, инструмент)*. – 2010. – № 4 (49) – С. 27–31.
5. *Левина З.М., Решетов Д.Н.* Контактная жесткость машин. – М.: Машиностроение, 1971. – 264 с.
6. *Кудинов В.А.* Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.
7. *Атапин В.Г.* Оптимизация несущей системы стола тяжёлого многоцелевого станка // *Обработка металлов (технология, оборудование, инструмент)*. – 2006. – № 4 (33). – С. 30 – 32.

### Research of dynamics of carrier system the multi-purpose machine tool

V.G. Atapin

The dynamic model of carrier system of the heavy multi-purpose machine tool is developed for comparative dynamic calculations at a design stage. The calculation spectrum of own frequencies and forms of oscillations is received, the compelled oscillations of carrier system are investigated.

**Key words:** machining center, design, carrier system, dynamics.

# ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ И КАЧЕСТВА ШЛИФОВАЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА НА ОСНОВЕ АЛМАЗОСОДЕРЖАЩИХ ПОЛИОЛЕФИНОВ

<sup>1</sup>М.Н. САФОНОВА, канд. техн. наук,

<sup>2</sup>Е.Ю. ШИЦ, канд. техн. наук,

<sup>3</sup>А.С. СЫРОМЯТНИКОВА, канд. физ.-мат. наук,

<sup>1</sup>СВФУ им. М.К. Аммосова, <sup>2</sup>ИПНГ СО РАН,

<sup>3</sup>ИФТПС СО РАН, г. Якутск)

Статья поступила 26 мая 2011 года

Сафонова М.Н. – 677000, г. Якутск, ул. Кулаковского, 50, ИТФ СВФУ,  
e-mail: marisafon\_2006@mail.ru.

Для определения уровня работоспособности и особенностей износа алмазных инструментов на основе перфторированного и нефторированного полиолефинов, изготовленных методом спекания, разработан и апробирован в лабораторных условиях расчетно-экспериментальный способ, основанный на данных микроскопического анализа частиц абразива в приповерхностном слое композиционного материала. Показано, что оценивать качество инструментов на полимерной основе возможно путем определения количества активных зерен на рабочей поверхности кругов до и после трения.

**Ключевые слова:** политетрафторэтилен (ПТФЭ), сверхвысокомолекулярный полиэтилен (СВМПЭ), порошки природных алмазов (ППА), связка алмазного круга, структура композитов, активное зерно (АЗ), самозатачивание, работоспособность.

## Введение

Выпуск инструментов на органической основе составляет около 60 % от общего количества производимых абразивных изделий. Так, многолетний опыт их промышленной эксплуатации показал, что инструмент на основе полимеров обладает как шлифующей, так и полирующей способностью. При создании абразивных материалов с особой тщательностью устанавливаются и анализируются параметры работоспособности инструмента на их основе: производительность, удельный расход алмазов и шероховатость обрабатываемой поверхности. Затем из полученных данных выбираются составы композитов, соответствующие максимальному уровню эксплуатационных свойств инструмента. Таким образом, проблема рационального использования присущих полимерам и природным алмазам ценных свойств

решается трудоемким экспериментальным и теоретически сложным путем.

В настоящей работе потенциальный уровень работоспособности инструментов на основе алмазосодержащих полиолефинов предлагается оценивать сравнением количества активных зерен (АЗ) на рабочей поверхности круга в его исходном состоянии и после трения.

## Материал и методика исследования

В области создания абразивных материалов практически не востребованными остаются аморфно-кристаллические линейные полиолефины с весьма ценным сочетанием свойств и уникальными антифрикционными и антиадгезионными характеристиками, что положительно с точки зрения технологических возможностей шлифования, но отрицательно для формирования износостойкого и долговечного композита. Однако ценное сочетание

таких свойств и характеристик, как низкий коэффициент трения, широкий рабочий интервал температур эксплуатации, стойкость к большинству агрессивных сред, нетоксичность и экологичность при изготовлении и эксплуатации, высокие твердость, ударопрочность и износостойкость у СВМПЭ, термостойкость, доказанная возможность повысить в сотни раз твердость и износостойкость проведением физической модификации у ПТФЭ, позволяют считать эти полимеры достаточно перспективными в качестве основы материалов инструментального назначения. В работах [1–4] материаловедческими методами впервые доказана целесообразность применения полиолефиновых матриц в сочетании с техническими шлифпорошками природных алмазов.

Таким образом, в качестве объектов исследований были выбраны:

- СВМПЭ производства ОАО «Томскнефтехим» (ТУ 6-05-18-96-80);
- ПТФЭ производства ООО «Завод полимеров Кирово-Чепецкого химического комбината им. Б.П. Константинова» (фторопласт-4, ГОСТ 10007–80);
- технические шлифпорошки природных алмазов месторождений республики Саха (Якутия) 6-й категории XXI группы (тип А1), узких диапазонов зернистостей: 125/100 мкм, 80/63 мкм, 63/50 мкм, 50/40 мкм (ГОСТ 9206-85).

Инструментальные образцы для испытаний были получены по разработанной ранее технологии переработки композиций на основе термопластов, характеризующихся отсутствием вязкотекучего состояния и значительным содержанием твердой фазы – алмазных частиц, каждая из которых обладает исключительной абразивной способностью [5]. Таким образом, в инструментальные образцы были переработаны композиты на основе ПТФЭ и СВМПЭ, которые содержали в своей основе 20, 30 и 40 % порошков природных алмазов (ППА) по массе. Дальнейшее повышение концентрации алмазного наполнителя считалось нецелесообразным по причине возникших непреодолимых технологических проблем – трудностями диспергирования твердой фазы при смешении компонентов, а также разрушении образцов.

## Эксперимент

Известные методы расчета дают возможность вычислять исходную объемную концентрацию АЗ в матрице-основе, однако не позволяют определить ее изменение в процессе работы инструмента [6, 7].

Триботехнические испытания полученных алмазосодержащих образцов проводили с применением смазочно-охлаждающей жидкости (воды) на машине трения СМЦ-2 при вращательном движении по схеме цилиндр – диск с нагрузкой 100 Н. Продолжительность испытаний составляла 10 мин, скорость вращения вала – 300 об/мин (3 м/с). Обработываемый материал (контртело) с размерами 52×12×10 мм представлял собой термообработанную до HRC 50±1 сталь 40Х. Испытуемые алмазосодержащие образцы изготавливались в форме цилиндров диаметром 10 и высотой 10 мм. До и после триботехнических испытаний поверхности трения композиционных материалов изучались с помощью растровой электронной микроскопии в режиме вторичных электронов на приборе ХЛ-50 (Phillips). Фотографирование поверхностей трения инструмента производилось на оптическом микроскопе «Неофот -21» по методике, заключающейся в произвольном выборе, точной фиксации и определении типичных областей исследований (не менее десяти) для каждого абразивного круга.

При разработке самого метода исходили из предположений, что абразивные зерна представляют собой совокупность частиц произвольной формы и различной дисперсности, распределенные в объеме материала статистически равномерно со случайной пространственной ориентацией. При таких предположениях необходимыми этапами реализации метода являлись:

- этап 1 (выбор геометрической модели АЗ);
- этап 2 (расчет количества АЗ в композиционном материале);
- этап 3 (проверка достоверности результатов).

Полный алгоритм разработанного расчетно-экспериментального метода определения содержания АЗ в композиционном материале приведен в работе [8].

Таким образом, нами были определены следующие характеристики: концентрации

Таблица 1

**Концентрация АЗ ( $\text{мм}^{-3}$ ) технических шлифпорошков природных алмазов в ПТФЭ**

Характеристики	Зернистость порошков природных алмазов, мкм		
	125/100 мкм	80/63 мкм	50/40 мкм
$n_0$	115±12	700±70	2400±240
$n_3$	60±6	700±70	1800±180
$C, \%$	50±5	0	25±2.5

активных АЗ в материале в исходном состоянии  $n_0$  и после испытания на трение и изнашивание  $n_3$ . Относительное изменение количества АЗ в связке при трении и изнашивании определялось по формуле  $C = [(n_0 - n_3) / n_0] 100 \%$ , что, по нашему мнению, характеризует стабильность количества активных АЗ в связке. Более подробное описание и проверка достоверности данной формулы и ранее разработанного метода расчета количества активных абразивных зерен в связке приведено в работе [8]. Результаты подсчетов количества активных абразивных зерен исследованных композиционных материалов приведены в табл. 1 и 2.

### Обсуждение результатов

Создание полимераабразивных материалов как на основе ПТФЭ, так и СВМПЭ сопряжено с получением грубогетерогенного, дефектного материала при введении достаточно крупных, прочных, абразивных и химически инертных частиц в полимеры, каждый из которых обладает низкой адгезией вообще и посредственными капиллярными свойствами по отношению к алмазу. Как правило, в процессе обработки за счет слабого крепления абразивных зерен в полимере значительная часть их выкрашивается из матрицы-основы, в результате чего снижается работоспособность инструмента и увеличивается расход алмазов.

Установлено, что наличие активных зерен (АЗ) на поверхности инструмента на основе ПТФЭ существенно зависит от зернистости природного алмаза. Так, изменение в процессе шлифования концентрации активных зерен размерностью 80/63 мкм не происходит; тогда как их количество

Таблица 2

**Концентрация АЗ ( $\text{мм}^{-3}$ ) технических шлифпорошков природных алмазов в СВМПЭ**

Характеристики	Концентрация природных алмазов (зернистость 125/100 мкм) в связующем, % мас.		
	20 % мас.	30 % мас.	40 % мас.
$n_0$	91±9	113±11	156±15.5
$n_3$	122±12	139±14	182±18
$C, \%$	-34 %	-23 %	-17 %

для зернистостей 125/100 и 50/40 мкм значительно ниже исходного (табл. 1).

Инструменты на основе СВМПЭ независимо от концентрации алмазных шлифпорошков в полимере проявляют заметную стабильность АЗ на своей рабочей поверхности (табл. 2). Стабильность АЗ в материалах на основе СВМПЭ значительно выше, чем на поверхности инструмента на основе ПТФЭ, о чем свидетельствуют значения стабильности (см. табл. 2): -34 %, -23 % и -17 %. Знак минус показывает увеличение концентрации активных зерен, например, в табл. 1 количество зерен для зернистостей 125/100 и 50/40 мкм значительно ниже исходного на 50 и 25 % соответственно. Таким образом, при равных значениях показателей работоспособности в материалах на основе СВМПЭ можно снизить концентрацию ценного наполнителя, а значит, экономить алмазное сырье.

Показано, что особенность шлифования инструментами на основе ПТФЭ и СВМПЭ определяется суммарным воздействием алмазных зерен и полимеров на обрабатываемый материал. Установлено, что в зависимости от состава алмазосодержащей композиции происходит либо потеря работоспособности в результате массовой зашлифовки и выпадения алмазных частиц, либо производительное шлифование с эффектом самозатачивания (рис. 1, а, б, в) соответственно.

Так, установлено, что материалами, частично потерявшими в результате описанных процессов свое функциональное назначение, являются композиты с ППА 50/40 мкм и ППА 125/100 мкм на основе ПТФЭ (рис. 1, а, б).

Работа инструментов с порошками природных алмазов зернистостью 125/100 мкм на основе СВМПЭ и 80/63 мкм на основе ПТФЭ в режиме самозатачивания происходит в результате



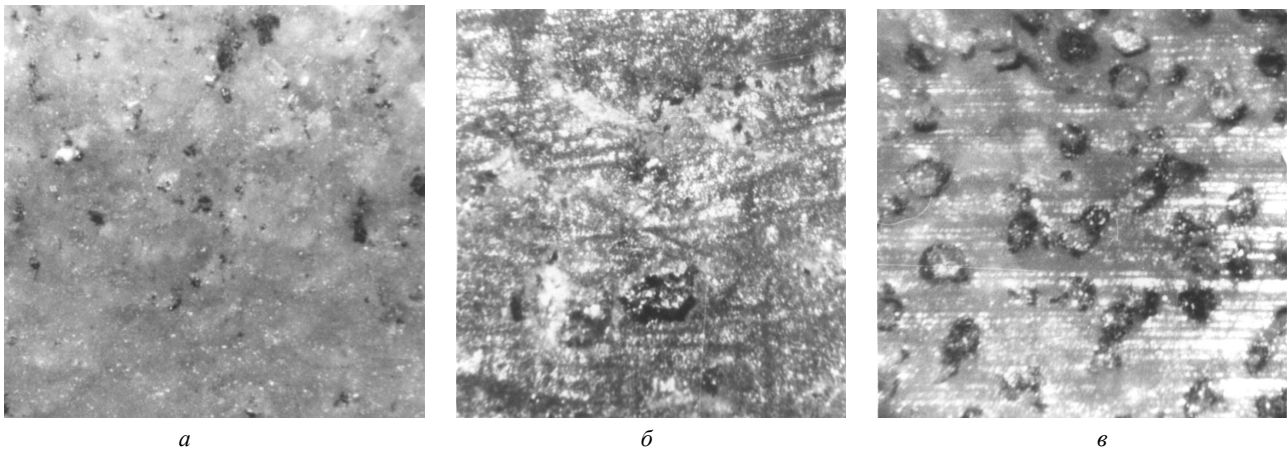


Рис. 1. Вид типичных рабочих поверхностей инструментов, частично потерявших работоспособность в результате:

*а* – зашлифовки; *б* – выкрашивания алмазных частиц; *в* – стабильно работоспособная поверхность инструмента на полиолефиновой основе

шлифования как рабочей поверхностью, содержащей деформированные и частично разрушенные зерна, вдавленные в матрицу под действием нагрузки, но удерживаемые ею, так и новыми частичками порошка из основного алмазосодержащего слоя (рис. 1, *в*).

Таким образом, установлено, что для ПТФЭ рациональной, с точки зрения эффективности шлифования, является зернистость ППА– 80/63 мкм, а для СВМПЭ 125/100 мкм. Показано, что роль полиолефиновой основы в обеспечении работоспособности алмазного инструмента в режиме равномерного самозаточивания заключается в способности за счет вязкоупругого поведения в процессе шлифования удерживать алмазные зерна при контактных деформациях и способствовать их локальным перемещениям из глубины алмазосодержащего слоя.

Так как твердый дисперсно-кристаллический минеральный наполнитель вызывает изменения в аморфно-кристаллической полиолефиновой основе, которые являются следствием поверхностных эффектов и обычных адгезионных взаимодействий, реализуемых по границе раздела фаз [9, 10], то для реализации функционального назначения композитов с отсутствием между абразивом и полимером-основой связей химического типа необходимо определение рациональной зернистости и концентрации наполнителя. Это, как показано в настоящей работе, можно сделать и с помощью разработанного расчетно-экспериментального метода.

Проведенные лабораторные и опытно-промышленные испытания разработанных составов композиционных материалов показали, что технический эффект от применения алмазного инструмента на полиолефиновой основе обеспечивается [2, 3, 4]:

- его износостойкостью и долговечностью;
- наличием развитого рабочего профиля и эксплуатационной стабильностью;
- совместимостью со смазочно-охлаждающими жидкостями (водные, щелочные и кислые среды);
- качеством и точными размерами, а также физиологической безвредностью в процессе шлифования.

### Заключение

Таким образом, количественный подход привел к наиболее глубокому пониманию процессов при трении полиолефиновых алмазосодержащих материалов, на основании чего были выявлены составы композитов, соответствующие стабильной работоспособности инструмента. Кроме того, разработанный метод можно использовать для контроля качества инструментальных материалов на полимерной основе.

### Список литературы

1. Адрианова О.А., Попов С.Н., Шиц Е.Ю. Перспективы создания абразивного инструмента на основе самосмазывающихся полимеров и алмазов различной дисперсности // Трение и износ. – 1998. – Т. 19. – № 1. – С. 71–74.

2. *Шиц Е.Ю., Семенова Е.С., Охлопкова А.А.* Исследование триботехнических и эксплуатационных характеристик алмазосодержащих материалов на основе СВМПЭ и ПТФЭ // Трение и износ. – 2008. – Т. 29. – № 1. – С. 64–68.

3. *Шиц Е.Ю.* Исследование и разработка полимерных композиционных материалов с использованием природных алмазных порошков: дис...канд. техн. наук. – Якутск, 2000.

4. *Семенова Е.С.* Исследование и разработка алмазосодержащих материалов абразивного назначения на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена (СВМПЭ): дис...канд. техн. наук. – Комсомольск-на-Амуре, 2009.

5. *Шиц Е.Ю., Семенова Е.С., Корякина В.В.* Технологические аспекты создания абразивного инструмента на алмазосодержащей полимерной основе // Химическая технология. – 2010. – №. 11. – С. 677–683.

6. *ЩигOLEV А.Г., Полупан Б. И., Коломиец В.В.* Определение количества зерен по глубине рабочего

поверхностного слоя алмазного инструмента // Синтетические алмазы. – 1979. – № 3. – С. 19–25.

7. *Верещагин В.А., Журавлев В.В.* Определение количества зерен, приходящихся на единицу поверхности // Композиционные алмазосодержащие материалы и покрытия. – Минск: Нувука і Тэхніка, 1991. – 208 с.

8. *Сафонова М.Н., Сыромьятникова А.С., Шиц Е.Ю.* Расчетно-экспериментальный метод определения количества активных зерен в абразивном композиционном материале // Трение и износ. – 2007. – Т. 28. – № 5. – С. 471–476.

9. *Okhlopkova A.A., Shitz E. Yu.* Structure and properties of Teflon composites with natural diamond powders. // Mechanics of Composite Materials. – 2004. – Vol. 40. – № 2. – P. 145–150.

10. *Шиц Е.Ю., Семенова Е.С., Корякина В.В., Сыромьятникова А.С.* Исследование структурной организации композитов абразивного назначения на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена (СВМПЭ) и порошков природных алмазов (ППА) // Пластические массы. – 2009. – № 9. – С. 30–33.

### Evaluation of working capacity and quality of grinding tools on the diamond-containing polyolefine base

M.N. Safonova, E.Yu. Shitz, A.S. Syromyatnikova

The experiment-calculated method based on the data of microscopic analysis of abrasive particles in the near-surface layer of a composite material is developed and approved in the laboratory conditions in order to determine the level of working capacity and wearing peculiarities of diamond tools on the base of perfluorinated and non-fluorinated polyolefines obtained by the sintering technique. It is shown that it is possible to evaluate quality of tools on the polymer base by determining the quantity of active grains on the working surface of wheels before and after friction.

**Key words:** polytetrafluoroethylene (PTFE), superhigh-molecular polyethylene (SHMPE), natural diamond powders (NDP, composite diamond containing material, structure of composites, active grain (AG), self-sharpening, working capacity.

# АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ КОМПОНЕНТОВ РЕЦЕПТУРЫ И НАПОЛНИТЕЛЕЙ НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ

*А.Н. КОРОТКОВ, доктор техн. наук, профессор,  
А.М. РОМАНЕНКО, канд. техн. наук, доцент  
(КузГТУ, г. Кемерово)*

Статья поступила 13 октября 2011 года

**Коротков А.Н.** – 650000, г. Кемерово, ул. Весенняя, 28,  
Кузбасский государственный технический университет,  
e-mail: msikuzstu@mail.ru

Приведены результаты исследований по определению степени и характера влияния компонентов рецептуры, а также различных наполнителей на физико-механические свойства шлифовальных кругов.

**Ключевые слова:** шлифование, абразивный круг, анализ

Перспективным направлением совершенствования процесса шлифования является производство абразивных кругов, способных на высоких режимах резания обеспечивать минимальные тепловые нагрузки в зоне обработки, а также гарантировать отсутствие термических дефектов и отклонения формы в пределах допуска. Для того чтобы соответствовать таким требованиям, шлифовальные круги должны обладать необходимыми физико-механическими свойствами, что можно достичь путем оптимизации их конструкции и рецептуры.

Рациональный выбор компонентов рецептуры для изготовления абразивных кругов и их конкретное соотношение взаимосвязаны со свойствами материала обрабатываемой детали, требуемой производительностью процесса и экономической целесообразностью. При этом внутреннее строение круга является фактором, существенно влияющим как на сам процесс шлифования, так и на качество обрабатываемых деталей. Рецептура абразивной массы непосредственно влияет на характеристику круга, его прочностные и эксплуатационные параметры, а основными компонентами абразивной массы являются зерна, связка и наполнители, которые определяют наиболее важные физико-механические и режущие свойства инструмента.

Одним из способов повышения режущей способности абразивных кругов является использование наполнителей, которые можно разделить на следующие виды:

- выгорающие наполнители, после выгорания которых в теле круга остаются крупные поры;
- плавящиеся полые наполнители, образующие в процессе обжига дополнительные поры и изменяющие свойства связки;
- невыгорающие полые наполнители, формирующие искусственные поры между зёрнами и создающие дополнительные режущие кромки за счет разрушения наполнителя в процессе резания.

Для сравнения характера и степени влияния различных типов наполнителей в данной работе использовались электрокорундовые и стеклянные микросферы, а также фруктовые косточки. В табл. 1 представлены основные характеристики используемых наполнителей.

Электрокорундовые микросферы представляют собой невыгорающий полый наполнитель, стеклянные микросферы – плавящийся наполнитель, а фруктовые косточки – выгорающий наполнитель.

Для оценки степени влияния отдельных компонентов рецептуры кругов на их физико-механические свойства в ходе исследований были изготовлены специальные образцы для

Таблица 1

**Основные характеристики используемых наполнителей**

Показатели	Вид наполнителя		
	Электрокорундовые микросферы	Стеклянные микросферы	Фруктовые косточки
Размер основной фракции, мкм	125	100	400
Размер основной фракции, мкм	125	100	–
Насыпной вес, г/см <sup>3</sup>	0,7	0,4	1,5

Таблица 2

№ п/п	Компоненты рецептуры	Диапазон варьирования, % общего содержания
1	Абразивное зерно из электрокорунда белого ( $V_3$ )	38...42
2	Связка К5 ( $V_{св}$ )	8,5...12
3	Электрокорундовые микросферы ( $V_{мс}$ )	0...20
4	Стеклянные микросферы ( $V_{ст}$ )	0...10
5	Фруктовые косточки ( $V_{кф}$ )	0...5

испытаний («восьмерки», диски, штабики). Диапазоны варьирования составляющих компонентов рецептуры образцов приведены в табл. 2, а соотношение в них составляющих компонентов формовочных масс определялось исходя из рекомендаций [1] и обеспечивало изготовление образцов 10–12 структуры, твердостью МЗ-СМ2.

Для оценки механических свойств шлифовальных кругов использовались следующие параметры: предел прочности при одноосном растяжении, сжатию, ударная вязкость. Форма и размеры образцов, порядок проведения испытаний определялись согласно ГОСТ 473.7-81 и ГОСТ 4647-79.

Анализ полученных данных производился с помощью специальной программы многофакторного регрессионного анализа [2]. В частно-

сти, исследовалась форма связи между поверхностью отклика и компонентами рецептуры круга в виде

$$\ln Y = a_0 + \sum_{i=1}^n a_i \ln x_i. \quad (1)$$

Коэффициенты регрессии рассчитывались по методу наименьших квадратов, а их проверка на значимость осуществлялась с помощью  $t$  – критерия Стьюдента. Гипотеза об адекватности полученных математических моделей проверялась по  $F$  – критерию Фишера и принималась на уровне значимости  $\alpha$ , а наличие связи между исследуемыми факторами оценивалось по коэффициенту множественной корреляции.

Результаты обработки полученных экспериментальных данных представлены в табл. 3–8.

Таблица 3

**Результаты статистического анализа регрессионных моделей: прочности на растяжение  $\sigma_b^+$  и среднеквадратичного отклонения прочности на растяжение  $\sigma_p$** 

Критерии	$\sigma_b^+$	$\sigma_p$
Коэффициент множественной корреляции	0,842	0,783
$F$ – критерий адекватности моделей	0,011	0,151
$F$ – критерий для коэффициента корреляции	7,299	4,760

Таблица 4

**Параметры статистических моделей: прочности на растяжение  $\sigma_B^+$   
и среднеквадратичного отклонения прочности на растяжение  $\sigma_p$**

Члены модели	Коэффициенты парной корреляции		Коэффициенты статистической модели	
	$\sigma_B^+$	$\sigma_p$	$\sigma_B^+$	$\sigma_p$
$a_0$	–	–	821,632	–34,281
$V_z$	–0,170	–0,215	–0,286	–1,257
$V_{сф}$	0,251	–0,362	9,090	–0,948
$V_{ст}$	0,580	–0,215	37,393	–2,594
$V_{кф}$	–0,471	0,677	–40,884	7,943
$V_{св}$	0,403	0,474	4,363	4,772

Таблица 5

**Результаты статистического анализа регрессионных моделей: прочности на сжатие  $\sigma_B^-$   
и среднеквадратичного отклонения прочности на сжатие  $\sigma_c$**

Критерии	$\sigma_B^-$	$\sigma_c$
Коэффициент множественной корреляции	0,932	0,875
F – критерий адекватности моделей	0,054	0,025
F – критерий для коэффициента корреляции	19,708	9,842

Таблица 6

**Результаты статистического анализа регрессионных моделей: прочности на сжатие  $\sigma_B^-$   
и среднеквадратичного отклонения прочности на сжатие  $\sigma_c$**

Члены модели	Коэффициенты парной корреляции		Коэффициенты статистической модели	
	$\sigma_B^-$	$\sigma_c$	$\sigma_B^-$	$\sigma_c$
$a_0$	–	–	46,886	0,986
$V_z$	–0,293	–0,331	–0,162	–0,093
$V_{сф}$	0,518	–0,449	0,103	–0,094
$V_{ст}$	0,588	–0,469	0,114	–0,199
$V_{кф}$	–0,622	0,435	–0,033	0,194
$V_{св}$	0,605	–0,411	0,280	0,331

Таблица 7

**Результаты статистического анализа регрессионной модели ударной вязкости  $A_H$**

Критерии	$A_H$
Коэффициент множественной корреляции	0,053
F – критерий адекватности моделей	0,010
F – критерий для коэффициента корреляции	30,077



**Параметры статистической модели ударной вязкости  $A_n$** 

Члены модели	Коэффициенты парной корреляции	Коэффициенты статистической модели
$a_0$	–	30,077
$V_z$	–0,473	–0,327
$V_{сф}$	0,590	0,045
$V_{ст}$	0,543	0,050
$V_{кф}$	–0,630	–0,014
$V_{св}$	0,358	0,336

На основании полученных результатов обработки (табл. 3, 5, 7) сделан вывод об адекватности разработанных моделей.

Из анализа коэффициентов парной корреляции моделей прочности следует, что наименьшее влияние на прочность образцов оказывает процентное содержание зерен. Причем менее всего данный параметр оказывает влияние на прочность при сжатии (–0,162, табл. 6). При увеличении процентного содержания зерен прочность при растяжении и сжатии снижается (коэффициенты статистических моделей –0,286 и –0,162 соответственно). Разупрочнение абразивного композита с увеличением процентного содержания зерен связано с тем, что с увеличением их количества снижается однородность абразивного инструмента, ослабляются мостики связки, увеличивается общее количество пор, а следовательно, увеличивается число концентраторов напряжений.

Связка оказывает наиболее сильное влияние (0,605, табл. 6) на прочность образцов при сжатии. С увеличением ее процентного содержания прочность образцов возрастает за счет снижения пористости инструмента и увеличения размеров мостиков связки. Однако необходимо отметить, что при содержании связки более 14 % от объема инструмента его прочность снижается. Это объясняется тем, что с увеличением размеров мостиков связки возрастает вероятность появления дефектов в них.

Степень влияния на прочность разных наполнителей в целом равнозначна. Максимальные значения коэффициентов парной корреляции наблюдаются у параметров, отражающих объемное содержание стеклянных микросфер

и фруктовых косточек (0,588 и –0,622 соответственно), а влияние содержания электрокорундовых микросфер несколько ниже (0,518).

Введение в тело круга электрокорундовых микросфер обеспечивает повышение прочности закрепления зерен в теле абразивного инструмента за счет увеличения количества перемычек, а также за счет уменьшения открытой пористости, что в итоге способствует повышению прочностных свойств абразивного инструмента (табл. 4, 6, 8).

Стеклянные микросферы оказывают двухсторонний эффект на повышение прочностных свойств инструментов: их наличие способствует более равномерному процессу смешивания, а в процессе обжига они, расплавляясь, служат дополнительными связующими элементами.

Введение фруктовых косточек приводит к увеличению размеров пор, что, как известно, способствует снижению прочностных свойств абразивного инструмента.

Характер влияния компонентов рецептуры образцов на ударную вязкость (табл. 8) аналогичен их воздействию на прочность образцов (табл. 4, 6).

Анализ коэффициентов парной корреляции среднеквадратичного отклонения прочности на растяжение и сжатие говорит о том, что наиболее слабое влияние на этот параметр оказывает процент содержания зерен (–0,215, табл. 3; –0,331, табл. 6). Это можно объяснить тем, что прочность зерен в любом случае выше прочности связки. Наиболее сильно на прочность образцов оказывает влияние связка и наполнитель в виде фруктовых косточек. Значительное воздействие связки на среднеквадратичное отклонение объяс-

няется нестабильностью физико-механических свойств самой связки. Фруктовые косточки, как упоминалось, обеспечивают создание крупных пор, которые ослабляют тело абразивного композита, создавая дополнительные участки концентраторов напряжений.

Введение электрокорундовых и стеклянных микросфер способствует повышению степени однородности строения абразивного композита, увеличению количества перемычек, а следовательно, снижению уровня напряжений в образцах. Такие наполнители способствуют повышению стабильности физико-механических свойств и уменьшению среднеквадратичного отклонения прочности образцов.

### Выводы

1. Характер влияния составляющих рецептуры образцов на их прочность и ударную вязкость в целом подобен (табл. 4, 6, 8). Наиболее слабое влияние на прочность образцов оказывает процентное содержание зерен (коэффициент парной корреляции для зерен составляет 0,293, а для других компонентов его значение колеблется в диапазоне 0,5...0,6).

2. Микросферы как электрокорундовые, так и стеклянные оказывают упрочняющее воздействие на инструмент, причем влияние стеклянных микросфер более значимо. При введении в

рецептуру абразивной смеси 5 % электрокорундовых микросфер повышает прочность образцов на 8 %, а добавление такого же количества стеклянных микросфер повышает прочность на 11 %. Микросферы оказывают стабилизирующее воздействие на разброс значений прочности и ударной вязкости, величина среднеквадратичного отклонения которых уменьшается в среднем в 1,5 раза.

3. Фруктовые косточки разупрочняют абразивный композит. Введение в абразивную массу 5 % фруктовых косточек снижает прочность композита на 26 %.

4. Увеличение содержания зерна, связки и наполнителя в виде фруктовых косточек увеличивает величину среднеквадратичного отклонения прочности на 15 %, что может привести к нестабильности свойств изготовленного инструмента.

### Список литературы

1. *Кремень З.И.* Технология шлифования в машиностроении / З.И. Кремень, В.Г. Юрьев, А.Ф. Бабошкин; под общ. ред. З.И. Кременя. – СПб.: Политехник, 2007. – 424 с.
2. *Черный А.А.* Математическое моделирование при планировании экспериментов на трех уровнях факторов: учеб. пособие. – Пенза: Изд-во Пенз. гос. ун-та, 2006. – 73 с.

## The analysis of influence of composition`s components and fillers on physical and mechanical properties of grinding wheels

A.N. Korotkov, A. M. Romanenko

The results of researching to determine the extent and the way of influence of composition`s components and different fillers on physical and mechanical properties of grinding wheels are presented.

**Key words:** The polishing, the grinding wheel, the analysis

# ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ПРИ РЕГУЛЯРНЫХ НАГРУЖЕНИЯХ\*

*В.И. КАПУСТИН, канд. техн. наук, доцент,  
В.П. ГИЛЕТА, доктор техн. наук, профессор,  
К.В. ЗАХАРЧЕНКО, студент,  
(НГТУ, г. Новосибирск)*

Статья поступила 23 сентября 2011 года

**Капустин В.И.** – 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20,  
Новосибирский государственный технический университет,  
e-mail: macler06@mail.ru

Представлены результаты исследований кинетики трехосного деформированного состояния при регулярном нагружении материала. Приводятся кинетические диаграммы главных компонентов тензора деформаций. Анализ деформированного состояния выявляет монотонную зависимость относительной объемной деформации от числа циклов нагружения и обнаруживает отрицательное изменение объема (компакцию) при асимметричном нагружении материала в области положительных напряжений цикла. Установлено, что регулярное деформирование приводит к возникновению поверхностного рельефа на рабочей поверхности полированного образца.

**Ключевые слова:** напряжение, деформация, регулярное нагружение, усталость.

## Введение

Экспериментальные данные, накопленные к настоящему времени в механике разрушений, убедительно свидетельствуют о том, что регулярное нагружение, вызывающее разрушение рабочей части образца от усталости, даже для одноосного напряженного состояния относится к сложному виду нагружения. Однако в литературе, посвященной описанию исследований деформированного состояния в процессе усталостного повреждения материала, доминирует одноосный подход. С другой стороны, известные модели упрочняющихся пластических материалов и их исследования убедительно доказывают, что для изучения явления неупругого поведения материала в

процессе его усталости недостаточно знаний о поведении одного первого компонента тензора деформаций. Кроме этого знание закономерностей трехосного деформированного состояния при регулярном нагружении важно для разработки критериев разрушения, так как разрушение от усталости происходит в области концентратора напряжений [1–3]. Таким образом, для описания закономерностей деформирования места предразрушения детали, деформирование которой осуществляется по сложным траекториям, требуются знания трехосного деформированного состояния материала при регулярных нагружениях.

Цель данной работы состоит в экспериментальном изучении трехосного деформи-

\* Работа выполнена в рамках РФФИ (код проекта 10-08-00-220) и ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» (государственный контракт 02.740.11.0819) по теме: «Исследование и разработка наукоемких технологий и технических средств сооружения протяженных скважин в приповерхностных слоях земной коры при подземном строительстве».

рованного состояния материала при однородном напряжённом состоянии и регулярном нагружении.

### Образцы, оборудование, методика измерений

Испытания проводились на образцах, выполненных из алюминиевых сплавов Д16АТ, 1163, В95. Форма образцов соответствовала ГОСТ 25.502-79, рабочая часть имела прямоугольное поперечное сечение. Размеры рабочей части, включая ее длину, выбирались из условия, что деформированное состояние рабочей части образца будет однородным, а разрушение в любом ее месте равновероятным.

Нагружение образцов выполнялось с помощью испытательной машины «Instron 8801» (максимальное усилие 100 кН), позволяющей деформировать образцы без кинематических ограничений и обеспечивающей мягкий режим нагружения.

Для измерения деформаций в осевом направлении использовались экстензометры №2620-601 «Dynamic Extensometer» с базой 25 мм, а в поперечных – №W-E-404-V «Transverse/ Diametral Extensometer» с базами 3 и 12 мм соответственно. При помощи контроллера в процессе испытания непрерывно регистрировались дискретные данные деформаций. При измерении деформаций приняты следующие

направления ортогональных осей образца:  $x$  – вдоль продольной оси симметрии образца;  $y$  – по толщине рабочей части образца (перпендикулярно плоскости листа);  $z$  – по ширине (в плоскости листа).

Истинные деформации образца определялись по формулам [4–6]:

$$\varepsilon_x = \int_{l_{0x}}^{l_x} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l_x}{l_{0x}}; \quad \varepsilon_y = \int_{h_{0y}}^{h_y} \frac{dh}{h} = \ln \frac{h_y}{h_{0y}};$$

$$\varepsilon_z = \int_{b_{0z}}^{b_z} \frac{db}{b} = \ln \frac{b_z}{b_{0z}}; \quad (1)$$

$$\varepsilon_V = \frac{V - V_0}{V_0} = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z; \quad (2)$$

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2}. \quad (3)$$

Здесь  $dl$  – приращение длины в направлении приложенной нагрузки;  $dh$  и  $db$  – приращение толщины и ширины образца соответственно;  $\varepsilon_V$  – относительное изменение объема рабочей части образца;  $V$  и  $V_0$  – текущий и начальный объемы;  $\varepsilon_i$  – интенсивность деформации.

### Результаты экспериментальных исследований

На рис. 1 приведена экспериментальная параметрическая диаграмма, в которой в качестве параметра используется  $N = 50, 150, 500, 1000$  – число циклов нагружения образца. По оси абсцисс показаны значения продольной деформации  $\varepsilon_x$ , а по оси ординат – поперечной деформации  $\varepsilon_y$ . Представленные данные получены при нагружении образца с характеристиками цикла: максимальное напряжение цикла  $\sigma_{\max} = 300$  МПа, минимальное напряжение  $\sigma_{\min} = 8.3$  МПа.

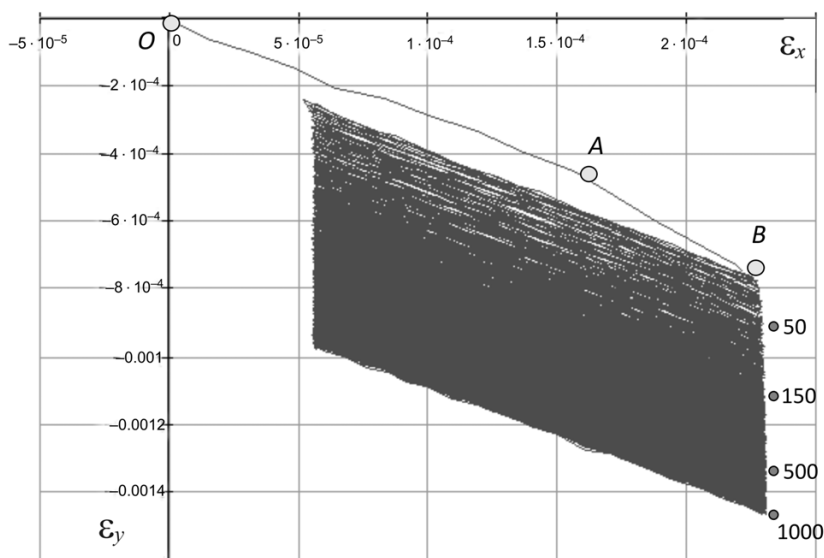


Рис. 1. Диаграмма деформирования сплава Д16АТ

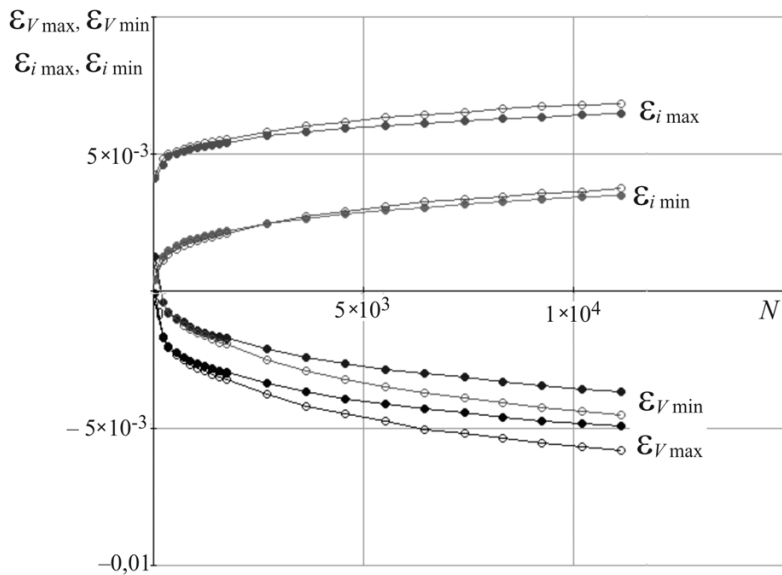


Рис. 2. Кинетика деформирования сплава Д16АТ

○—○ параметры цикла  $\sigma_{\max} = 300$  МПа,  $\sigma_{\min} = 8,3$  МПа;  
 ●—● параметры цикла  $\sigma_{\max} = 293$  МПа,  $\sigma_{\min} = 15,3$  МПа

На диаграмме (см. рис. 1) можно выделить интервалы упругого ( $OA$ ) и неупругого ( $AB$ ) деформирования при квазистатическом нагружении, причем точка  $B$  соответствует началу первого цикла регулярных разгрузок образца.

Установлено, что деформации при разгрузке не совпадают с деформациями при нагружении. С увеличением числа циклов нагружения экстремальные поперечные деформации цикла изменяются практически при постоянных значениях продольной деформации. Отклонение деформаций за один цикл незначительно, но при многократных повторениях деформации суммируются и достигают значений, которые можно измерить при помощи измерительных средств.

На рис. 2 представлены зависимости изменения относительного объема и интенсивности деформаций  $\epsilon_{V\max}(N)$ ,  $\epsilon_{V\min}(N)$ ,  $\epsilon_{i\max}(N)$ ,  $\epsilon_{i\min}(N)$  от параметра  $N$ ,  $\epsilon_{V\max}$ ,  $\epsilon_{V\min}$  и  $\epsilon_{i\max}$ ,  $\epsilon_{i\min}$  рассчитывались по формулам (1)–(3). На рис. 2 приводятся результаты испытаний двух опытов с разными амплитудами напряжения цикла:  $\sigma_{\max} = 300$  МПа и  $\sigma_{\max} = 293$  МПа.

Эксперимент показывает, что по мере увеличения числа циклов нагружения максимальная и минимальная составляющие объемной деформации ( $\epsilon_{V\max}$ ,  $\epsilon_{V\min}$ ) уменьшаются, переходя от положительных значений к отрицательным.

С увеличением амплитуды напряжения цикла максимальные и минимальные значения относительного изменения объемной деформации и интенсивности деформаций увеличиваются по абсолютной величине. Эти изменения происходят при деформировании материала в области упругих деформаций.

Обратим внимание на то, что даже при положительных средних значениях цикла напряжения наблюдается уменьшение относительной объемной деформации материала, переходящей из положительной в отрицательную область значений. Это явление называется компакцией [1–3].

Одновременно с изучением деформированного состояния в работе исследовалось состояние поверхности образцов до и после испытаний с помощью оптической и электронной микроскопии. Установлено, что рельеф поверхности образца после регулярного, асимметричного мягкого нагружения приобретает характерный вид. Согласно классификации, предложенной в работе [7], этот рельеф имеет твидовую структуру. Возникновение микрорельефа поверхности можно объяснить переупаковкой структуры материала, происходящей на различных масштабных уровнях при многократном деформировании образца.

## Заключение

Экспериментальные измерения трех компонентов тензора деформаций при регулярном нагружении образцов, выполненных из материалов Д16АТ, 1163 и В95, показали уменьшение относительной объемной деформации материала образцов (явление компакции). Установлено, что в результате регулярного нагружения микрорельеф поверхности рабочей части образца приобретает твидовую текстуру.

Выявленные закономерности деформирования сплавов не описываются известными моделями механики сплошной среды.



### Список литературы

1. *Ботвина Л.Р.* Разрушение. Кинетика, механизмы, общие закономерности. – М.: Изд-во Наука, 2008.
2. *Москвитин В.В.* Пластичность при переменных нагрузениях. – М.: Изд-во МГУ, 1965.
3. *Новожилов В.В.* Опластическом разрыхлении // Прикладная математика и механика. – 1965. – № 4. – С. 681–689.
4. *Тимошенко С.П.* История науки о сопротивлении материалов с краткими сведениями из истории теории упругости и теории сооружений. – М.: Гос. изд-во техн.-теорет. лит., 2006.
5. *Новожилов В.В.* Теория упругости. – М.: Гос. союзное изд-во судостроит. пром., 1958.
6. *Александров А.В., Потапов В.Д.* Основы теории упругости и пластичности. – М.: Высш. шк., 2002.
7. *Кузнецов В.П., Панин В.Е., Петракова И.В.* Структурно-механические особенности пластической деформации фольг монокристалла алюминия, наклеенных на плоские образцы алюминиевого сплава при несвободном циклическом растяжении // Физическая мезомеханика. – 2008. – Т. 11. – № 6. – С. 103–114.

### The experimental study of regularities of aluminum alloys deformation in case of regular stresses

V.I. Kapustin, V.P. Gileta, K.V. Zakharchenko

The results of the research works on kinetics of the three-axis deformed condition in case of regular stressing of the material have been presented. The kinetic diagrams of the main components of tensor of the deformations have been cited. The analysis of the deformed condition discovers the uniform dependence of the relative volumetric deformation upon the number of stress cycles and reveals the negative change of the volume (compaction) in case of one-axle asymmetric cycling of the material in the area of position stresses. It was established that the regular deforming leads to the appearance of the surface relief on the working face of the polished piece.

**Key words:** stress, regular stressing, deformation, fatigue.

# ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ЗУБЬЕВ ЧУГУННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ИЗ ВЫСОКОПРОЧНОГО ЧУГУНА ТЕРМОДИФфуЗИОННЫМ ХРОМИРОВАНИЕМ

*А.А. ВЕСЕЛОВСКИЙ, канд. техн. наук, доцент  
(МИСиС, филиал в г. Новотроицке)*

Статья поступила 11 октября 2011 года

**Веселовский А.А.** – 462359, Оренбургская область, г. Новотроицк, ул. Фрунзе, д. 8  
Новотроицкий филиал Федерального государственного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Государственный технологический университет «Московский институт стали и сплавов»», e-mail: a\_a\_ves@mail.ru

В работе проведены исследования по испытаниям на износостойкость зубчатых колес из высокопрочного чугуна с термодиффузионным хромовым слоем. Дана сравнительная оценка износостойкости зубчатых колес из высокопрочного чугуна с различным типом диффузионных покрытий и стальных зубчатых колес.

**Ключевые слова:** чугунные зубчатые колеса, хромовые покрытия, износостойкость зубчатых передач.

## Введение

Зубчатые колеса относятся к числу наиболее распространенных деталей современных машин. Они входят в конструкции коробок передач автомобилей, тракторов, сельхозмашин, самолетов, турбин, станков и многих других машин и изделий.

Производство зубчатых колес охватывает большое количество типоразмеров [1]. Значительное количество зубчатых колес приходится изготавливать дополнительно на заводах-потребителях при внеочередных и текущих ремонтах. Выход из строя зубчатого колеса приводит к остановке всего агрегата и увеличивает ежегодные затраты предприятия на содержание и эксплуатацию оборудования.

Основную массу зубчатых колес, потребляемую современным машиностроением, составляют цилиндрические прямозубые колеса (80 %) [2]. Выпуск конических колес всех типов достигает 12–15 %, а цилиндрических косозубых – 3–5 %.

Для изготовления крупногабаритных тихоходных зубчатых колес и колес открытых

зубчатых передач применяют серый чугун марок СЧ 15 и СЧ 20 [3]. Серые чугуны марок СЧ 30, СЧ 35 и выше могут использоваться в закрытых передачах (редукторах) [4], однако наличие графита пластинчатой формы, несмотря на мелкий их размер, делает такие зубчатые колеса весьма чувствительными к перегрузкам и ударам, возникающим в зубчатом зацеплении. Но перспективнее для зубчатых колес применять высокопрочные чугуны с шаровидным графитом [5].

Зубчатые колеса из высокопрочного чугуна, закаленного на бейнит [6], по сравнению со стальными имеют малую шероховатость поверхности после механической обработки, высокую контактную прочность.

Однако по износостойкости чугунные зубчатые колеса уступают стальным, так как имеют меньшую поверхностную твердость. Поэтому создание термодиффузионных высокотвердых покрытий на базе карбидообразующих элементов – хрома на чугунных колесах позволит им в полной мере конкурировать со стальными, прошедшими химико-термическую и последующую термическую обработку.

## Методика проведения эксперимента

Для проведения эксперимента по исследованию износостойкости зубьев была выбрана контактная пара (рис. 1), обеспечивающая задний ход легкового автомобиля ВАЗ 2107.

Зубчатые колеса помещались в контейнер с плавким затвором, куда засыпалась реакционная шихта, состоящая из феррохрома (50...60 % массы), 4 % хлористого аммония, остальное – инертный наполнитель (окись алюминия).

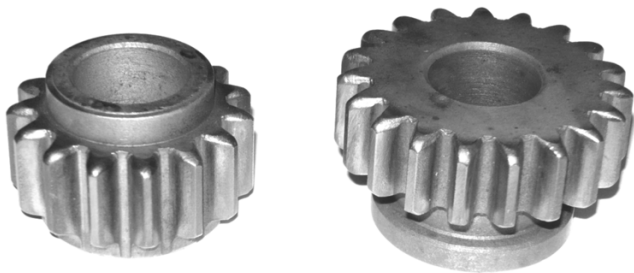


Рис. 1. Исследуемая зубчатая пара

Упрочнение проводилось в муфельной печи при температуре 1000...1050 °С в течение 10 ч. Закалка зубчатых колес с хромовым покрытием проводилась с повторного нагрева в расплаве солей при температуре 930...950 °С в масле.

Определение микротвердости термодиффузионного покрытия проводилось на микротвердомере ПМТ– 3 при нагрузке на индентор– 0,49Н. Критическая толщина покрытия определялась также с использованием данного прибора.

Закаленные хромированные шестерни в целях улучшения процессов приработки покрывали слоем бронзы ОЦС 555. Процесс нанесения осуществлялся металлической щеткой, ворс которой с определенным натягом вращался между материалом – донором (пруток бронзы ОЦС 555) и покрываемым зубчатым колесом. Ворс щетки сдирал частички бронзы с донорского материала и размазывал их на рабочие поверхности зубьев колес.

В процессе обработки покрываемое зубчатое колесо вращалось, обеспечивая равномерность нанесения слоя покрытия толщиной 5...15 мкм.

Процесс механического нанесения внешнего антифрикционного покрытия имел преимущества перед другими способами, так как совмещал две операции – очистку рабочих поверхностей зубьев от остатков масла после закалки и нанесение антифрикционного слоя бронзы.

Испытания износостойкости проводилось на установке, фотография которой представлена на рис. 2.

В качестве тягового устройства использовался асинхронный электродвигатель, закрепленный на станине токарного станка. Входной вал коробки через муфту соединен с электродвигателем.

Выходной вал зажат в патроне станка, причем кинематика последнего обеспечивает нагружающий момент сопротивления (станок выключен).

При испытаниях момент сопротивления (привода станка) составлял 7,84 Н·м, скорость вращения выходного вала с учетом передаточного отношения в коробке составляла 849 об/мин.

Перед началом испытаний шестерни взвешивались на весах GX-800, ГОСТ 24104-2001 специального класса точности с дискретностью отсчета 0,001 г. После установки в коробку осуществлялась приработка их на холостом ходу (без нагрузки) в течение 0,5 ч. При этом выходной вал коробки передач вращался свободно,

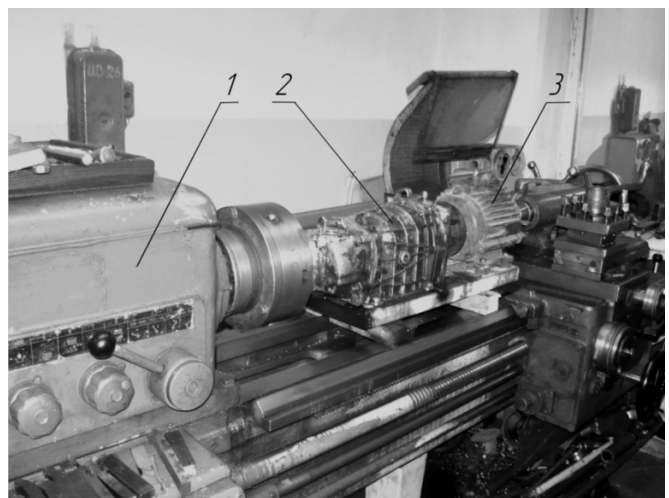


Рис. 2. Установка для испытаний зубчатых колес на износ:

1 – токарный станок; 2 – коробка передач автомобиля ВАЗ 2107;  
3 – асинхронный электродвигатель

т.е. без зацепления со станком. В самой коробке передач на протяжении всего времени испытаний была включена задняя скорость.

Картер коробки был заполнен маслом ТАД 17И после 10 000 км пробега автомобиля. Такое масло содержит в себе абразивные частицы почвы и мелкую железную стружку от притирки деталей, которые являются абразивными частицами и способствуют истиранию зубьев колес.

Через  $5 \cdot 10^6$  оборотов выходного вала коробка разбиралась, колеса промывались. Проводился осмотр трущихся поверхностей зубьев на предмет выкрашивания покрытия, наличия сколов, трещин и других дефектов. Затем готовились образцы для металлографических исследований рабочих поверхностей зубьев.

### Результаты экспериментов

В ходе проведенных исследований выявлено, что после 10 часов упрочнения на зубчатых колесах сформировано покрытие, толщиной 40...50 мкм. Прирост размеров при хромировании был заранее учтен при изготовлении зубчатой пары.

Полученное покрытие подвергли испытаниям на выявление максимальной нагрузки, которую оно способно выдерживать без сколов и растрескивания. Для этого одновременно с колесами упрочнялся образец из ВЧ 60 по приведенной выше методике. В грань образца под углом  $90^\circ$  вдавливалась алмазная пирамида прибора ПМТ-3. И нагрузка, при которой от полученного отпечатка начали отслаиваться трещины, принималась за критическую.

Микротвердость сформированного хромового покрытия по ширине зуба представлена на рис. 3.

Величина микротвердости поверхностного упрочненного слоя практически не изменяется после закалки. Однако твердость основы и прилегающей к покрытию зоны становится значительно выше: достигает значений HRC 50-55, что соответствует бейнитной структуре.

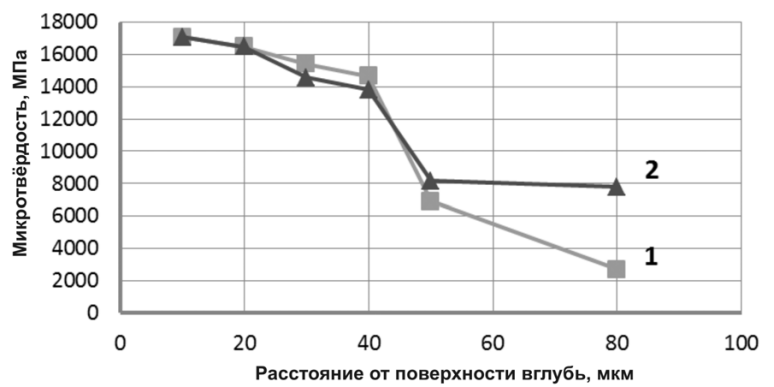


Рис. 3. Распределение микротвердости по толщине упрочненного слоя:

1 – после хромирования; 2 – после хромирования и закалки

Такая прочная, лежащая под покрытием зона будет лимитировать работоспособность хромового покрытия с позиции продавливания последнего под действием нагрузок, превышающих номинальную, или в случае попадания в зацепление твердых недробимых частиц.

Алмазная пирамида прибора ПМТ-3 служила моделью твердой недробимой абразивной частицы, попавшей в зацепление.

Исследования критической толщины хромового покрытия на высокопрочном чугуине после десятичасового упрочнения, полученные от вдавливания алмазной пирамиды при разных нагрузках, представлены на рис. 4.

Регрессионным анализом была установлена адекватная при доверительной вероятности 0,95 регрессионная зависимость критической толщины хромованного слоя от диагонали отпечатка алмазной пирамиды (кривая б, рис. 4).

$$h_{кр} = 22,03 - 21,223e^{-0,068d_{отп}},$$

где  $h_{кр}$  – критическая толщина хромового покрытия, мкм;  $d_{отп}$  – диагональ отпечатка алмазной пирамиды, мкм.

Износостойкость зубчатых колес с хромовым покрытием оценивалась сравнением толщины хромового слоя перед началом испытаний и после  $5 \cdot 10^6$  циклов нагружения. При этом исследуемые поверхности зубьев перед началом испытаний помечались. Состояние хромового



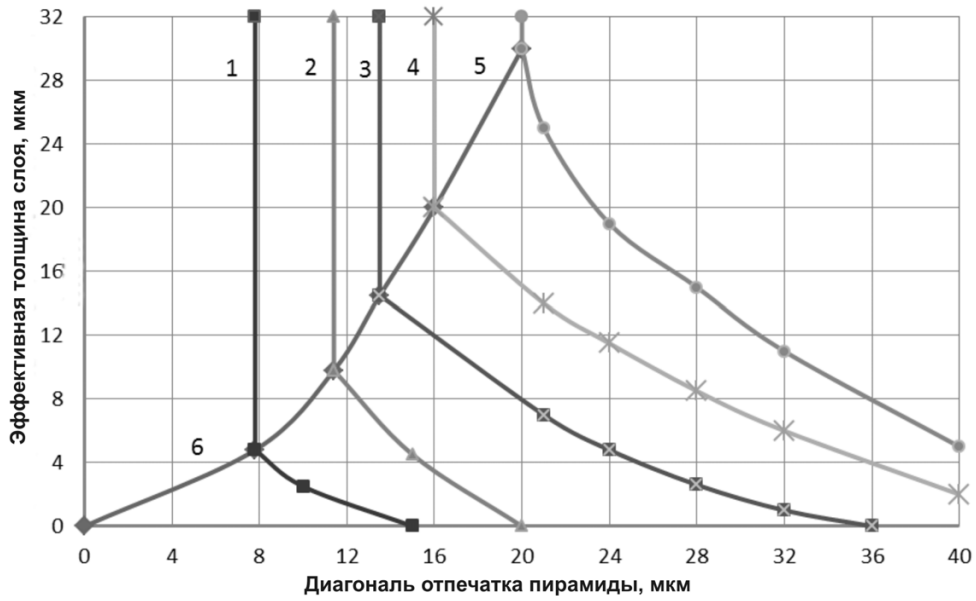
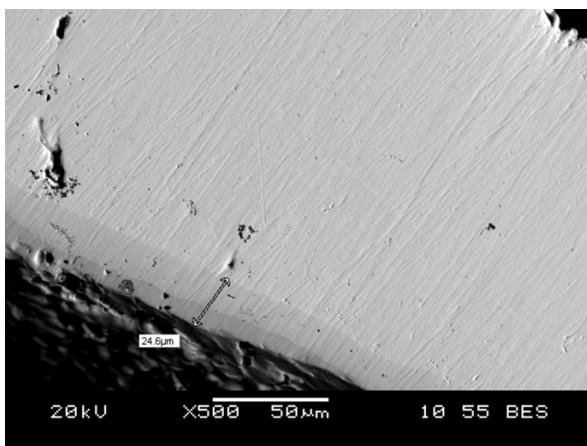
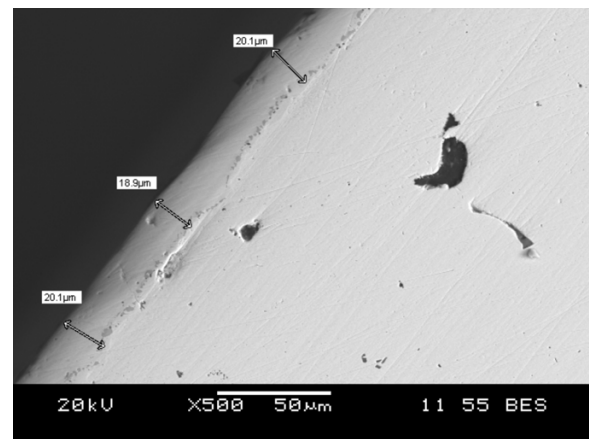


Рис. 4. Определение критической толщины покрытия (кривая б) на высокопрочном чугуне ВЧ 60 после хромирования при нагрузке на индентор:

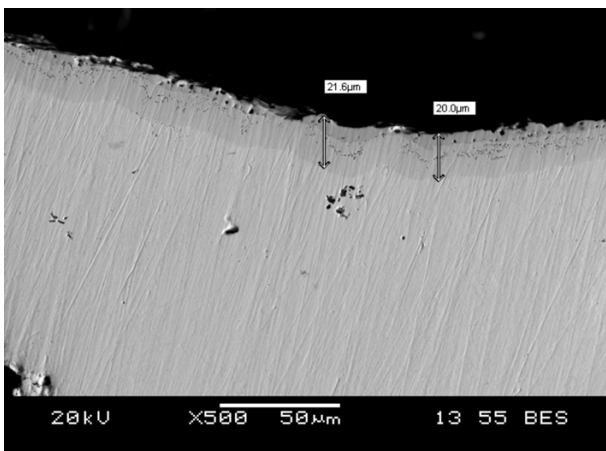
1 – 0,49Н; 2 – 0,98Н; 3 – 1,47Н; 4 – 1,96Н; 5 – 2,45Н



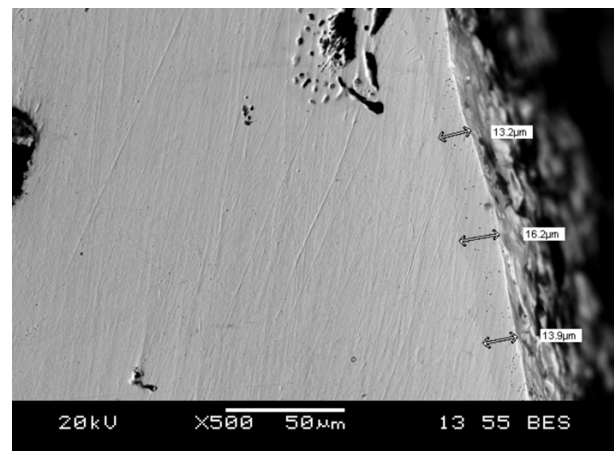
а



б



в



г

Рис. 5. Хромовое покрытие:

а – на шестерне до испытаний; б – на шестерне после испытаний; в – на зубчатом колесе до испытаний; г – на зубчатом колесе после испытаний



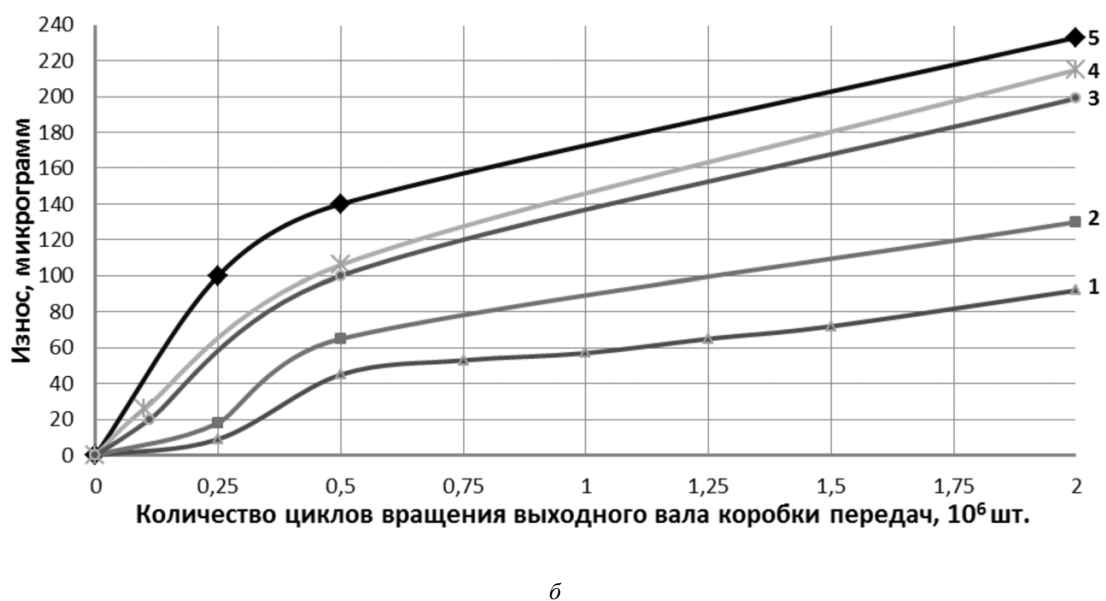
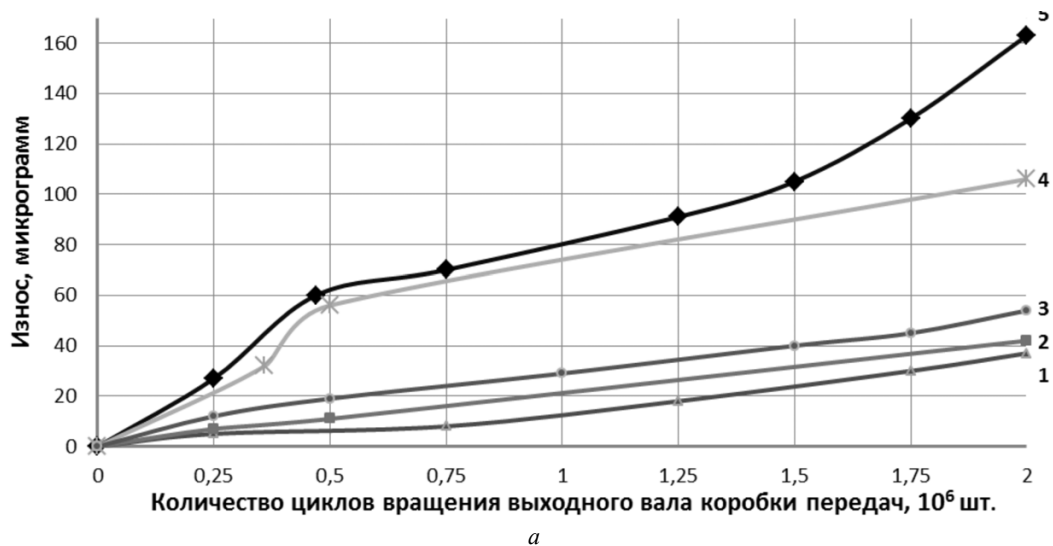


Рис. 6. Массовый износ зубьев шестерни (а) и зубчатого колеса (б):

1 – с ванадиевым; 2 – хромовым; 3 – марганцевым покрытиями; 4 – закаленный ВЧ 60 без покрытия; 5 – стальные колеса (20ХГН) с цементованным слоем

покрытия на шестерне и зубчатом колесе до и после испытаний представлено на рис. 5.

Выработка хромового покрытия на шестерне составляет 20...25 % своей толщины, а выработка хромового покрытия на сопряженном зубчатом колесе – 20...45 %. Большой износ колеса в сравнении с шестерней обусловлен тем, что шестерня входит в зацепление только с колесом, а колесо передает вращение от шестерни другому сопряженному с ним зубчатому колесу и испытывает соответственно большее число контактов.

Для сравнительной износостойкости зубчатых колес из высокопрочного чугуна с хро-

мовым покрытием проводили испытания на массовый износ колеса с ванадиевым и марганцевым термодиффузионными покрытиями, зубчатые колеса из стали 20ХГН после цементации и закалки и колеса из закаленного высокопрочного чугуна ВЧ 60 без покрытия.

Результаты полученных испытаний представлены на рис. 6.

### Вывод

Наличие хромового термодиффузионного покрытия на рабочих поверхностях зубьев в

2–4 раза увеличивает износостойкость зубьев по сравнению со стальными (20ХГН), в 2–3 раза по сравнению с колесами из закаленного чугуна ВЧ 60 без покрытия, в 1,4–1,6 раз по сравнению термодиффузионным марганцевым покрытием и в 1,2–1,5 раза уступает по износостойкости термодиффузионным ванадиевым покрытиям.

### Список литературы

1. *Решетов Д.Н.* Детали и механизмы металло-режущих станков. – М.: Машиностроение, 1992. Т. 2. – 520 с.

2. *Бабичев А.П.* Справочник инженера-технолога в машиностроении. – Ростов н/Д: Изд-во «Феникс», 2005. – 541 с.

3. *Гузенков П.Г.* Детали машин. – М.: Высш. шк., 1990. – 351 с.

4. *Когаев В.П.* Прочность и износостойкость деталей машин /В.П. Когаев, Ю.Н. Дроздов. – М.: Машиностроение, 1991. – 293 с.

5. *Безбородов С.М.* Разработка и внедрение зубчатых колес из высокопрочного чугуна в тяжело нагруженных редукторах металлургических машин с целью повышения их работоспособности: дис. ... канд. техн. наук. – Днепропетровск, 1991. – 194 с.

6. *Курбатов А.Н.* Зубчатые колеса из бейнитного высокопрочного чугуна/ А.Н. Курбатов, М.И. Бес-тужев // Литейное производство. – 2009. – № 5. – С. 2–7.

### Increasing the wear resistance of cast iron gear teeth of the highly-durable cast iron by thermodiffusion chromizing

A.A. Veselovskiy

We conducted research on testing the durability of gears made of high chromium cast iron with a thermodiffusion layer. A comparative evaluation of wear resistance of gears of ductile iron with different types of diffusion coatings and steel gears.

**Key words:** cast iron gears; chromium; gear wear resistance.

# ОСОБЕННОСТИ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ОПЛАВЛЕНИИ ПОРОШКОВОЙ СМЕСИ ЧАСТИЦ TiC И Ni НА СТАЛЬНОЙ ПОВЕРХНОСТИ\*

*С.В. ВЕСЕЛОВ<sup>1</sup>, канд. техн. наук,  
И.А. БАЛАГАНСКИЙ<sup>1</sup>, доктор техн. наук, профессор,  
В.М. ПОТАПОВ<sup>2</sup>, канд. техн. наук, профессор,  
В.В. БАЗАРКИНА<sup>1</sup>, магистрант,  
Д.Н. ПРОХОВ<sup>1</sup>, магистрант  
(<sup>1</sup>НГТУ, г. Новосибирск, <sup>2</sup>НГПУ, г. Новосибирск)*

Статья поступила 24 октября 2011 г.

**Веселов С.В.** – 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20  
 Новосибирский государственный технический университет,  
 e-mail: veselov\_s@inbox.ru

Описаны процессы, протекающие при оплавлении порошковой смеси частиц карбида титана и никеля на стальной поверхности. Оплавление порошковой смеси проводили при температуре 1450 °С, соответствующей плавлению эвтектики Fe – TiC. На основании экспериментальных данных показано, что основное влияние на характер и интенсивность протекающих процессов структурообразования оказывает содержание углерода в стальной основе. Установлено, что при концентрации углерода 0,2 вес. % в процессе оплавления наблюдается равномерный фронт растворения стали, в то время как при увеличении содержания углерода до 0,5 вес. % были обнаружены появления локальных проплавлений по границам зерен.

**Ключевые слова:** миграция жидкой фазы, карбид титана, диффузионные процессы.

## Введение

В настоящее время распространенным методом повышения износостойкости изделий является применение различных технологий формирования покрытий. В качестве материала покрытия для изделий, работающих в условиях интенсивного абразивного изнашивания, широкое распространение получили твердосплавные вольфрамкобальтовые смеси. Один из способов формирования на поверхности низкоуглеродистой стали покрытия, по структуре и свойствам близкого к твердым сплавам, был предложен в работах [1, 2], выполненных с участием авторов. Предложенное технологическое решение заключается в предварительном формировании на границе раздела «покрытие – основной металл» промежуточного слоя, состоящего из по-

рошковой смеси частиц карбида титана и никеля (либо карбида титана и кобальта), с последующим жидкофазным спеканием композиции при температуре формирования вольфрамкобальтовых твердых сплавов. Полученный на границе раздела барьерный слой позволяет обеспечить механическую и физико-химическую совместимость компонентов системы «покрытие – основной металл».

Согласно литературным данным [3–5] температуры плавления эвтектик псевдобинарных систем TiC – Ni и TiC – Fe составляют 1280 и 1450 °С соответственно. При повышении температуры формирования композиции «покрытие – промежуточный слой TiC/Ni – основной металл» выше температуры спекания твердых сплавов (1380...1420 °С) процесс образования и

\* Работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009 – 2013 гг.

увеличения объемной доли жидкой фазы в спекаемой системе определяется степенью и характером взаимодействия частиц карбида титана порошковой смеси с железом стали.

В данной работе рассмотрены изменения характера взаимодействия компонентов промежуточного слоя с основным металлом при повышении концентрации углерода стальной основы и увеличении температуры нагрева композиции до 1450 °С, что соответствует плавлению эвтектики TiC – Fe.

### Методика проведения исследований

Для проведения экспериментальных исследований были подготовлены две серии образцов композиции «порошковая смесь TiC/Ni – основной металл». В качестве основного материала использовались пластины из стали 20 и стали 50 толщиной 5 мм. Порошковая смесь частиц карбида титана и никеля с массовым соотношением компонентов 7/3 была подготовлена механическим перемешиванием в шаровой мельнице Pulverisette 6. Слой толщиной 1...1,5 мм на стальной поверхности получали методом шликерного литья. Оплавление композиций производили в вакуумной печи СГВ-2.4.2/15 И2 при температуре 1450 ± 10 °С с выдержкой не более 10 с. Средняя скорость нагрева печи составляла 0,2 °С/с, охлаждения – 0,1 °С/с.

Микроструктуру оплавленных образцов исследовали на оптическом микроскопе Carl Zeiss AxioObserver A1m в диапазоне увеличений от x25 до x1000. Микрорентгеноспектральный анализ отдельных структурных составляющих выполняли на растровом электронном микроскопе Carl Zeiss EVO50 XVP, оснащенный приставкой – анализатором EDS X-Act (Oxford Instruments). Оценку твердости отдельных структурных составляющих оплавленных композиций производили на микротвердометре модели 402MVD (Wolpert Group) при нагрузке от 10 до 50 г.

### Результаты исследований и их обсуждение

Металлографические исследования оплавленной композиции «(70 % TiC + 30 % Ni) – сталь 20» позволили определить основные

процессы, протекающие в системе при нагреве. Установлено, что при оплавлении порошковой смеси на границе раздела «оплавленный слой – основной металл» образуется дополнительный слой (рис. 1). Исследование нетравленных микрошлифов позволяет говорить о том, что данный слой обладает доэвтектическим строением. Предполагается, что в процессе нагрева композиции до 1450 °С появление жидкой фазы на границе раздела связано с формированием и последующим плавлением эвтектики на основе железа и карбида титана. Образующаяся на границе раздела жидкая фаза смачивает частицы карбида титана порошковой смеси, что приводит к формированию оплавленного порошкового слоя.

При детальном анализе строения оплавленных образцов было установлено, что в процессе взаимодействия железа стальной основы с частицами карбида титана наблюдается интенсивная диффузия углерода покрытия в основной металл, о чем свидетельствует образование перлитных колоний в поверхностных слоях стали 20 (рис. 1). Экспериментальные данные показывают, что при увеличении объемной доли жидкой фазы растворение стальной основы протекает равномерно по всей поверхности раздела компонентов системы.

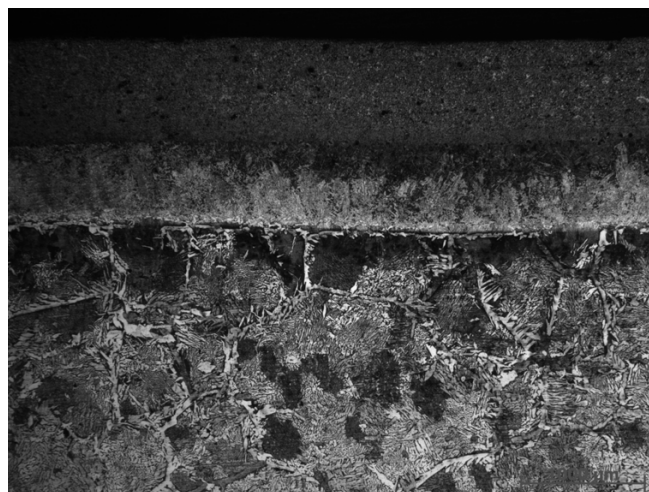


Рис. 1. Микроструктура образцов, полученных при оплавлении композиции «(70 % TiC + 40% Ni) – сталь 20»

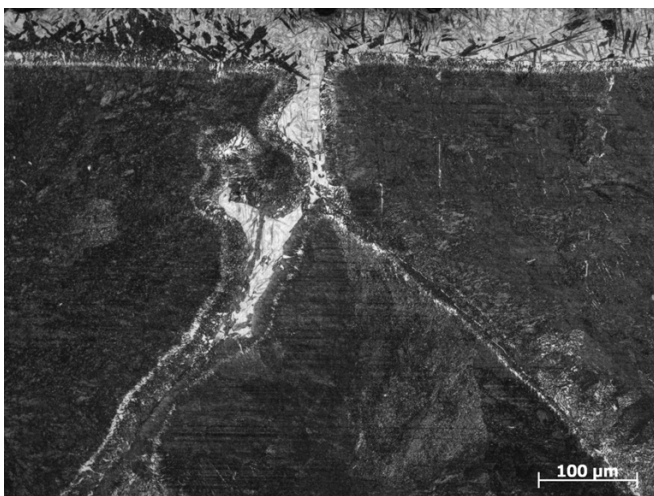
С целью определения влияния концентрации углерода в анализируемой системе на характер протекающих при оплавлении порошковой смеси процессов была подготовлена серия образ-



**Химический состав структурных составляющих основного металла вблизи границы раздела с оплавленным порошковым слоем в образцах, полученных при спекании композиции «(70 % TiC + 30 % Ni) – сталь 50», %.**

Структурная составляющая	Химический элемент						
	Fe	Ni	Ti	Mn	Si	C	N
Частица на границе зерна	4,7	–	70,5	–	–	7,3	17,5
Участок вблизи границы зерна	95,2	3,5	–	0,5	0,3	0,5	–
Участок в центре зерна	98,6	–	–	0,6	0,3	0,5	–

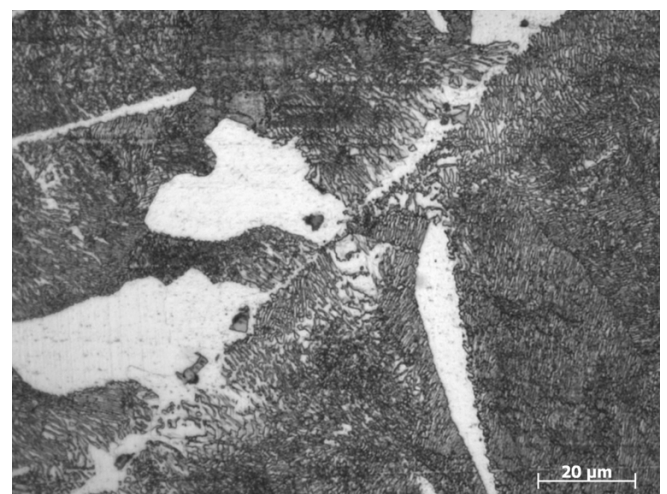
цов композиции «(70 % TiC + 30 % Ni) – сталь 50». Проведенные металлографические исследования свидетельствуют о существенном изменении характера протекающих при спекании процессов при увеличении содержания углерода в основном металле. Отличительной особенностью строения данных образцов является наличие локальных участков жидкой фазы по границам зерен основного металла (рис. 2), а также появление крупных пор в слое доэвтектического состава.



*Рис. 2.* Жидкая фаза по границам зерен основного металла в образцах, полученная при оплавлении композиции «(70 % TiC + 30 % Ni) – сталь 50»

Результаты экспериментальных исследований свидетельствуют о том, что при оплавлении порошковой смеси миграция жидкой фазы осуществляется по границам зерен на глубину до 1 мм. На данной глубине обнаружены частицы с повышенным содержанием титана (рис. 3). Так как титан является более сильным карбидообразующим элементом, чем железо, можно предположить, что при кристаллизации металлического расплава происходит образование

частиц карбонитрида титана. Подтверждается это результатами микрорентгеноспектрального анализа (см. таблицу).



*Рис. 3.* Образование частиц с повышенным содержанием титана по границам бывших аустенитных зерен основного металла в образцах, полученных при оплавлении композиции «(70 % TiC + 30 % Ni) – сталь 50»

Присутствие компонентов жидкой фазы по границам бывших аустенитных зерен стальной основы на глубине  $\approx 1$  мм подтверждается также результатами химического (см. таблицу) и дюрOMETрического анализа. Установлено, что микротвердость границ зерен вблизи поверхности раздела «оплавленный порошковый слой – основной металл» достигает  $8000 \pm 1000$  МПа, в то время как твердость в центре бывших аустенитных зерен не превышает  $2700 \pm 200$  МПа. Предполагается, что рост микротвердости границ бывших аустенитных зерен связан с насыщением элементами жидкой фазы  $\alpha$ -железа основного металла, а также с образованием частиц карбонитрида титана.



## Выводы

Полученные экспериментальные данные позволяют утверждать, что при нагреве TiC/Ni порошковой смеси на стальной поверхности до температуры плавления эвтектики TiC – Fe (1450 °C) в композиции протекает интенсивное взаимодействие компонентов с образованием жидкой фазы. Появление жидкой фазы приводит к смачиванию частиц порошковой смеси и формированию дополнительного слоя на границе раздела системы «оплавленный порошковый слой – основной металл».

Анализ результатов исследований свидетельствует о том, что ключевым фактором, определяющим характер и интенсивность процесса растворения основного металла, является содержание углерода в исходном материале. При оплавлении порошковой смеси TiC/Ni на стали 20 наблюдается равномерный фронт растворения основного металла, в то время как при нагреве смеси на поверхности стали 50 происходит образование многочисленных проплавлений жидкой фазы по границам аустенитных зерен и появляются крупные поры в дополнительно формирующемся слое жидкой фазы.

Установлено, что в процессе оплавления образцов с использованием стали 50 миграция жидкой фазы по границам зерен протекает на глубину до 1 мм. При последующем охлаждении композиции кристаллизация жидкой фазы

по границам бывших аустенитных зерен протекает с образованием частиц карбонитрида титана. Микротвердость данных границ достигает  $8000 \pm 1000$  МПа, что примерно в три раза превосходит твердость основного металла.

## Список литературы

1. *Веселов С.В.* Формирование твердосплавного покрытия на поверхности конструкционной углеродистой стали с использованием промежуточного слоя из порошковой смеси «карбид титана – кобальт» / С.В. Веселов, А.А. Батаев, Е.Д. Головин, А.М. Теплых, В.С. Ложкин // Научный вестник НГТУ. – 2009. – № 4(37). – С. 67 – 78.

2. *Веселов С.В.* Использование промежуточного слоя из порошковой смеси «карбид титана – никель» при нанесении твердосплавного покрытия на сталь // Сборник трудов Всероссийской научно-практической конференции «Современные проблемы в технологии машиностроения». – 2009. – С. 235 – 237.

3. *Еременко В.Н.* Взаимодействие карбида титана с металлами семейства железа / В.Н. Еременко // Журнал неорганической химии. – 1956. – Т. 1. – № 9. – С. 2131–2148.

4. *Еременко В.Н.* Взаимодействие карбида титана с никелем / В.Н. Еременко, В.М. Полякова, З.П. Голубенко // Вопросы порошковой металлургии и прочности материалов. – 1956. – № 3. – С. 62–72.

5. *Еременко В.Н.* Еще о взаимодействии карбида титана с никелем / В.Н. Еременко, Т.Я. Косолапова // Вопросы порошковой металлургии и прочности материалов. – 1959. – № 7. – С. 3–6.

## Structure formation features during the fusing of TiC and Ni powder blend on steel surface

S.V. Veselov, I.A. Balaganskiy, V.M. Potapov,  
V.V. Bazarkina, D.N. Prohov

In the paper the description of processes taking place during the fusion of titanium carbide and nickel powder blend on steel surface are presented. The fusion of powder blend was carried out under the temperature of 1450 °C which corresponds to Fe-TiC eutectic melting. It was stated that the strong influence on type and intensity of structure formation processes is made by carbon concentration in steel substrate. It was found out that if the concentration of carbon is about 0.2 wt. % during the fusion uniform front of steel dilution is observed. While if the carbon content is up to 0.5 wt. % local penetration of liquid phase along substrate grain boundaries appears.

**Key words:** liquid phase migration, titanium carbide, diffusion processes.

# МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ФОРМИРОВАНИИ СВАРНОГО СОЕДИНЕНИЯ ИЗ РАЗНОРОДНЫХ СТАЛЕЙ\*

*А.А. НИКУЛИНА, канд. техн. наук, доцент,  
В.Ю. СКИБА, канд. техн. наук, доцент,  
Е.Е. КОРНИЕНКО, канд. техн. наук, ассистент  
(НГТУ, г. Новосибирск),  
Е.Н. МИРОНОВ, канд. техн. наук, доцент,  
(НГПУ, г. Новосибирск)*

Статья поступила 3 октября 2011 г.

**Никулина А.А.** – 630092, Новосибирск, пр. К. Маркса, 20  
Новосибирский государственный технический университет,  
e-mail: lita27@mail.ru

Представлены результаты решения трехмерной задачи по определению деформации, типов структур и напряжений, возникающих в процессе стыковой контактной сварки разнородных сталей при получении сварных железнодорожных крестовин. Для расчета сварных конструкций в работе использован метод конечных элементов.

**Ключевые слова:** разнородные стали, контактная сварка, структура, метод конечных элементов.

## Введение

Современная сварочная техника обеспечивает широкие возможности повышения качества сварных конструкций, снижения затрат труда, времени и средств при их производстве. Для рационального использования указанных возможностей при проектировании процесса сварки наряду с качественными показателями необходимы и количественные зависимости, связывающие влияние ряда конструктивных и технологических факторов на основные показатели качества сварных конструкций, таких как работоспособность, прочность, надежность.

Расчетные методы проектирования технологических процессов могут дать наиболее полную оценку особенностей изготовления сварных конструкций. Математическое моделирование свойств металла сварных соединений, остаточных деформаций и напряжений

позволяет определить наиболее рациональный способ и режим сварки. Для выполнения расчетов сварных конструкций используется множество методик, однако наиболее распространенным и оптимальным является метод конечных элементов [1, 2].

Контактная стыковая сварка представляет собой процесс образования неразъемных соединений деталей по всей поверхности соприкосновения при нагреве за счет протекания электрического тока и пластической деформации – осадки. При изготовлении сварных крестовин усилие осадки прикладывается после нагрева (сварка оплавлением) [3]. Первоначально при сближении деталей с очень малым давлением на торцы в отдельных точках возникают электрические контакты, в результате которых микрообъемы материала быстро плавятся и взрывообразно разрушаются. Объем расплавленного металла удерживается

\* Работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009 – 2013 гг.

силами поверхностного натяжения. В процессе сварки химический состав такого металла может незначительно отличаться от основного за счет окисления. На практике, однако, возможно значительное изменение содержания легирующих элементов в зоне соединения и в примыкающих к ним областях, что связано с перемещением материала с одного торца на другой. Протекание данного процесса возможно только в период существования в зоне соединения жидкой фазы, т. е. при температуре, близкой к температуре плавления сплава. Жидкий металл перемещается в направлении действия электродинамической силы сварочного контура под действием сил электромагнитного поля. При этом часть объема жидкого металла удерживается силами поверхностного натяжения и остается на поверхности оплавления. При уменьшении объема жидкого метал-

ла его перегрев увеличивается, что приводит к взрыву. Таким образом, направленная миграция может значительно влиять на качество сварных соединений [4]. После оплавления на требуемую величину нагретые концы деталей быстро осаживают, формируя соединение. При этом загрязнения выдавливаются из зоны соединения. Сварной шов после осадки имеет усиление и грат из окисленного и перегоревшего металла [3, 5].

Разнообразие образующихся структур затрудняет экспериментальные исследования контактной сварки разнородных сталей. Современные методы математического моделирования позволяют наиболее полно описать структуру, возникающую при сварке разнородных сталей, а также уменьшить число дорогостоящих физических экспериментов.

Таблица 1

Параметры	Стык между хромоникелевой и углеродистой сталями
Номинальное напряжение питающей сети, В	380
Номинальная частота, Гц	50
Максимальная площадь поперечного сечения свариваемых изделий, мм <sup>2</sup>	12500
Номинальное расстояние между губками, мм	240
Соотношение вылетов свариваемых изделий	1:4
Давление в гидросистеме, МПа	16
Усилие осадки, кН	770
Усилие зажатия, кН	2170
Линейное оплавление, мм: предварительное форсированное	20 4
Линейная осадка, мм	16
Скорость предварительного оплавления, мм/с	0,1 – 0,3
Скорость форсированного оплавления, мм/с: начальная конечная	0,6 1,2
Начальная скорость осадки, мм/с	25 – 30
Количество ступеней предварительного оплавления	6
Пределы регулирования вторичного напряжения предварительного оплавления, В	8,0 – 3,2
Вторичное напряжение предварительного оплавления, В	8,0
Продолжительность осадки, с: общая под током	3 0,5

Таблица 2

Сталь	Химический состав, %							
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Ti	P	S
M76	0,72	0,78	0,14	–	–	–	0,020	0,012
12X18H10T	0,11	0,58	0,53	14,1	8,7	0,38	0,021	0,012

### Материалы и методы исследования

С использованием конечно-элементного программного комплекса SYSWELD было проведено моделирование структурно-фазовых превращений и напряженно-деформированного состояния материала при действии теплового поля в условиях контактной сварки. Для уточнения величины и характера распределения остаточных деформаций и напряжений при действии осевой технологической нагрузки было произведено конвертирование предварительных результатов расчета из комплекса SYSWELD в среду ANSYS. Расчет был проведен для сварного шва между высокоуглеродистой и хромоникелевой сталями. По имеющимся данным химического состава сталей (табл. 2), используемых для производства сварных крестовин, и С-образных кривых сталей 12X18H10T и Э76 были выбраны материалы для моделирования. При моделировании учитывались параметры режимов сварки стыков (табл. 1). Для проведения структурных исследований использовали световой микроскоп производства Carl Zeiss Axio Observer Alm.

### Результаты и обсуждение

На основе созданной трехмерной модели сварной крестовины в программном комплексе ANSYS была сформирована конечно-элементная модель сварного соединения (рис. 1). Проведенные ранее исследования [6, 7] показали, что значительные изменения структурных составляющих наблюдаются в пределах 350...500 мкм от границы сварного шва. Поэтому для обработки данных было выбрано центральное сечение, перпендикулярное сварному шву, как показано на рис. 2.

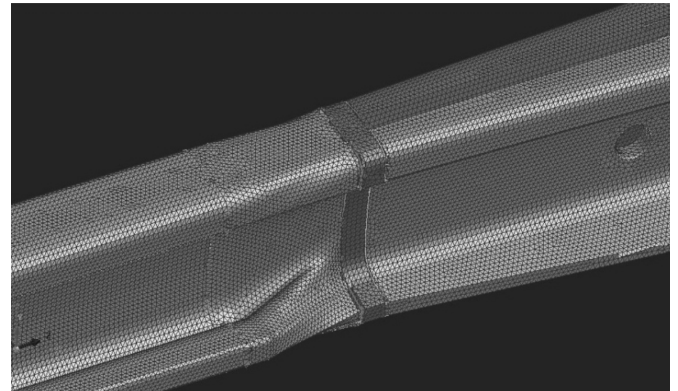


Рис. 1. Конечно-элементная модель сварной крестовины

Первоначально для сварного соединения были рассчитаны температурные поля (рис. 3), представляющие собой распределение температур в изделии в определенный момент времени. Весь процесс распространения теплоты в изделии разделяется на три стадии:

1 – теплонасыщение (рост температуры от источника нагрева);

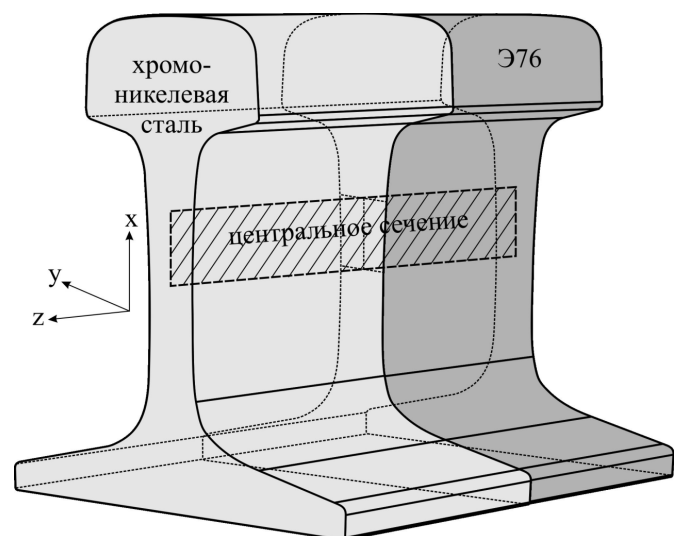


Рис. 2. Схема сечения для обработки данных

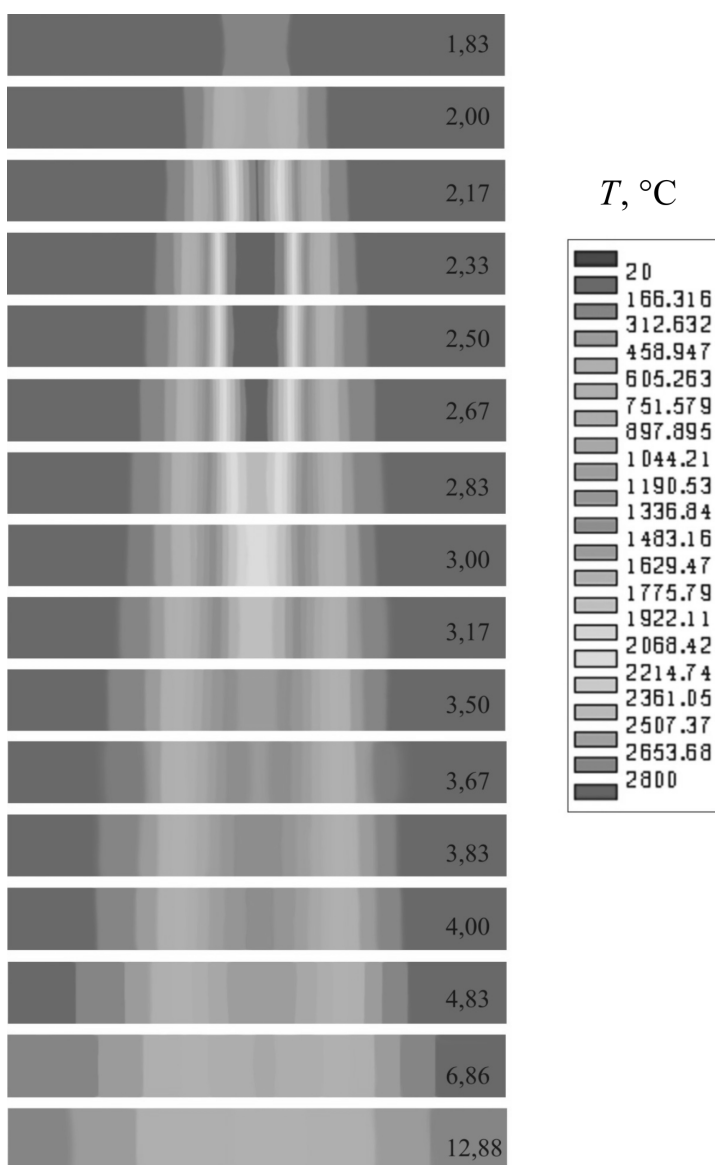


Рис. 3. Температурные поля в процессе контактной сварки в центральном сечении

2 – предельное состояние (установившееся температурное поле);

3 – выравнивание температуры после окончания сварки [8].

Расчет охлаждения проводили согласно экспоненциальному закону, в соответствии с которым поддерживается естественный градиент температур в процессе охлаждения. На основе расчетов температурных полей были построены кривые нагрева и охлаждения различных участков сварного соединения между разнородными сталями Э76 и 12Х18Н10Т (рис. 4). Анализ полученных данных показал, что наибольшая температура достигается через 2,5 с процесса сварки и составляет 2800 °С. Жидкая фаза присутствует в интервале 2,17...2,83 с в зоне непосредственного

контакта заготовок. Как видно из графиков, в переходной зоне также происходит повышение температуры за счет отвода тепла от зоны расплавления. Изменение температуры по мере удаления от зоны соприкосновения составляет от 1100 до 160 °С.

Моделирование процесса структурообразования (рис. 5) показало, что в зоне сварного шва возможно образование мартенситной, аустенитной и бейнитной структур. Присутствие мартенсита и аустенита по результатам моделирования согласуется с результатами проведенных структурных исследований (рис. 6).

Механическое перемешивание и диффузионные процессы на границе рельсовой и хромоникелевой сталей приводят к образованию областей, богатых углеродом и легирующими элементами. При скоростях охлаждения, характерных для контактной сварки, в этих областях образуются участки мартенсита и бейнита, что приводит к формированию неравновесного структурного состояния в переходной зоне сварного шва. Анализ результатов, полученных с использованием математического моделирования, показал, что при данных условиях сварки вдоль осей  $y$  и  $z$  возникают как растягивающие, так и сжимающие напряжения. Вдоль

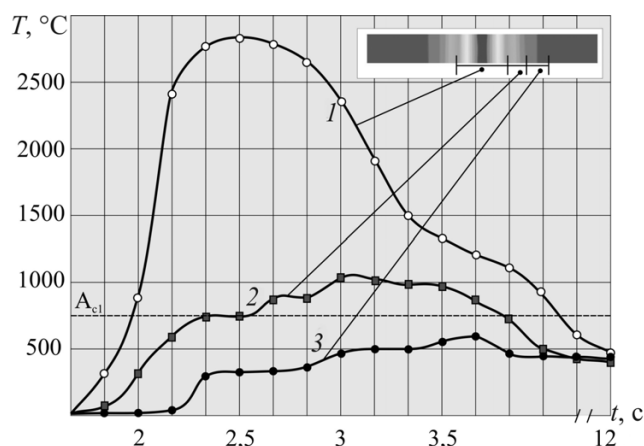


Рис. 4. Зависимость температуры различных участков сварного соединения разнородных сталей Э76 и 12Х18Н10Т от времени:

1 – зона непосредственного контакта заготовок;  
2 – переходная зона; 3 – основной металл



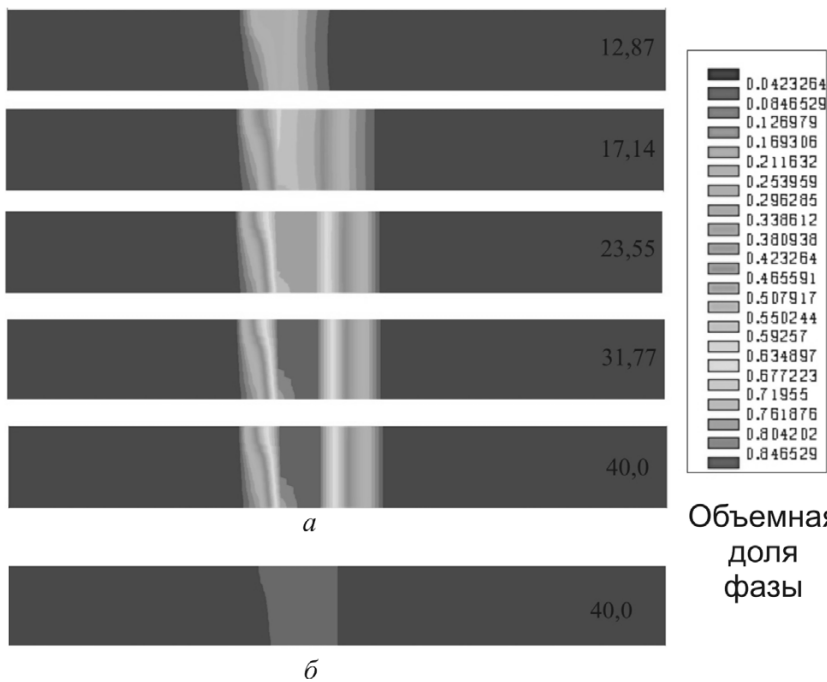


Рис. 5. Распределение бейнита (а) и мартенсита (б) в сварном шве

оси  $x$  зафиксированы только растягивающие напряжения.

Картина распределения напряжений в зоне сварного соединения, полученного методом стыковой контактной сварки, представлена на рис. 7. В поперечном направлении (рис. 7, а) максимальные растягивающие напряжения составляют 156 МПа, при этом уровень сжимающих напряжений достигает 364 МПа.

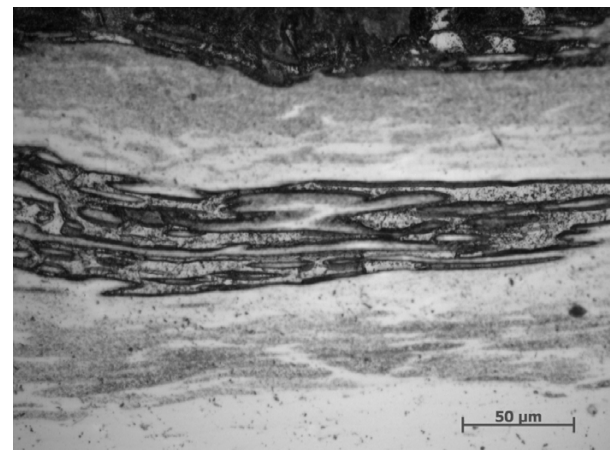
По оси  $z$  (рис. 7, б) максимальные сжимающие напряжения, составляющие 404 МПа, характерны для мартенситной области, а растягивающие напряжения до 455 МПа наблюдаются в зоне перехода от мартенситной структуры к аустенитной стали на том ее участке, где она подвергается нагреву, сопровождающемуся выделением карбидов. На достаточном удалении от сварного шва для хромоникелевой стали характерны уже сжимающие напряжения.

Результирующие напряжения представлены на рис. 7, г. Видно, что во всем объеме сварного шва возникают растягивающие напряжения, максимальный уровень которых достигает 293 МПа. Поскольку уровень услов-

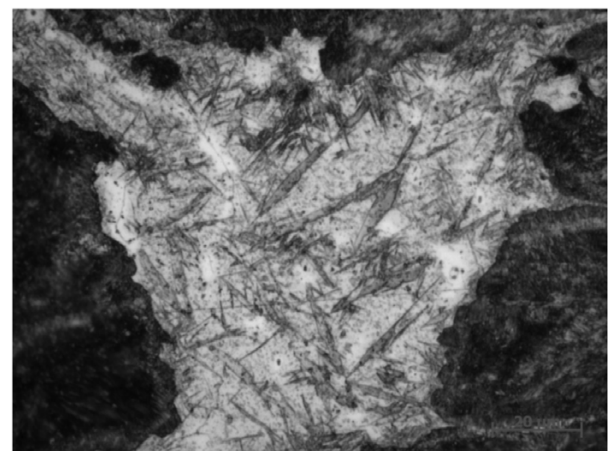
ного предела текучести для стали 12Х18Н10Т в закаленном состоянии составляет 196 МПа, на данном участке сварного шва возможно развитие микротрещин, что может значительно понизить трещиностойкость сварного соединения. При этом уровень остаточной деформации составляет 20 %, однако такая деформация наблюдается лишь в небольшом объеме.

Объемная  
доля  
фазы

Результаты математического моделирования, проведенного с использованием программного комплекса SYSWELD, а также учет давления в процессе сварки позволили с помощью программного комплекса ANSYS полу-



а



б

Рис. 6. Мартенситно-аустенитные структуры в переходной зоне сварного шва между углеродистой и хромоникелевой сталями

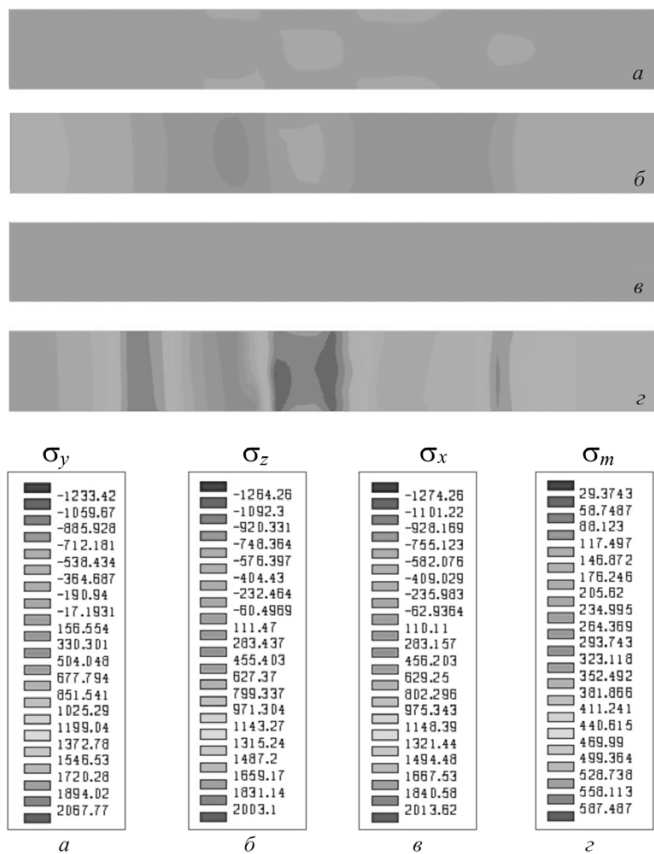


Рис. 7. Напряжения в сварном соединении по оси  $y$  ( $a$ ), по оси  $z$  ( $б$ ), по оси  $x$  ( $в$ ) и результирующие напряжения ( $г$ ), МПа

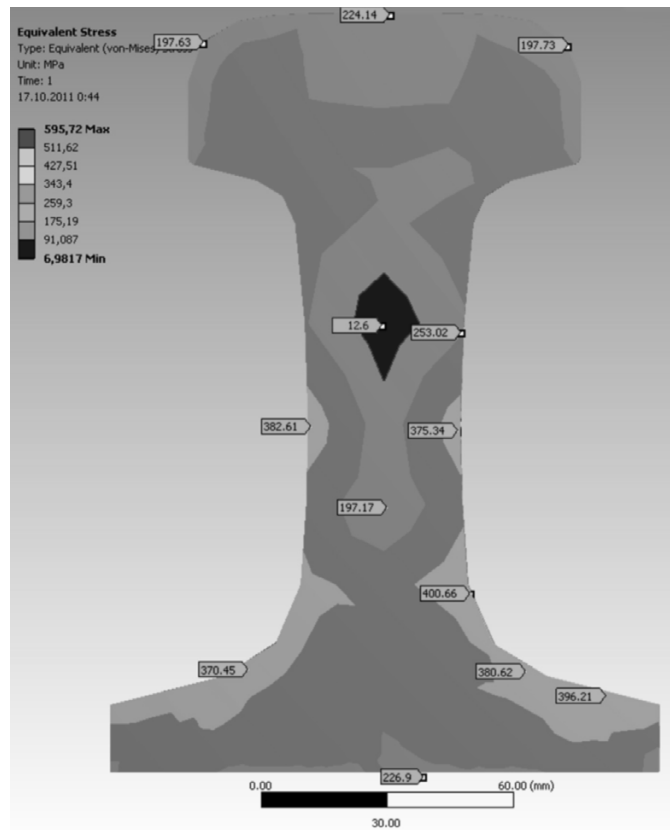


Рис. 8. Остаточные напряжения (МПа) по сечению сварного шва

чить распределение остаточных напряжений по сечению (рис. 8). Неоднородный характер распределения остаточных напряжений при достигнутом уровне градиента (9...41 МПа/мм) может являться причиной возникновения микротрещин. Полученные данные согласуются с результатами структурных исследований, которые показали, что наибольшее число трещин в области сварного шва между рельсовой и хромоникелевой сталями формируется в подошве и шейке рельса.

Многообразие структур переходной зоны сварных соединений между разнородными сталями, выполненных стыковой контактной сваркой, значительно усложняет исследования. Неоднородность структуры наблюдается даже в различных сечениях одного шва. Моделирование позволило наиболее полно оценить всю картину формирующихся структур и выявить области, наиболее склонные к образованию трещин.

Моделирование процесса структурообразования позволило установить, что в зоне сварного шва могут возникать объемы мартенсита, аустенита и бейнита, что было подтверждено результатами структурных исследований.

### Список литературы

1. *Биленко Г.* Моделирование процессов сварки при помощи продуктов ESI Group (SYSWELD, PAM-ASSEMBLY) / Г. Биленко // САПР и графика. – № 7. – 2010. – С. 58 – 60.
2. *Скиба В.Ю.* Обеспечение требуемого характера распределения остаточных напряжений при упрочнении высокоэнергетическим нагревом токами высокой частоты / В.Ю. Скиба // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – Новосибирск, 2007. – № 2 (35). – С. 25–27
3. *Кочергин К.А.* Контактная сварка / К.А. Кочергин. – Л. : Машиностроение, 1987. – 240 с.
4. *Никитин А.С.* Формирование структуры зоны соединения при контактной стыковой сварке оплавлением / А.С. Никитин, С.И. Кучук-Яценко // Автоматическая сварка. – 1996. – № 2. – С. 3 – 6.

5. *Чередничек В.Т.* Контактная стыковая электросварка / В.Т. Чередничек. – Киев: Техника, 1976. – 243 с.

6. *Bataev A.A.* The investigation of fracture processes of heterogeneous steels joined by the method of contact welding / A.A. Bataev, V.A. Bataev, A.A. Nikulina // The Third International Forum on Strategic Technologies Novosibirsk-Tomsk, Russia June 23–29. – 2008. – P. 75–76.

7. *Структурные* исследования сварных швов, полученных методом стыковой контактной сварки заготовок из разнородных сталей / А.А. Никулина, А.А. Батаев, А.И. Смирнов, В.Г. Буров // Обработка металлов. Технология. Оборудование. Инструменты. – 2010. – № 2 (47). – С. 24 – 28.

8. *Сварка* и свариваемые материалы: справочник в 3 т. Т. 1. Свариваемость материалов / под ред. Э.Л. Макарова. – М. : Металлургия, 1991. – 528 с.

### Simulation of structure formation during welding of heterogeneous steels

A.A. Nikulina, V.Yu. Skeebe, E.E. Kornienko, E.N. Mironov

The results of solution of contact welding of heterogeneous steels joints in three-dimensional statement are presented in the article. The welded joints of railway elements were studied. The rail steel, chrome-nickel stainless steel and Hadfield steel are used for producing these constructions. To simulate welded joints the finite element method is applied.

**Key words:** welding, heterogeneous steels, structure, finite element method.

# ТРЕЩИНОСТОЙКОСТЬ ВЫСОКОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ ПОСЛЕ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ\*

*Е.А. ДРОБЯЗ, канд. техн. наук, доцент,  
В.А. БАТАЕВ, доктор техн. наук, профессор,  
А.М. ТЕПЛЫХ, аспирант,  
(НГТУ, г. Новосибирск)*

Статья поступила 3 октября 2011 г.

**Дробяз Е.А.** – 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20,  
Новосибирский государственный технический университет,  
e-mail: ekaterina.drobjaz@ya.ru

Исследовано влияние высокоскоростного нагрева, реализуемого в процессе вневакуумной электронно-лучевой обработки, на показатели трещиностойкости углеродистых сталей. Установлено, что величина размаха коэффициента интенсивности напряжений, обеспечивающая скорость распространения усталостной трещины  $dl/dN = 10^{-7}$  м/цикл, для поверхностно упрочненной стали составляет  $\sim 16$  МПа  $\cdot$  м<sup>1/2</sup>. Поверхностный слой, имеющий мартенситную структуру интенсифицирует разрушение, а основной металл препятствует распространению усталостной трещины и соответственно выполняет функцию стабилизатора.

**Ключевые слова:** вневакуумная электронно-лучевая обработка, углеродистые стали, трещиностойкость

## Введение

Из большого количества методов упрочнения сталей, основанных на использовании процессов высокоэнергетического воздействия на поверхность материала, следует особо выделить закалку электронным лучом, выведенным в воздушную атмосферу. Этот процесс может быть эффективно реализован с использованием промышленного ускорителя электронов ЭЛВ-6 производства Института ядерной физики СО РАН. Высокая мощность ускорителя (до 100 кВт) в совокупности с устройством вывода электронов в воздушную атмосферу дает возможность с высокой производительностью обрабатывать длинномерные крупногабаритные изделия. Кроме того, использование вневакуумной электронно-лучевой обработки (ВЭЛО) в качестве упрочняющей технологии

позволяет существенно изменять структурно-фазовое состояние поверхностных слоев, в результате чего металлы и сплавы приобретают в локальных объемах механические свойства, недостижимые при традиционных методах обработки. Цель работы заключалась в выявлении влияния вневакуумной электронно-лучевой закалки на трещиностойкость высокоуглеродистой стали.

## Материал и методики исследования

В качестве объекта исследования использовали углеродистую сталь У8 (0,83 % С; 0,33 % Mn; 0,21 % Si; 0,02 % S; 0,025 % P). Электронно-лучевую закалку сталей осуществляли на промышленном ускорителе электронов ЭЛВ-6 в Институте ядерной физики

\* Работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009 – 2013 гг.

СО РАН по следующим режимам: ток пучка электронов  $I - 12$  мА; скорость перемещения образца относительно электронного пучка  $V - 70$  мм/с; расстояние от выпускного окна до образца  $H - 130$  мм; энергия пучка  $E - 1,4$  МэВ. Структурные исследования сталей проводили с использованием оптического микроскопа AxioObserver A1m и растрового электронного микроскопа Carl Zeiss EVO50. Параметры усталостного разрушения определяли путем построения и анализа кинетических диаграмм усталостного разрушения.

### Результаты и их обсуждение

Основными особенностями вневакуумной электронно-лучевой обработки являются высокие скорости нагрева и охлаждения материала. При встрече электронного луча с поверхностью металла в облучаемом объеме за короткое время выделяется столько тепловой энергии, что скорость локального нагрева может достигать сотен тысяч градусов в секунду. С другой стороны, локальность взаимодействия луча и металла означает, что после прохождения луча интенсивно нагретый участок оказывается в окружении холодного металла, который обеспечивает очень быстрое его охлаждение. Скорость охлаждения материала за счет теплоотвода составляет сотни тысяч градусов в секунду. Таким образом, закалка осуществляется в условиях охлаждения, во много раз превосходящего по скорости обычное, реализуемое в воде или в других закалочных средах. При этом нижележащие слои сохраняют исходную структуру.

Трещиностойкость металлических материалов в условиях циклического нагружения, является одним из важнейших показателей конструктивной прочности, определяющим долговечность изготовленных из них изделий. Кинетические диаграммы, соответствующие различным видам термической обработки, приведены на рис. 1.

Анализ экспериментальных результатов позволяет сделать вывод о том, что поверхностно упрочненные образцы являются более надежными по сравнению с образцами, подвергнутыми объемной закалке. Об этом свидетельствует тот факт, что кинетическая диаграмма, соответству-

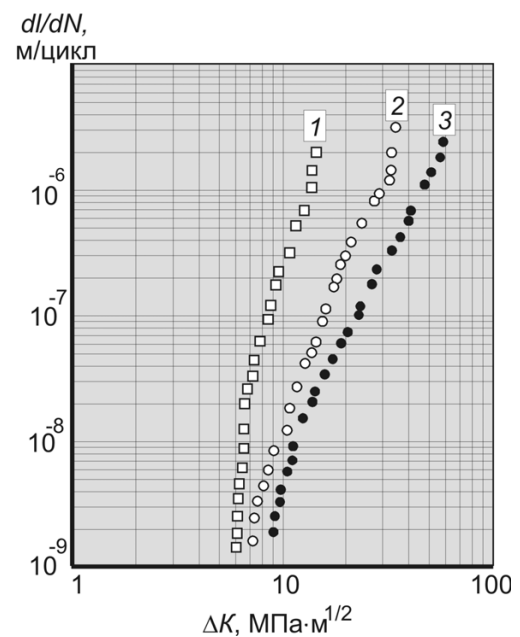


Рис. 1. Кинетические диаграммы усталостного разрушения стали У8:

- 1 – закалка в масле, отпуск при 200 °С;
- 2 – вневакуумная электронно-лучевая закалка;
- 3 – отжиг на грубопластинчатый перлит

ющая стали, упрочненной методом вневакуумной поверхностной электронно-лучевой закалки, занимает промежуточное место и располагается на указанном графике правее (и ниже), чем кривая, соответствующая объемно-упрочненной стали. Величина размаха коэффициента интенсивности напряжений, обеспечивающая скорость распространения усталостной трещины  $dl/dN = 10^{-7}$  м/цикл, для поверхностно упрочненной стали составляет  $\sim 16$  МПа·м<sup>1/2</sup>, для объемно закаленной стали  $\sim 8,5$  МПа·м<sup>1/2</sup>.

В то же время следует отметить, что по сравнению с образцами, подвергнутыми отжигу, поверхностно упрочненные образцы обладают более низким уровнем усталостной трещиностойкости. Объясняется этот факт тем, что поверхностный слой, имеющий мартенситную структуру, характеризуется по сравнению с основным металлом более высоким уровнем твердости и внутренних напряжений. Таким образом, поверхностный слой интенсифицирует разрушение, а основной металл препятствует распространению усталостной трещины и соответственно выполняет функцию стабилизатора.



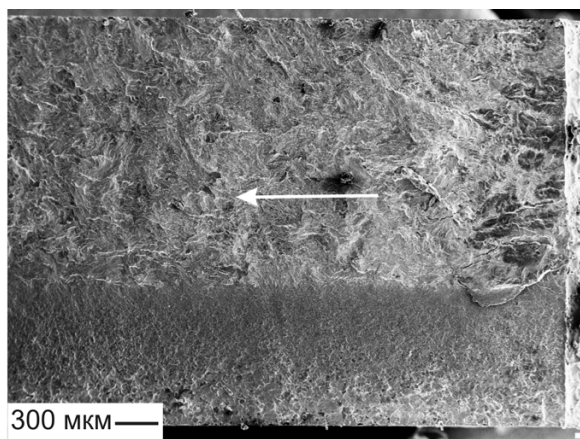


Рис. 2. Усталостное разрушение упрочненной стали У8

Панорамный снимок поверхности разрушения образца, упрочненного методом вневакуумной электронно-лучевой заковки, приведен на рис. 2. При малых увеличениях поверхность усталостного разрушения зоны, упрочненной электронным лучом, имеет однородное строение без каких-либо заметных особенностей. Однако в действительности характер поверхности разрушения напрямую связан со структурой материала. Об этом свидетельствует фрактограмма, представленная на рис. 3. Отчетливо видно, что усталостная трещина продвигалась преимущественно по межзеренным границам. Следует отметить, что распространение магистральной усталостной трещины сопровождается образованием в некоторых местах трещин – сателлитов, направленных под некоторым углом к поверхности разрушения (рис. 3). Продвигаются эти трещины в глубину

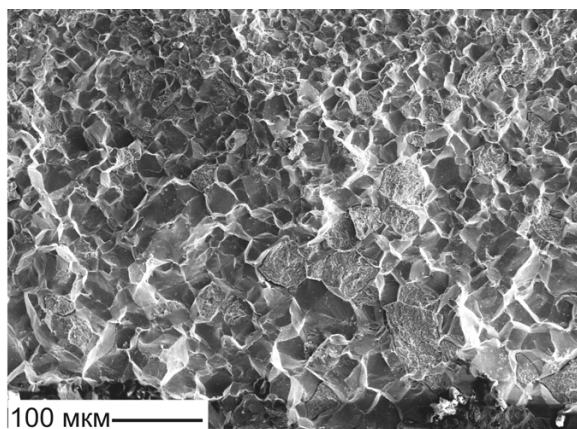


Рис. 3. Фрактограмма усталостного разрушения поверхностного слоя стали У8, обработанной электронным лучом, выведенным в атмосферу

материала по границам бывших аустенитных зерен.

Причины отмеченного явления обусловлены влиянием двух факторов. Один из них связан с перегревом стали в процессе электронно-лучевой обработки, а второй – с отсутствием отпуска высокопрочного мартенсита. Таким образом, фрактографические исследования свидетельствуют о необходимости контроля температуры нагрева поверхностного слоя и недопущения перегрева материала (несмотря на кратковременность процесса), а также о необходимости снятия внутренних напряжений в закаленном слое путем проведения последующего отпуска.

Результаты проведенных исследований свидетельствуют о том, что отпуск закаленного слоя может быть эффективно реализован в результате дополнительного кратковременного нагрева материала путем повторной его обработки электронным лучом. Кинетическая диаграмма усталостного разрушения, соответствующая электронно-лучевой заковке и последующему отпуску стали У8, приведена на рис. 4. Отпуск поверхностного слоя осуществ-

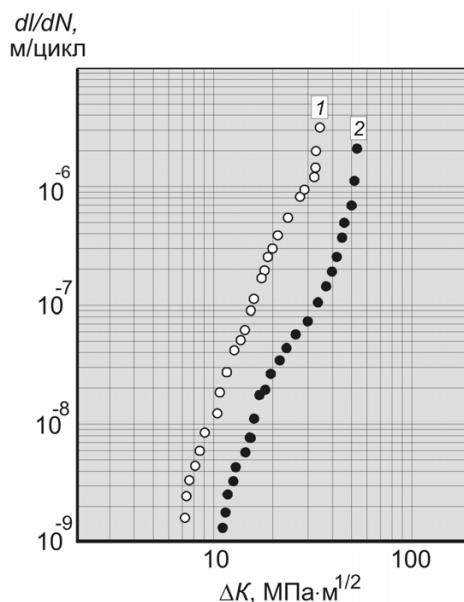


Рис. 4. Влияние отпуска на усталостную трещиностойкость стали У8, упрочненной методом вневакуумной электронно-лучевой заковки:

1 – сталь У8, вневакуумная электронно-лучевая заковка; 2 – обработка по режиму 1 с дополнительным отпуском, путем повторной обработки

влялся по режиму:  $E = 1,4$  МэВ,  $I = 4$  мА,  $H = 130$  мм,  $V = 70$  мм/с.

Сравнение диаграмм, соответствующих режимам поверхностной закалки без отпуска (кривая 1) и с отпуском (кривая 2), позволяет сделать вывод об эффективности последнего. Скорость распространения усталостной трещины в упрочненной и отпущенной стали ниже, чем в упрочненной без последующего отпуска (кривая 2 располагается правее, чем кривая 1). Объяснение отмеченного факта может быть связано со снятием в процессе отпуска стали внутренних напряжений в предварительно закаленном слое. Проведенные фрактографические исследования подтверждают отмеченное предположение. Продвижение магистральной трещины в отпущенной стали преимущественно носит транскристаллитный характер. Доля излома, соответствующая межзеренному разрушению, существенно уменьшилась. Такое изменение благоприятно отражается на увеличении энергоемкости процесса усталостного разрушения исследуемой стали, что в итоге способствует уменьшению скорости распространения усталостной трещины.

### Выводы

По результатам проведенных исследований можно сделать следующие выводы.

1. Вневакуумная электронно-лучевая поверхностная закалка представляет собой эффектив-

ную технологию упрочнения сталей, которая обеспечивает высокий уровень циклической трещиностойкости.

2. Усталостное нагружение поверхностно упрочненных неотпущенных сталей сопровождается интеркристаллитным разрушением, несмотря на малый размер бывших аустенитных зерен. Повышению усталостной трещиностойкости высокоуглеродистых сталей способствует дополнительный нагрев закаленного слоя путем повторного прохода электронным лучом.

### Список литературы

1. *О поверхностной закалке стали концентрированным электронным пучком в атмосфере*: Препринт № 88-73 / А.Ф. Вайсман, С.Б. Вассерман, М.Г. Голковский, В.Д. Кедо, Р.А. Салимов. – Новосибирск, 1988. – 32 с.

2. *Тушинский Л.И.* Влияние высокоскоростного нагрева на однородность структуры поверхностных слоев углеродистых сталей / Л.И. Тушинский, Е.А. Батаева // *Обработка металлов*. – 2005. – № 4 (29). – С. 29–31.

3. *Шипко А.А.* Упрочнение сталей и сплавов с использованием электронно-лучевого нагрева / А.А. Шипко. – Минск: Наука и техника, 1995. – 280 с.

4. *Особенности разрушения поверхностного слоя стали, перегретого электронным лучом* / Е.А. Батаева, В.Г. Буров, В.А. Батаев // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. – 2006. – № 12. – С. 60.

## Crack growth resistance of high carbon steel after high-speed heat treatment

*E.A. Drobyaz, V.A. Bataev, A.M. Teplykh*

The effect of high heat by atmospheric electron-beam treatment on the rates of fracture toughness of carbon steels. Found that the magnitude of the stress intensity factor amplitude, providing speed of propagation of fatigue cracks  $dl / dN = 10^{-7}$  m / cycle for surface hardening of steel is  $\sim 16 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ . The surface layer has a martensitic structure intensifies the destruction, and the base metal prevents the spread of fatigue cracks and consequently acts as a stabilizer.

**Key words:** atmospheric electron beam treatment, carbon steels, crack growth resistance

# МАТЕРИАЛЫ ВСЕРОССИЙСКОЙ МОЛОДЕЖНОЙ КОНФЕРЕНЦИИ «МАШИНОСТРОЕНИЕ – ТРАДИЦИИ И ИННОВАЦИИ»

30 августа – 1 сентября 2011, г. Юрга

**Всероссийская молодежная конференция  
«Машиностроение – традиции и инновации»  
в Юргинском технологическом институте Национального  
исследовательского Томского политехнического университета**

*Д.А. Чинахов, А.Б. Ефременков*

Юргинский технологический институт (ЮТИ) – филиал Национального исследовательского Томского политехнического университета – ежегодно проводит международные и всероссийские конференции. Особенным для ЮТИ стал 2011 год. С 30 августа по 1 сентября впервые в Юрге прошла Всероссийская молодежная конференция «Машиностроение – традиции и инновации» при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации, осуществляемой в рамках федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России».

Столь высокий статус и престиж конференции позволил собрать в стенах ЮТИ ТПУ представителей различных предприятий, организаций и органов власти. Программный комитет конференции состоял из профессоров и



ведущих специалистов известных университетов и научных центров, а также представителей малого и среднего бизнеса. Куратор конференции – член-корреспондент Российской академии наук, Почетный гражданин Кузбасса Г.И. Грицко.

Свои доклады представили молодые учёные из академических институтов, вузов и предприятий России и стран СНГ – Белоруссии, Казахстана, Украины. Активное участие приняли Томский политехнический университет, ООО «Юргинский машзавод», Сибирское отделение РАН (Новосибирск), «Кузбасский технопарк» (Кемерово), Институт физики прочности и материаловедения СО РАН (Томск), Институт угля СО РАН (Кемерово), ООО «УК «Неотранс» (Кемерово), Новосибирский ГТУ, Кузбасский ГТУ (Кемерово), Восточно-Казахстанский ГУ (Усть-Каменогорск, Казахстан).







Заседания секций конференции проводились по направлениям «Ресурсоэффективные технологии и техника обработки материалов в машиностроении», «Сварка и контроль качества в производственной сфере», «Перспективные направления развития металлургии и материаловедения», «Подготовка и переподготовка специалистов машиностроительного направления». В рамках конференции также был проведен круглый стол «Актуальные вопросы угольного машиностроения».

Организационный комитет и председатели секций отметили широкую географию и большое число участников конференции, высокое качество представленных докладов, разнообразие тематик научных исследований, активность студентов в обсуждении заявленных докладов.

В конференциях, проводимых в Юргинском технологическом институте ТПУ, ежегодно принимает участие более 800 профессоров, доцентов, аспирантов, студентов и школьников старших классов. Тесное сотрудничество профессорско-преподавательского состава со студентами во время работы конференций способствует развитию стремлений студентов к научно-исследовательской работе.

Институт готовит кадры, осуществляет совместные проекты и использует базу Юргинского машзавода, имеет международные научные и образовательные контакты с вузами Казахстана, Германии, Китая, Белоруссии, Украины, Узбекистана, Польши и является участником проекта культурного погружения, осуществляемого совместно со Школой образования Университета штата Индиана и Фондом международного образования (Висконсин, США).

Юргинский технологический институт ТПУ осуществляет разработку совместных проектов с подразделениями Российской академии наук. Многолетнее сотрудничество ЮТИ ТПУ с Кемеровским научным центром СО РАН, Институтом угля СО РАН и ИФПМ СО РАН позволяет воплощать различные научные идеи в жизнь. Одна из основных идей – «Создание центра машиноведения» на базе ЮТИ ТПУ при активной поддержке члена-корреспондента Российской академии наук, доктора технических наук, профессора Г.И. Грицко – стала обретать свои материальные формы.

В ЮТИ ТПУ интенсивно развивается инновационная деятельность. Созданный в 2007 году Бизнес-инкубатор «Юрга–Технологии–Инновации» тесно сотрудничает с предпринимателями города и региона в комплексных инновационных проектах и программах города и области. При содействии Администрации г. Юрги Юргинским технологическим институтом ТПУ создан и начал свою деятельность Городской инновационный центр «Юрга–Технологии – Инновации».

Совместная работа Института с академической наукой, производством и бизнесом обеспечивает устойчивую динамику его развития.



УДК 621.793.18

# ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ЭЛЕКТРОННО-ПУЧКОВОЙ ОБРАБОТКИ НА ПОВЕРХНОСТЬ СТАЛИ 45 ПОСЛЕ ЭЛЕКТРОВЗРЫВНОГО БОРОМЕДНЕНИЯ\*

*Е. С. ВАЩУК, аспирантка,  
Е. А. БУДОВСКИХ, доктор техн. наук, доцент,  
(СибГИУ, г. Новокузнецк),  
А.М. ТЕПЛЫХ, аспирант,  
(НГТУ, г. Новосибирск),  
В. Е. ГРОМОВ, доктор физ.-мат. наук, профессор  
(СибГИУ, г. Новокузнецк),  
Ю. Ф. ИВАНОВ, доктор физ.-мат. наук, вед. науч. сотр.  
(ИСЭ СО РАН, г. Томск),*

Статья поступила 19 сентября 2011 года

**Ващук Е.С.** – 654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42,  
Сибирский государственный индустриальный университет,  
e-mail: [vaschuk@bk.ru](mailto:vaschuk@bk.ru), [budovskih\\_ea@physics.sibsiu.ru](mailto:budovskih_ea@physics.sibsiu.ru)

Методами измерения износостойкости, рентгеноструктурного анализа, световой и сканирующей электронной микроскопии изучены особенности поверхности стали 45 после комбинированной обработки, включающей электровзрывное боромеднение и последующую импульсно-периодическую электронно-пучковую обработку в различных режимах. Показано, что обработка приводит к формированию слоистой структуры поверхностных слоев зоны упрочнения и увеличению износостойкости поверхностных слоев до двух раз.

**Ключевые слова:** электровзрывное легирование, электронно-пучковая обработка, упрочнение поверхности, боромеднение, дендритная структура.

Необходимость повышения параметров конструкционной прочности металлов и сплавов стимулирует разработки в области новых методов упрочнения поверхности, обладающих технологическими и экономическими преимуществами по сравнению с традиционной термической и химико-термической обработкой. В качестве теплового источника они используют концентрированные потоки энергии, такие как лазерное излучение, электронные и ионные пучки, плазменные потоки и струи. К ним относится и электровзрывное легирование (ЭВЛ), суть которого состоит в изменении структурно-

фазовых состояний поверхностных слоёв металлов и сплавов с целью повышения их свойств путём оплавления и насыщения поверхности продуктами электрического взрыва проводников с последующей самозакалкой. Имеющиеся данные показывают [1], что ЭВЛ позволяет повышать такие свойства поверхности обрабатываемых материалов, как микротвердость, износ- и жаростойкость.

В ряде случаев сдерживающим фактором для практического использования ЭВЛ является формирование на поверхности высокоразвитого рельефа и незавершенность структурно-фазовых

\* Работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009 – 2013 гг. (Гос. контракты № 14.740.11.0693, 14.740.12.0858) и грантом РФФИ



превращений в зоне легирования. Возможности ЭВЛ могут быть усилены путем последующей электронно-пучковой обработки (ЭПО). Изучены особенности ЭПО поверхности стали 45 после электровзрывного алитирования [2], алитирования с карбидом кремния [3], технически чистого титана ВТ1-0 после алитирования и бороалитирования [4]. В работах [5, 6] изучено влияние ЭПО на поверхность стали 45 после электровзрывного меднения. Показано, что ЭПО приводит к выглаживанию поверхности обработки и увеличению ее микротвердости. Представляет интерес провести исследование влияния ЭПО на поверхность стали 45 после электровзрывного боромеднения, приводящего к образованию в зоне легирования мелкодисперсных боридов и повышению ее микротвердости до 1250...1300 *HV* [7], что и явилось целью настоящей работы.

Обработке подвергали сталь 45 в отожженном состоянии. Образцы имели форму цилиндрических шайб диаметром 20 и высотой 5 мм.

Технологические особенности ЭВЛ рассмотрены в работе [1]. ЭВЛ проводили в режиме, который обеспечивал поглощаемую плотность мощности  $q_p = 8,6 \text{ ГВт/м}^2$ , достаточную для оплавления и легирования поверхности без выплеска расплава. Взрываема медная фольга имела толщину 20 мкм и массу 35 мг. В области взрыва размещали навеску порошка аморфного бора массой 20 мг. При этом отношение атомных концентраций бора и меди в струе составляло 3,5.

Последующую ЭПО поверхности осуществляли на установке «Соло» (Институт сильноточной электроники СО РАН) при следующих основных параметрах облучения: поглощаемая плотность мощности пучка электронов  $q_e = 2,0, 2,5$  и  $3,0 \text{ ГВт/м}^2$ ; длительность импульсов  $\tau = 100$  и  $200 \text{ мкс}$ ; частота их следования  $f = 0,3 \text{ Гц}$ ; число импульсов  $N = 5$  и  $10$ . Обработку осуществляли при давлении рабочего газа аргона в вакуумной камере  $0,02 \text{ Па}$ .

Структуру поверхности после ЭПО изучали с помощью светового микроскопа OLYMPUS GX-51, сканирующего электронного микроскопа Carl Zeiss EVO50. Рентгеноструктурный анализ выполняли на дифрактометре ARL X'TRA в медном  $K_\alpha$ -излучении.

Оценку увеличения износостойкости образцов после обработки проводили с использо-

ванием простого способа экспресс-испытаний на износ истиранием в условиях сухого трения скольжения без смазки. К образцу под постоянной нагрузкой  $0,8 \text{ Н}$  прикладывали вращающийся со скоростью 2 об/с шарик из закаленной стали ШХ15 диаметром 14 мм, который вытирал на нем лунку. Испытания периодически приостанавливали и измеряли диаметр  $d$  лунки под оптическим микроскопом МБС-9. Испытания прекращали, когда зависимости диаметра лунки от числа оборотов выходили на насыщение. Увеличение износостойкости оценивали по отношению диаметров лунок.

Сканирующая электронная микроскопия показала, что ЭВЛ приводит к формированию тонкого слоя покрытия, образованного частицами капельной фракции продуктов взрыва фольги и их взаимодействия с порошком бора, что обуславливает высокую шероховатость поверхности. Последующая ЭПО сопровождается плавлением поверхности, объединением покрытия с зоной легирования и выглаживанием рельефа. С увеличением  $q_e$  снижается количество и размеры остатков капельной фракции. При этом на поверхности облучения наблюдается формирование сетки микротрещин с характерным размером фрагментов от 100 до 200 мкм (рис. 1 а, б). Трещины преимущественно образуются вдоль границ зерен. Средний размер фрагментов не зависит от  $q_e$ , однако растет с увеличением количества импульсов ЭПО. При этом увеличивается величина раскрытия микротрещин и их глубина. Образование микротрещин, обусловленное действием термических напряжений в условиях импульсного характера ЭПО, наблюдалось и на поверхности электровзрывного меднения стали 45 в работе [3]. Одной из возможностей, предотвращающих образование микротрещин, является обработка поверхности в условиях ее предварительного нагрева [8].

ЭПО, как и в работах [2, 3], приводит к формированию на поверхности структуры дендритной и ячеистой кристаллизации (рис. 2). При  $q_e = 2,0$  и  $2,5 \text{ ГВт/м}^2$  и  $\tau = 100$  и  $200 \text{ мкс}$  количество зерен с дендритной кристаллизацией заметно больше, чем с ячеистой, а при  $q_e = 3,0 \text{ ГВт/м}^2$  формируется только структура дендритной кристаллизации. С ростом  $q_e$  и  $\tau$  среднее расстояние  $\lambda_1$  между ячейка-

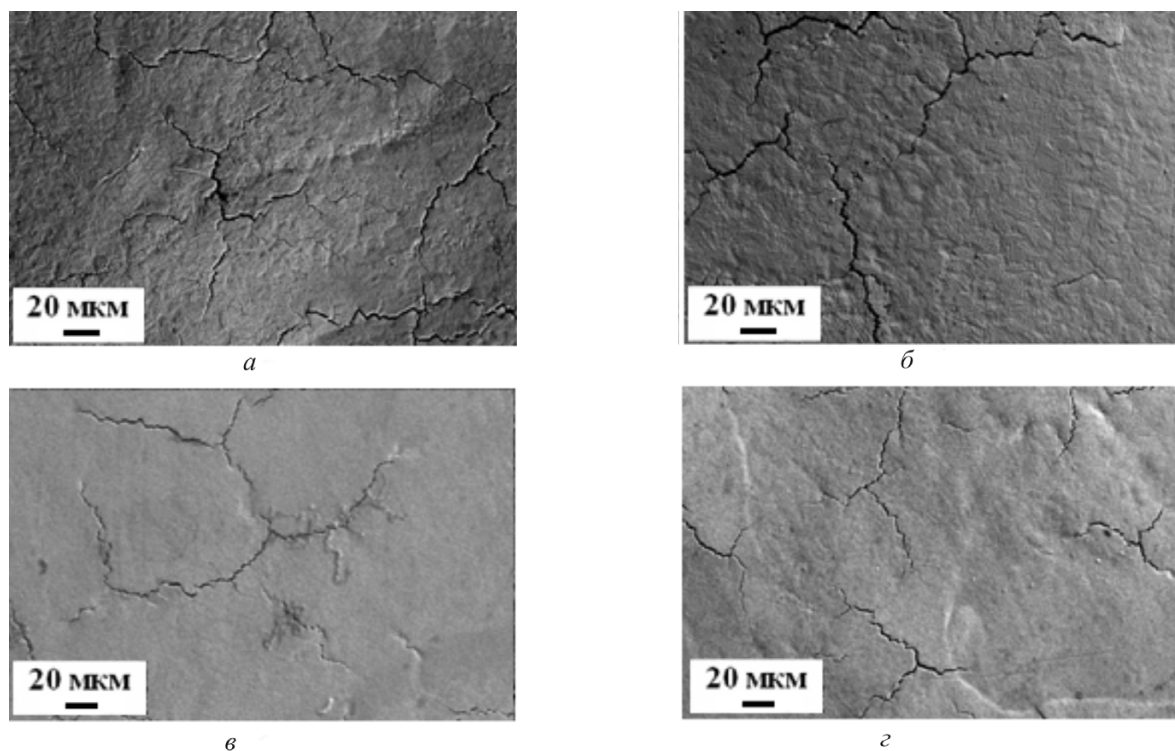


Рис. 1. Структура поверхности после электронно-пучковой обработки в различных режимах:

$a - q_e = 2,5 \text{ ГВт/м}^2, \tau = 200 \text{ мкс}, N = 5 \text{ имп.}; б - q_e = 2,5 \text{ ГВт/м}^2, \tau = 200 \text{ мкс}, N = 10 \text{ имп.}; в - } q_e = 2,5 \text{ ГВт/м}^2, \tau = 100 \text{ мкс}, N = 5 \text{ имп.}; г - } q_e = 3,0 \text{ ГВт/м}^2, \tau = 100 \text{ мкс}, N = 5 \text{ имп.}$

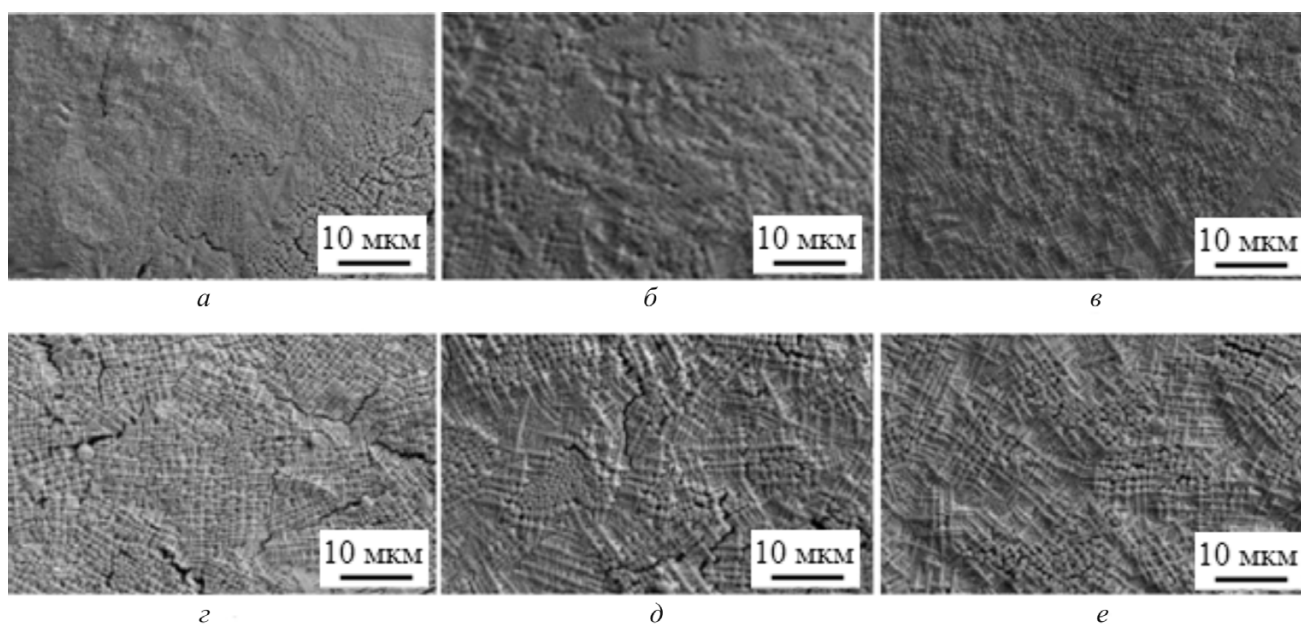


Рис. 2. Структура поверхности после электронно-пучковой обработки при  $q_e = 2,0$  (а),  $2,5$  (б) и  $3,0$  (в)  $\text{ГВт/м}^2$ ,  $N = 10$  имп.,  $\tau = 100$  (а–в) и  $200$  мкс (г–е) (сканирующая электронная микроскопия)

ми и осями первого порядка дендритов и средний диаметр зерен  $D$  увеличиваются в 1,5–2,0 раза (рис. 3). При  $q_e = 2,0, 2,5$  и  $3,0 \text{ ГВт/м}^2$  и  $\tau = 100$  мкс значения  $\lambda_1$  составляют 0,51, 0,66 и 1,00 мкм, а  $D - 5,8, 9,0$  и 10,7 мкм соответственно. При тех же  $q_e$  и  $\tau = 200$  мкс значения  $\lambda_1$  увеличиваются до 0,84, 1,18 и 1,50 мкм, а  $D -$  до 10,5, 12,8 и 13,5 мкм

соответственно. С учетом ошибок измерений можно говорить о линейном характере этих зависимостей. Особенностью дендритов является то, что они имеют только слабо выраженные оси второго порядка, которые соприкасаются друг с другом.

По границам зерен наблюдается образование микротрещин, что может свидетель-

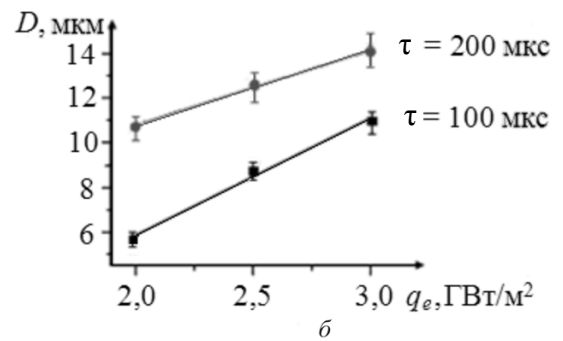
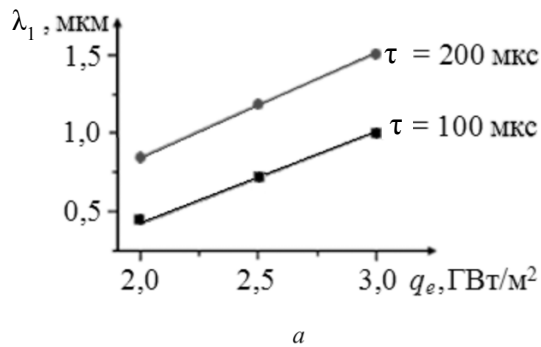


Рис. 3. Зависимости средних значений междендритного расстояния  $\lambda_1$  (а) и диаметра зерен  $D$  (б) в поверхностном слое от поглощаемой плотности мощности

становать о том, что они обогащены хрупкими боридами и карборидами железа [7, 9]. В частности, рентгеноструктурный анализ поверхности после комбинированной обработки показал образование метастабильной фазы  $\text{Fe}_{23}(\text{C}, \text{B})_6$ , содержание которой увеличивается с ростом поглощаемой плотности мощности и уменьшается при увеличении длительности импульсов (рис. 4). При  $N = 5$  имп и  $\tau = 100$  мкс с увеличением  $q_e$  от 2,5 до 3,0 ГВт/м<sup>2</sup>

наблюдается увеличение количества пиков этой фазы, при  $\tau = 200$  мкс и  $q_e = 2,5$  ГВт/м<sup>2</sup> пики фазы  $\text{Fe}_{23}(\text{C}, \text{B})_6$  отсутствуют, а при  $q_e = 3,0$  ГВт/м<sup>2</sup> – наблюдаются.

После ЭПО при  $\tau = 100$  мкс средняя толщина зоны переплавления составляет 20 мкм (рис. 5). Изломы имеют слоистое строение, в котором можно выделить несколько слоев. Тонкий приповерхностный слой с мелкозернистой структурой имеет толщину около 3 мкм, толщина промежуточного

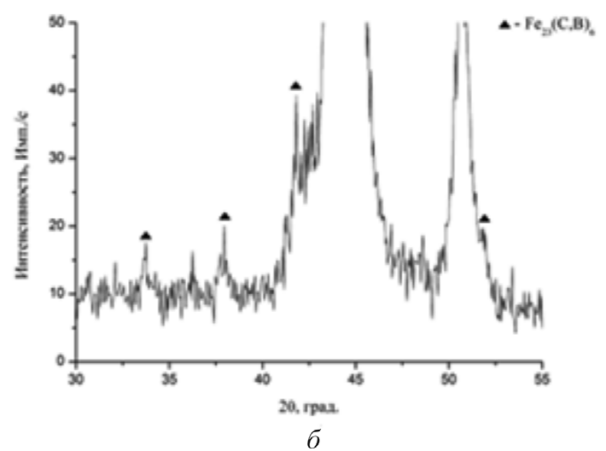
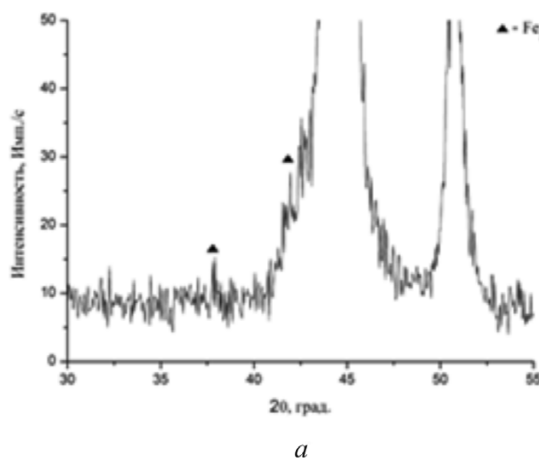


Рис. 4. Фрагменты дифрактограмм после электронно-пучковой обработки при  $q_e = 2,5$  (а) и 3,0 (б) ГВт/м<sup>2</sup>,  $N = 5$  имп.,  $\tau = 100$  мкс.

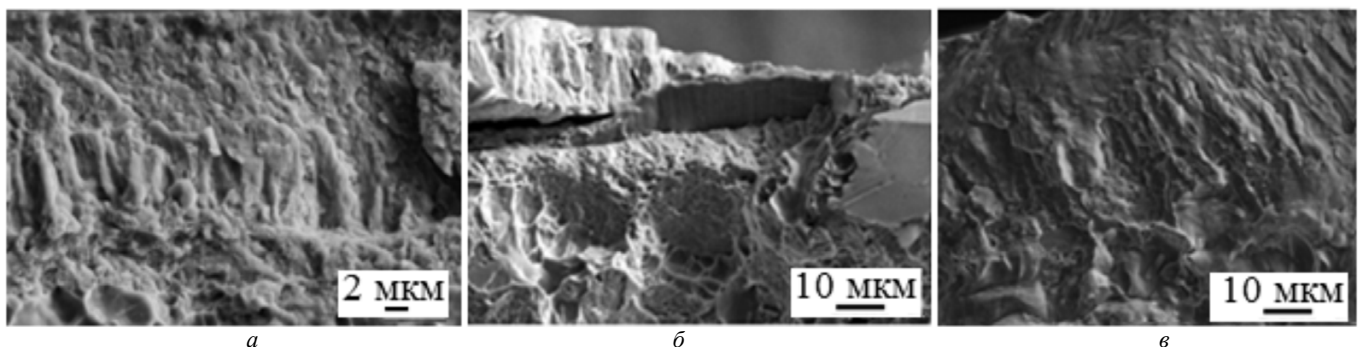


Рис. 5. Структура поверхности излома после электронно-пучковой обработки: а, б –  $q_e = 2,5$  ГВт/м<sup>2</sup>,  $\tau = 100$  мкс,  $N = 10$  имп.; в –  $q_e = 3,0$  ГВт/м<sup>2</sup>,  $\tau = 200$  мкс,  $N = 10$  имп. (сканирующая электронная микроскопия)



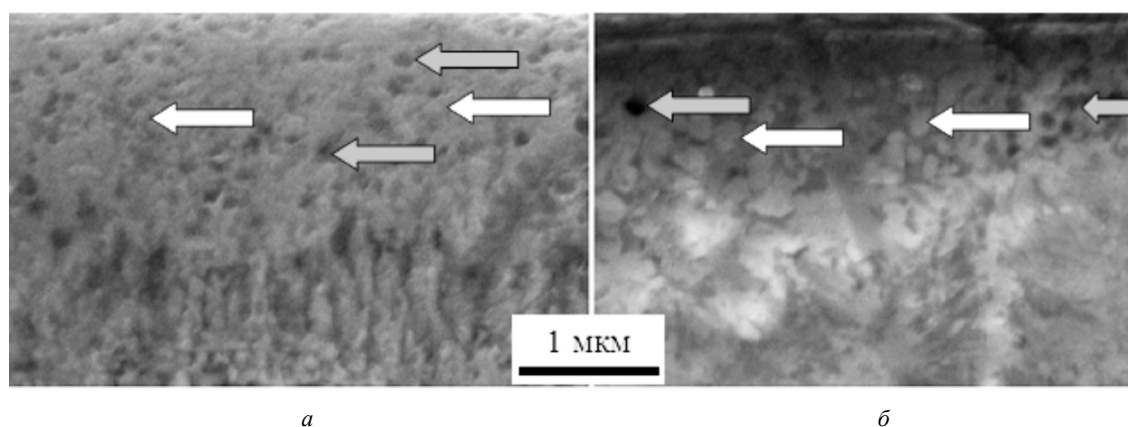


Рис. 6. Структура тонкого приповерхностного слоя после электронно-пучковой обработки при  $q_e = 2,0 \text{ ГВт/м}^2$ ,  $N = 10$  имп. и  $\tau = 100$  (а) и 200 (б) мкс; светлые стрелки указывают на бориды, темные – на микропоры (сканирующая электронная микроскопия)

слоя с размером зерен 0,5 составляет 1,5...7 мкм. Приграничный слой толщиной 10 мкм имеет рыхлое строение, которое характерно для хрупкого разрушения. Под ним располагается слой зоны термического влияния толщиной 6 мкм с вязким изломом, ямки которого меньше, чем в основе. В некоторых местах (рис. 5, б) зона упрочнения отслаивается от основы, что указывает на высокий уровень термических напряжений, действующих на границе раздела после обработки. После ЭПО при  $\tau = 200$  мкс также наблюдается слоистое строение излома (рис. 5, в). Приповерхностный слой толщиной 6 мкм и промежуточный слой толщиной 10 мкм имеют мелкозернистую структуру, приграничный слой толщиной 20 мкм разрушается по механизму рыхлого излома. Зона термического влияния толщиной 5 мкм имеет вязкий

излом. Отслоения модифицированных слоев от основы не наблюдается.

Сканирующая электронная микроскопия поперечных шлифов показала, что тонкий приповерхностный слой включает в себя частицы глобулярной формы (рис. 6). Средний размер глобул составляет 200 нм при  $\tau = 100$  мкс и 260 нм при  $\tau = 200$  мкс. В слое также наблюдаются микропоры, происхождение которых может быть связано с выкрашиванием этих частиц. Микротвердость этого слоя составляет 1000...1200  $HV$  [10]. Согласно данным, представленным в монографии [11], можно считать, что глобулярные частицы являются боридами железа.

Световая микроскопия поперечных шлифов после химического травления показала (рис. 7),

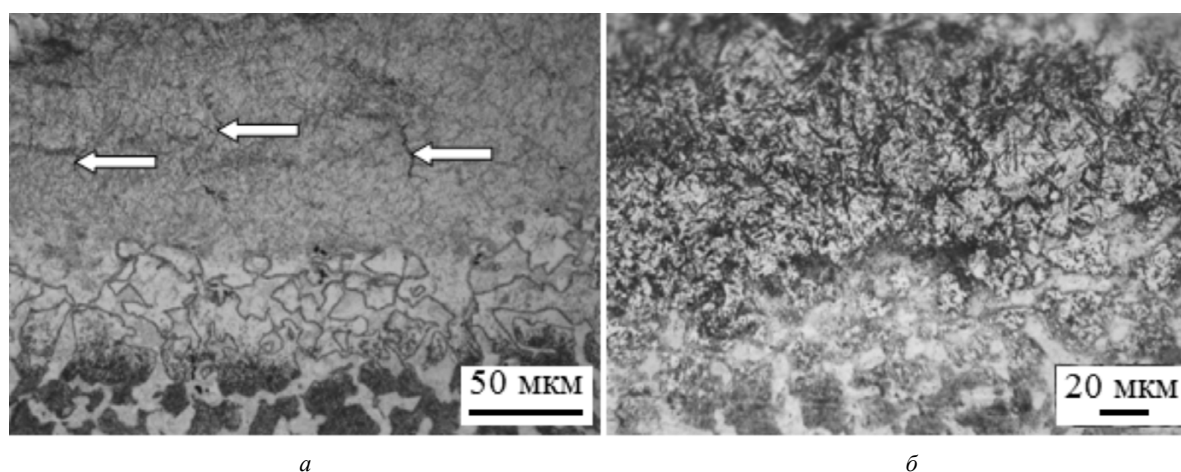


Рис. 7. Структура поверхностных слоев, выявляемая световой микроскопией косых шлифов после электронно-пучковой обработки при  $N = 10$  имп.:

а –  $q_e = 2,0 \text{ ГВт/м}^2$ ,  $\tau = 100$  мкс (стрелки указывают на микротрещины); б –  $q_e = 2,5 \text{ ГВт/м}^2$ ,  $\tau = 200$  мкс

что промежуточный слой имеет зеренную структуру. В нем наблюдаются отдельные микротрещины, располагающиеся по границам зерен. Это может свидетельствовать об ослаблении границ зерен выделениями боридов, которые обнаруживаются в зоне легирования при рентгеноструктурном анализе. При этом отдельные включения структурно-свободного бора, которые наблюдаются в зоне легирования сразу после ЭВЛ [10], после ЭПО отсутствуют, что свидетельствует о его растворении. В зоне термического влияния в местах бывших колоний перлита, где произошел распад цементитных пластин, наблюдается образование пакетного и пластинчатого мартенсита.

Испытания на износостойкость поверхностных слоев после комбинированной обработки (рис. 8) показали, что при  $\tau = 100$  мкс и  $N = 10$  имп.,  $q_e = 2,0$  ГВт/м<sup>2</sup>, их износостойкость увеличивается по сравнению с основой при  $q_e = 2,0$  в 1,7 раза, а при 2,5 и 3,0 ГВт/м<sup>2</sup> – в 2 раза. При  $\tau = 200$  мкс износостойкость поверхности при  $q_e = 2,0, 2,5$  и 3,0 ГВт/м<sup>2</sup> увеличивается в 1,7, 1,5 и 1,8 раз соответственно, что несколько меньше, чем при  $\tau = 100$  мкс. При  $\tau = 200$  мкс наблюдается также увеличение размеров частиц продуктов разрушения, образующихся при истирании поверхности, по сравнению с тем, когда  $\tau = 100$  мкс

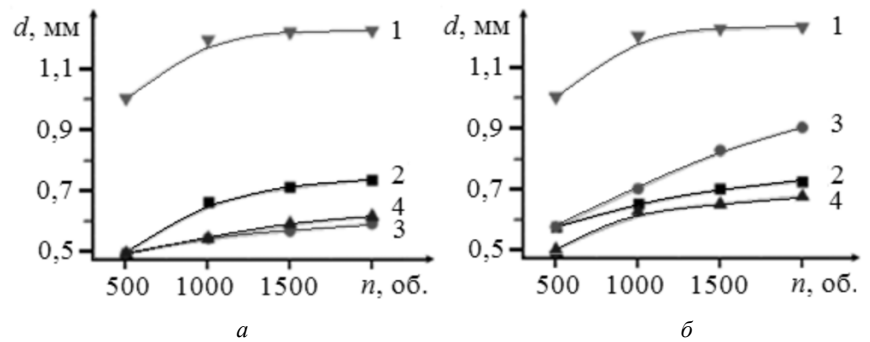


Рис. 8. Зависимости диаметра лунок износа от числа оборотов шарика после электронно-пучковой обработки при  $\tau = 100$  (а) и 200 (б) мкс,  $N = 10$  имп. и  $q_e = 2,0$  (2), 2,5 (3) и 3,0 (4) ГВт/м<sup>2</sup>, 1 – поверхность без обработки

(рис. 9). Это коррелирует с увеличением параметров структуры дендритной кристаллизации (см. рис. 2). Сопоставляя эти результаты с данными по микротвердости поверхности легирования после ЭПО [10], можно отметить их прямую корреляцию: чем выше микротвердость, тем выше и износостойкость.

Таким образом, импульсно-периодическая электронно-пучковая обработка поверхности электровзрывного боромеднения стали 45 приводит к выравниванию рельефа поверхности зоны легирования и формированию слоистой структуры поверхностных слоев, обладающих повышенной износостойкостью и микротвердостью. Показано, что увеличение плотности мощности и времени воздействия электронного пучка в исследованном диапазоне параметров воздействия приводят к росту размеров струк-

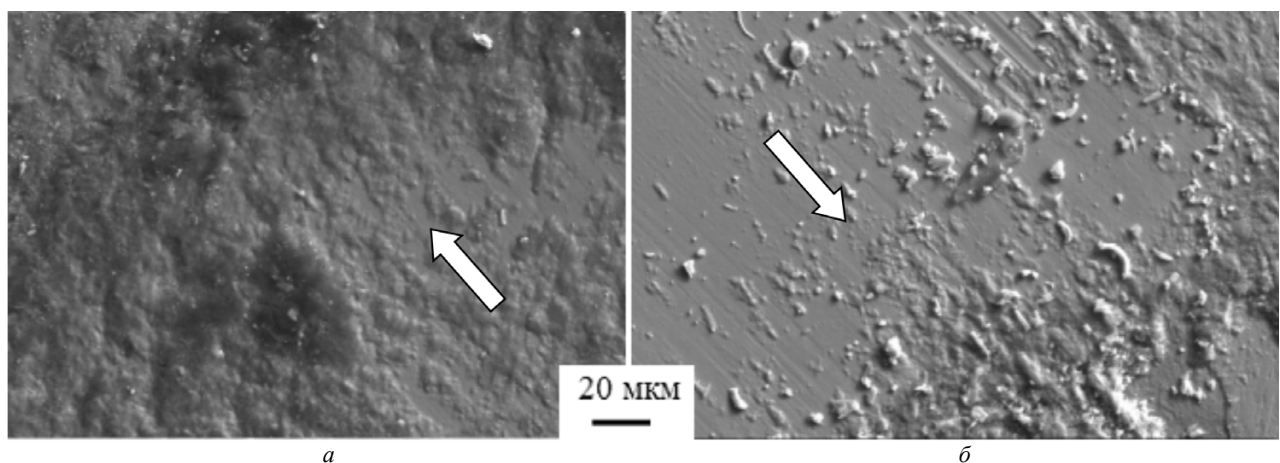


Рис. 9. Продукты разрушения при изнашивании поверхности после электронно-пучковой обработки, упрочненной при  $q_e = 2,0$  ГВт/м<sup>2</sup>,  $N = 10$  имп.:

а –  $\tau = 100$  мкс и б –  $\tau = 200$  мкс (сканирующая электронная микроскопия)





турных составляющих слоя и уменьшению износостойкости.

### Список литературы

1. *Физические основы* электровзрывного легирования металлов и сплавов / А.Я. Багаутдинов, Е.А. Будовских, Ю.Ф. Иванов, В.Е. Громов. – Новокузнецк: Изд-во СибГИУ, 2007. – 301 с.

2. *Формирование* структуры и свойств стали 45 при комплексной электровзрывной и электронно-пучковой обработке / Ю.Ф. Иванов, С.Ю. Филимонов, Ю.А. Колубаева и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. – 2008. – № 12. – С. 43–48.

3. *Легирование* поверхности углеродистой стали медью путем электрического взрыва проводника и последующей электронно-пучковой обработки / Ю.Ф. Иванов, С.Ю. Филимонов, А.Д. Тересов и др. // Изв. Томского политехн. ун-та. – 2011. – Т. 318. – № 2. – С. 101–105.

4. *Структурно-фазовый* анализ поверхностного слоя стали, подвергнутой электровзрывному легированию медью и последующей электронно-пучковой обработке / Ю.Ф. Иванов, С.Ю. Филимонов, Ю.А. Колубаева и др. // Изв. Томского политехн. ун-та. – 2011. – Т. 318. – № 2. – С. 106–109.

5. *Модификация* структуры и свойств поверхности двухкомпонентного электровзрывного легирования стали 45 / А.В. Вострецова, Е.А. Будовских, Ю.Ф. Иванов, В.Е. Громов // *Фундаментальные про-*

*блемы современного материаловедения.* – 2010. – № 3. – С. 110–114.

6. *Структурно-фазовые* состояния титана после электровзрывного легирования и последующей электронно-пучковой обработки / С.В. Карпий, М.М. Морозов, Е.А. Будовских и др. // *Успехи физики металлов.* – 2010. – Т. 11. – № 3. – С. 273–293.

7. *Влияние* интенсивности плазменного воздействия на микротвердость стали 45 при электровзрывном боромеднении / Е.С. Ващук, Е.А. Будовских, М.М. Морозов, В.Е. Громов // *Физика и химия обработки материалов.* – 2011. – № 2. – С. 99–100.

8. *Соснин Н.А., Ермаков С.А., Тополянский П.А.* Плазменные технологии. Сварка, нанесение покрытий, упрочнение. – М.: Машиностроение, 2008. – 406 с.

9. *Особенности* влияния электронно-пучковой обработки на поверхность стали 45 после электровзрывного боромеднения / Е.С. Ващук, Е.А. Будовских, В.Е. Громов и др. // *Обработка металлов.* – 2011. – № 3. – С. 69–72.

10. *Структура* и микротвердость поверхности стали 45 после электровзрывного боромеднения и последующей электронно-пучковой обработки / Е.С. Ващук, Д.А. Романов, Е.А. Будовских, Ю.Ф. Иванов // *Изв. вуз. Черная металлургия.* – 2011. – № 6. – С. 24–28.

11. *Крукович М.Г., Прусаков Б.А., Сизов И.Г.* Пластичность борированных слоев. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2010. – 384 с.

### Influence of electron-beam treatment parameters on carbon steel surface structure after electroexplosive borocoppering

E.S. Vaschuk, E.A. Budovskikh, A.M. Teplykh, V.E. Gromov, Yu.F. Ivanov

Methods of measurement of wear resistance, X-ray structure analysis, light and scanning electronic microscopy investigate features of a surface of steel 45 after the combined processing including electroexplosive borocoppering and after subsequent electron beam treatment in various modes. It is shown, that treatment results in formation of layered structure of superficial layers of a zone of hardening and increase of wear resistance of superficial layers up to two times.

**Key words:** electroexplosive alloying, electron beam treatment, borocoppering, dendritic crystallization.

# ПРОГНОЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ СТАНКОВ, РАБОТАЮЩИХ В УСЛОВИЯХ ПЕРЕМЕННЫХ ТЕПЛОВЫХ РЕЖИМОВ

*К.В. МАРУСИЧ, ст. преподаватель  
(ОГУ, г. Оренбург)*

Статья поступила 19 сентября 2011 года

**Марусич К.В.** – 460000, г. Оренбург, пр. Победы 13,  
Оренбургский государственный университет, e-mail: mkv82@mail.ru

Исследованы экспериментальные тепловые характеристики станка высокой точности Deckel FP3. Установлены закономерности изменения кинетики тепловых характеристик станка в зависимости от циклограммы его работы. Представлен метод прогнозирования температурных перемещений станков, работающих в условиях переменных тепловых режимов.

**Ключевые слова:** станок, циклограмма, переменные тепловые режимы, тепловые характеристики, термомодеформационное состояние.

Основным направлением повышения конкурентоспособности современных станков является улучшение их качества. При этом определяющими показателями качества выступают производительность, точность и надежность. Эти показатели тесно связаны с протекающими в станке тепловыми процессами. Погрешности, вызываемые тепловыми деформациями, составляют до 30...70 % от общей погрешности обработки [1].

Системы компенсации температурной погрешности станков строятся на двух альтернативных методах: прямое измерение температурной погрешности, непосредственно реализуемое на станке, и прогнозирование температурной погрешности. На сегодняшний день в открытой печати отсутствует описание методов прогнозирования тепловых характеристик станков, адаптированных к применению в системах компенсации их температурной погрешности. Поэтому актуальной научной задачей работы является разработка метода прогнозирования тепловых характеристик станков, работающих в условиях переменных тепловых режимов. Актуальность данной работы заключается в следующем:

– температурные перемещения, возникающие в процессе резания, оказывают существен-

ное влияние на выходную точность станков (для многоцелевых станков могут превышать 100 мкм);

– прогнозирование температурных перемещений станков на этапе их эксплуатации либо позволяет принимать решения по их минимизации, либо является теоретической базой для создаваемых автоматизированных систем компенсации температурных погрешностей;

– в настоящее время существуют автоматизированные системы прогнозирования температурных перемещений станков, работающих в условиях непрерывного режима их работы, что на практике не реализуется в условиях реальной механической обработки.

Для исследований переменного термомодеформационного состояния станка был выбран прецизионный станок высокой точности сверлильно-фрезерный Deckel FP3 (Германия). Предварительно проведенная серия натурных экспериментов выявила, что для данного станка наиболее нагретыми являются поверхности несущей системы станка вблизи электродвигателя привода главного движения и шпиндельных опор [2]. Для получения более полного представления о тепловом состоянии станка была выполнена серия испытаний

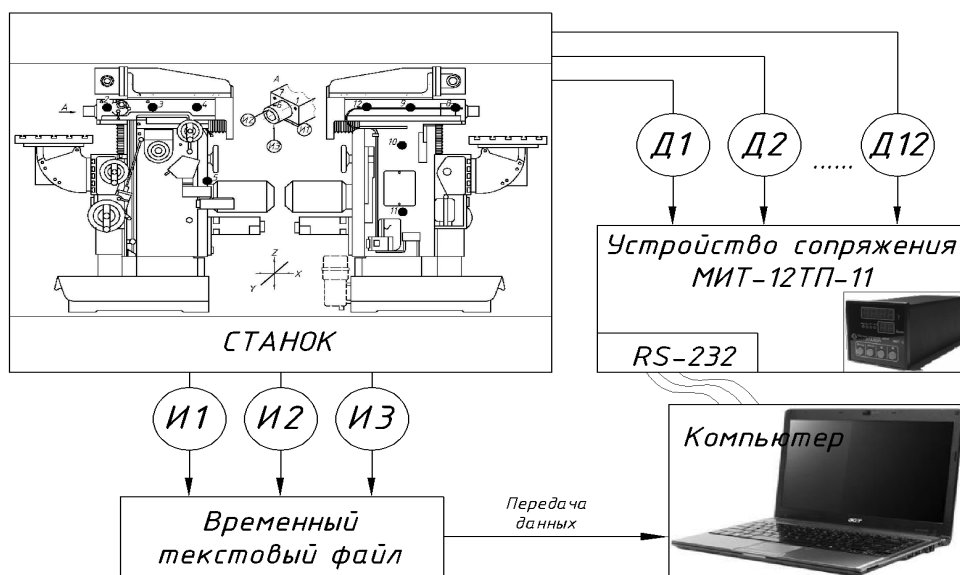


Рис. 1. Схема испытательно-диагностического комплекса

по различным циклограммам с чередованием частот, которая превысила 300 часов. В качестве измерительной температуры аппаратуры использовались многоканальный измеритель температуры МИТ-12ТП-11 и термометр типа «Замер» для контроля окружающей среды. Цифровой прибор оснащен интерфейсом RS-232, поэтому все данные в режиме реального времени передавались на компьютер. Датчики температуры с магнитным креплением устанавливались на открытых поверхностях несущей системы станка. В разных точках стойки станка устанавливались датчики № 10 и 11. На шпиндельной бабке – датчики № 1, 2, 4, 7, 8, 9 и 12, на шпиндельной гильзе – датчик № 6 и датчик № 5 – устанавливался на фланце главного двигателя. Измерения температурных перемещений осуществлялись с помощью многооборотных индикаторных головок типа МИГ ГОСТ 9696-75 класса точности 0. Схема испытательно-диагностического комплекса представлена на рис. 1.

Экспериментальные исследования станка на холостом ходу проводились при следующих режимах работы: непрерывный (вращение шпинделя на фиксированных частотах); нагревание – остывание (от непрерывного режима отличался дополнительным контролем тепловых характеристик станка при его остывании); переменный тепловой режим работы по различным циклограммам.

Серия испытаний в условиях переменного теплового режима работы станка осуществлялась по двум принципиально различающимся вариантам: повторно-кратковременный и нерегулярный.

Повторно-кратковременный режим представлял периодическое чередование работы станка на фиксированной частоте вращения шпинделя и его отключение. Были проведены натурные испытания для двух вариантов интервалов времени работы и отключения станка. В первом варианте тридцатиминутная работа станка сменялась пятнадцатиминутным отключением, при общей длительности испытаний – 315 мин. Во втором варианте интервал работы станка на одной частоте составлял двадцать минут, перерыв между включениями – десять минут. Общая длительность испытания составляла 300 мин. Анализ температурных перемещений станка в условиях повторно-кратковременных режимов работы показал:

- шпиндельная бабка достаточно точно обрабатывает периоды включения и отключения станка;

- уровень достигаемых перемещений на фиксированной частоте вращения шпинделя при одинаковой длительности работы станка (общая длительность повторно-кратковременной работы за вычетом длительности простоя станка) пропорционален длительности одного интервала непрерывной работы;

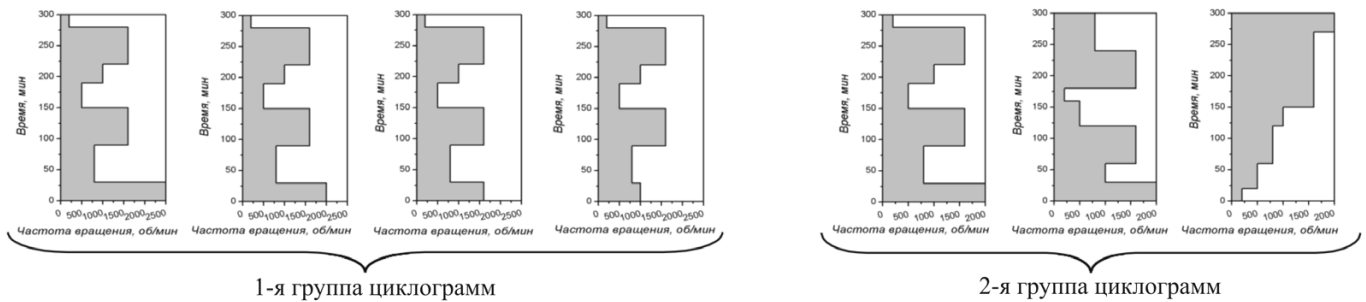


Рис. 2. Циклограммы «нерегулярных» режимов работы станка

– уровень максимальных перемещений по оси шпинделя для идентичных циклограмм работы станка в условиях повторно-кратковременных режимов достигается при большей частоте вращения.

Циклограммы «нерегулярных» режимов работы станка представлены на рис. 2. Термин «нерегулярный» подчеркивает отсутствие периодичной повторяемости интервалов работы станка. Были проведены натурные испытания для двух групп циклограмм. Для первой группы циклограмм варианты работы станка различались только частотой вращения на первом временном интервале (30 мин). Во втором случае в циклограммах была организована перестановка повторяющихся режимов работы станка, т.е. длительность работы станка на конкретной частоте вращения во всех трех вариантах неизменна.

Таким образом, из анализа температурных перемещений станка, работающего в «нерегулярном» режиме, отмечаются следующие закономерности.

Для первой группы циклограмм:

– на первом участке работы станка характер изменения перемещений соответствовал рабочей частоте вращения шпинделя, т.е. большей частоте вращения соответствовал больший уровень нагрева за одинаковый интервал времени и больший темп нагрева;

– на последующих участках, несмотря на идентичность циклограммы работы станка, изменения температурных перемещений не подчинялись однозначной закономерности.

Для второй группы циклограмм наблюдается переменный характер параметров, согласующийся с закономерностями изменения циклограммы работы станка.

Несмотря на ряд однозначно установленных закономерностей из натурных испытаний, были зафиксированы и неоднозначные результаты, расходящиеся с теорией теплопроводности [3]. Все это приводит к необходимости использования компьютерного моделирования для выявления новых закономерностей изменения температурных перемещений. Моделирование осуществлялось с использованием САЕ-системы Ansys. Для повышения эффективности моделирования было разработано программное средство (ПС) «Программа для термомодеформационного моделирования несущей системы станка». Основным назначением ПС является моделирование термомодеформационного состояния несущей системы станка. Определение температурных перемещений реализуется с использованием двух расчетных моделей – тепловой и упругодеформационной. Данное ПС позволяет существенно сократить затраты на определение термоупругих перемещений за счет автоматического исполнения ряда процедур.

Результаты машинных исследований подтвердили выявленные ранее закономерности и позволили установить новые, которые помогли разработать метод прогнозирования температурных перемещений станков, работающих в условиях переменных тепловых режимов. Математическую основу метода составляет решение дифференциального уравнения теплопроводности. Решение уравнения теплопроводности при нагревании и остывании в упрощенном виде может быть представлено в следующем виде:

$$T(t) = T_{\max}(1 - e^{-t/\tau}) + T_0 e^{-t/\tau},$$

или

$$T(t) = T_{\max}(1 - e^{-(t-t_0)/\tau}) + T_0 e^{-(t-t_0)/\tau}, \quad (1)$$



$$T(t) = T_{\max}(1 - e^{-t/\tau}) + T_0 e^{-t/\tau},$$

или

$$T(t) = T_0(1 - e^{-(t-t_0)/\tau}) + T_{\max} e^{-(t-t_0)/\tau}, \quad (2)$$

где  $T_{\max}$ ,  $T_0$  – уровни установившейся и начальной температуры;  $\tau$  – тепловая постоянная времени станка;  $t_0$  – интервал времени, характеризующий запаздывание;  $t$  – время.

Установленные путем натуральных испытаний закономерности изменения тепловых характеристик станка в зависимости от циклограммы его работы позволили выделить три фундаментальных типа диаграмм, лежащих в основе любых циклограмм работы станков. Первый тип – дискретное повышение частоты вращения шпинделя в фиксированные интервалы времени. Второй тип – повторно-кратковременный тип работы станка. Третий тип – дискретное понижение частоты вращения шпинделя в фиксированные интервалы времени. На основе проведенных натуральных и вычислительных экспериментов по описанным ранее расчетным моделям были созданы математические модели тепловых характеристик в виде кусочных функций, описывающих на каждом участке циклограммы изменение температуры или температурных перемещений.

Для автоматизации исследований было разработано ПС «PROGNOZ – прогнозирование тепловых характеристик станков». Основным назначением ПС является формирование спрогнозированной тепловой характеристики для фиксированной циклограммы работы станка. При

проведении прогнозирования различных тепловых режимов работы станка с помощью разработанного ПС было установлено, что максимальные отклонения спрогнозированных тепловых характеристик от экспериментальных данных не превысили 10 %.

## Выводы

1. Выполненные натурные эксперименты на станке высокой точности позволили установить закономерности изменения тепловых характеристик станка в зависимости от циклограммы его работы.

2. Разработана методика компьютерного моделирования тепловых характеристик станка, работающего в условиях переменных тепловых режимов.

3. На основе анализа результатов натуральных и вычислительных экспериментов разработан метод прогнозирования тепловых характеристик станков, работающих в условиях переменных тепловых режимов работы.

## Список литературы

1. Косилова А.Г., Мещеряков Р.К., Калинин М.А. Точность обработки, заготовки и припуски в машиностроении. – М.: Машиностроение, 1976. – 288 с.
2. Поляков А.Н., Кравцов А.Г., Парфенов И.В. Тепловые испытания станков с использованием методов экспериментального модального анализа: учеб. пособие. – Оренбург: ИПК ОГУ, 2008. – 241 с.
3. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высш. шк., 1967. – 600 с.

## The forecast of temperature moving of the machine tools working in the conditions of variable thermal modes

K.V. Marusich

Experimental thermal characteristics of the machine tool of split-hair accuracy are investigated. Laws of change kinetics of thermal characteristics of the machine tool depending on ciklogrammy of its works are established. The method of forecasting of temperature movings of the machine tools working in the conditions of variable thermal modes is presented.

**Key words:** The machine tool, cyclogram, variable thermal modes, thermal characteristics, thermodeformation condition.



# ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ, ПОЛУЧЕННОЙ ЛАЗЕРНЫМ СПЕКАНИЕМ

*Н.А. САПРЫКИНА, аспирант, ст. преподаватель,  
А.А. САПРЫКИН, канд. техн. наук., доцент,  
Д.А. ШИГАЕВ, студент  
(ЮТИ НИТПУ, г. Юрга)*

Статья получена 19 сентября 2011 года

**Сапрыкина Н. А.** – 652055, г.Юрга, ул. Ленинградская, 26,  
Юргинский технологический институт (филиал) национального исследовательского Томского  
политехнического университета, e-mail: nat\_anat\_sapr@mail.ru

Проанализированы факторы, напрямую влияющие на механические свойства, точность и качество поверхности изделия, полученного при помощи селективного лазерного спекания. Описан эксперимент по спеканию порошка кобальт-хромово-молибденового сплава DSK-F75 и специальная экспериментальная установка. Предложены новые технологические решения для уменьшения коагуляции порошка при интенсивном лазерном воздействии.

**Ключевые слова:** послойное лазерное спекание, режимы спекания, коагуляция, качество поверхности.

Получение сложных деталей с хорошими механическими свойствами, высокой точностью и качеством поверхности при селективном лазерном спекании металлических порошков является одной из самых актуальных задач для данной технологии. В связи с этим необходимо определение оптимальных режимов спекания традиционных и новых порошковых материалов, что невозможно без изучения факторов, влияющих на качество поверхности.

Анализируя информацию из литературных источников и результаты экспериментов, были установлены факторы, управляющие качеством поверхности:

- термическое воздействие (вспучивание, растрескивание поверхности, расслоение, оплавление поверхности);

- технологические режимы нанесения слоя (уплотнение слоя порошка, скорость нанесения слоя, смещение слоя при нанесении порошка);

- технологические режимы спекания (плотность мощности излучения, энергия в импульсе, скорость перемещения луча лазера, диаметр лазерного пятна);

- материал порошка (теплофизические и физико-химические свойства, размеры и форма порошка).

Управляя термическим воздействием, можно добиться качественной поверхности. Для этого выделяются характерные зоны, влияющие на точность спекания порошка:

- зона, где спекание происходит стабильно, без образования дефектов;

- зона, когда происходит вспучивание поверхности и ее деформация;

- зона, где происходит проплавление поверхности.

Условно режимы для указанных зон можно назвать: «черновой», «чистовой» и «отделочный», и на основе этого принять следующую стратегию спекания:

- «чистовой режим» используют для формирования поддерживающего контура и сохранения формы сечения при последующем заполнении слоя при помощи «чернового режима»;

- «черновой режим» обеспечивает повышенную шероховатость, что положительно влияет на прочность сцепления слоев между собой;

- заключительный проход по контуру на «отделочном режиме», где обеспечивается оплавление порошка точно по контуру сечения, исключая возникшие неточности при предыдущих переходах – «черновом» и «чистовом» и обеспечивая одновременно качество поверхности [1].

Эффективность теплоотвода определяется наличием в порошковой композиции поровых промежутков, зависящих от формы частиц и соразмерности частиц порошка. Форма частиц должна быть подобрана так, чтобы при смещении уменьшить размер пор [2]. Сферические частицы лучше укладываются со сферическими, а дендритные с хлопьевидными [3]. Глубина спекания уменьшается с возрастанием уплотнения порошкового материала. Ее можно увеличить путем повышения мощности лазерного луча. Однако это приводит к увеличению потери энергии.

Мощность лазерного излучения выбирается в зависимости от коэффициента отражения излучения для данного порошка, температуры плавления порошкового материала и коэффициента температуропроводности, а также формы и размера частиц. Для тугоплавких материалов необходимо увеличивать мощность лазерного излучения и уменьшать скорость перемещения луча лазера. При нерационально выбранных значениях мощности возникает горение порошкового материала.

При рассмотрении влияния теплофизических и физико-химических свойств на качество поверхности возникает сложность в их нахождении. Ведь свойства порошковых материалов не соответствуют традиционным данным, приведенным в справочниках для монолитного материала.

Для определения оптимальных режимов спекания необходимо разделить металлические

порошковые материалы на однокомпонентные и двухкомпонентные. Двухкомпонентные, в свою очередь, делят на порошковые материалы с близкой температурой плавления и материалы с разной температурой плавления. В основе метода селективного лазерного спекания лежит физический процесс жидкофазного спекания. Жидкая фаза образуется за счет расплавления более легкоплавкого компонента. Различают три стадии жидкофазного спекания: 1) перегруппировка твердых частиц под воздействием течения жидкости; 2) образование жесткого скелета из твердых частиц в результате их припекания; 3) уплотнение. Тугоплавкий компонент составляет скелет будущего изделия [4]. Для реализации процесса жидкофазного спекания режим лазерного воздействия необходимо выбрать таким образом, чтобы температура в зоне спекания была много меньше тугоплавкого компонента и немного больше легкоплавкого компонента порошковой смеси. Дополнительный подогрев зоны обработки уменьшает разность температур в процессе спекания и, таким образом, уменьшает деформацию спекаемого изделия.

Необходимо также помнить, что температура плавления порошков материалов понижается с возрастанием степени дисперсности [4]. При спекании однокомпонентного порошкового материала и материалов с близкой температурой плавления при непрерывном лазерном воздействии появляется каплеобразование.

Определение оптимальных режимов спекания для кобальт-хромово-молибденового порошка DSK-F75 осуществлялось в условиях непрерывного лазерного воздействия. Химический состав порошка: кобальт – 66,4 %, хром – 28 %, молибден – 3 %, кремний, марганец, никель, углерод – менее 1 %. Исследования проводились на стенде (рис. 1), состоящем из емкости с термопарой для порошка, лазера ЛК-100-В (длина волны 1,07 мкм), источника тепла (лампа накаливания 600 Вт) и одноординатного столика с постоянной скоростью перемещения.

В качестве варьируемых параметров использовались мощность излучения, диаметр фоку-

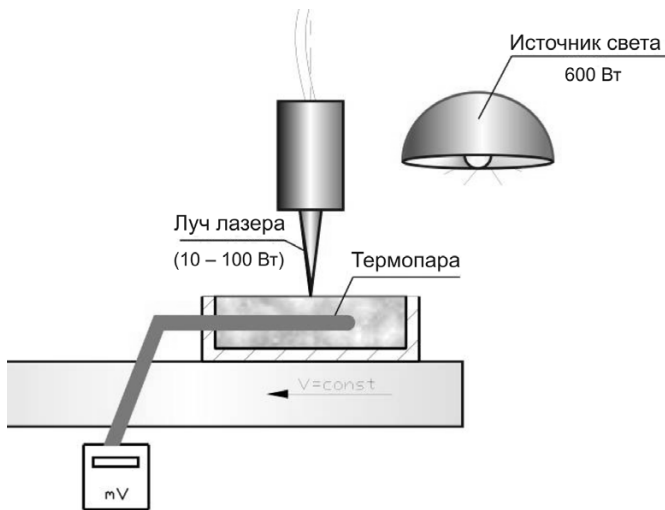


Рис. 1. Схема установки

сировки пятна лазера, скорость перемещения, температура подогрева порошковой композиции, защитная среда. При спекании данной композиции мы столкнулись с каплеобразованием (рис. 2), которое возникает из-за неоднородности распределения температур в зоне лазерного воздействия и появления сил, стягивающих расплав в каплю и заставляющих капли расплава выстраиваться параллельно проходам лазерного излучения [4].

Из анализа литературных источников по сварке, пайке, порошковой металлургии и по-



Рис. 2. Влияние каплеобразования на качество поверхности при спекании слоя порошка

слойному спеканию были выделены факторы, влияющие на каплеобразование [5]: расположение фокуса лазерного луча относительно материала, плотность насыпки слоя порошка, смачиваемость. Улучшить смачиваемость поверхности позволяют следующие действия:

- включение в порошковую среду поверхностно активных веществ (фосфор или сера);
- активация порошка механическими или химическими способами;
- предварительный подогрев порошка;
- снижение скорости спекания, увеличение мощности;

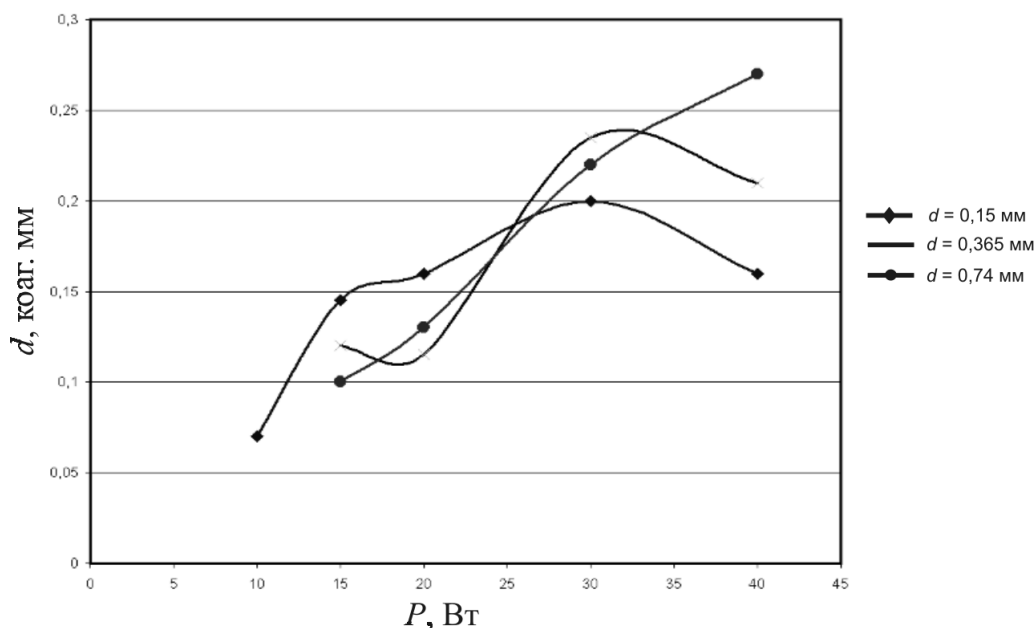
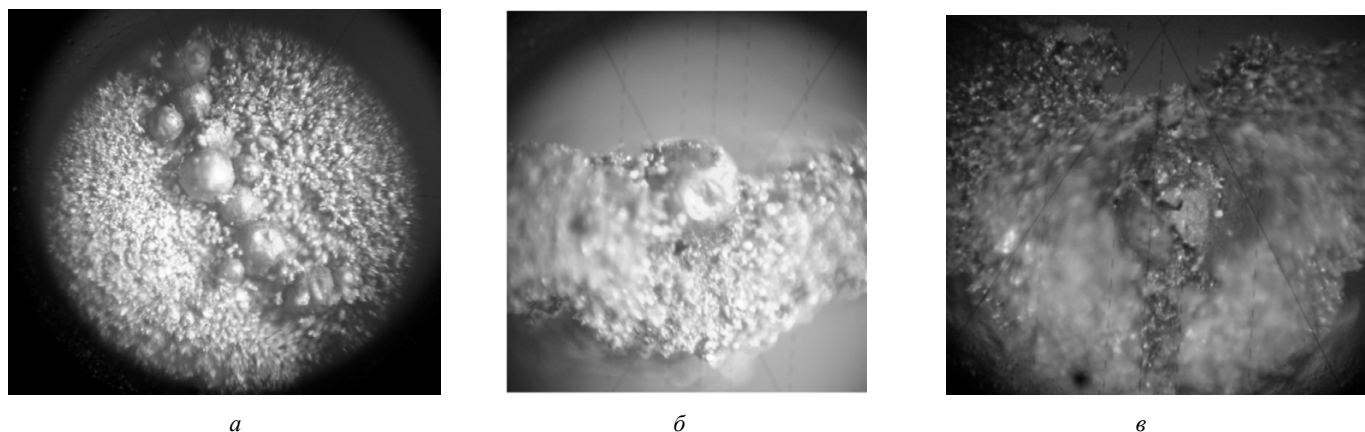


Рис. 3. Зависимости размера коагулированных частиц от диаметра фокусировки пятна лазера ( $d = 0,15$  мм;  $0,365$  мм;  $0,74$  мм), при постоянной скорости  $V = 1,5$  см/с



а

б

в

Рис. 4. Формирование коагуляции:

а – над поверхностью; б – на уровне поверхности; в – ниже уровня поверхности

– использование порошка различной фракции;

– использование защитной или восстановительной среды. Защитная среда подавляет не только каплеобразование, но и повышает плотность, прочность и уменьшает склонность к деформациям [4].

В первой серии проводимых экспериментов определялся диаметр коагуляции при изменении мощности лазера и диаметра фокусировки пятна лазера.

Из графика (рис. 3) видно, что при увеличении мощности лазерного излучения до 25 Вт с увеличением диаметра фокусировки пятна лазера диаметр коагулированных частиц уменьшается. Изменение плотности мощности излучения от 25 до 30 Вт приводит к плавному увеличению диаметра коагулированных частиц, независимо от диаметра фокусировки лазерного пятна. С мощностью свыше 30 Вт происходит плавное уменьшение диаметра коагулированных частиц при диаметре пятна 0,15 и 0,365 мм. Это объясняется увеличением глубины проникновения теплоты, достаточной для спекания порошка. Затем наблюдается резкое увеличение толщины и ширины спекаемого слоя.

Сравнивая график (рис. 3) и результаты наблюдения за процессом, видим, что подъем в графике сопровождается

возникновением коагулированных частиц над поверхностью (рис. 4, а), а образование усадки сопровождается спусканием коагулированных частиц в порошковую среду (рис. 4, б). Вероятно, в данном случае сказывается резкое увеличение теплопроводности модельного материала в момент плавления. Далее процесс стабилизируется, и увеличение плотности мощности излучения не оказывает влияния на диаметр коагулированных частиц.

Уменьшение скорости перемещения лазера (рис. 5) приводит к росту диаметра коагулированных частиц. Увеличение диаметра пятна лазера приводит к уменьшению диаметра коагулированных частиц.

Таким образом, эксперименты подтвердили появление коагуляции при спекании порошковой композиции кобальт-хром-молибден. Этим процессом можно управлять, изменяя режимы параметров спекания.

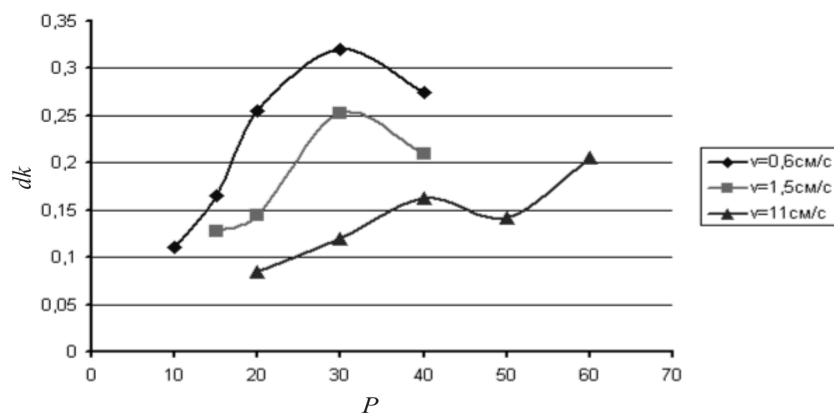


Рис. 5. Зависимость диаметра коагулированных частиц от скорости перемещения лазера, при постоянной температуре  $t = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$  и диаметре пятна лазера  $d = 0,365\text{ мм}$

После проведения эксперимента можно дать следующие рекомендации по назначению оптимальных режимов спекания кобальт-хромово-молибденовой композиции: для снижения каплеобразования спекание необходимо осуществлять в аргоне, необходимо использовать подогрев порошковой композиции до 200...500 °С, мощность излучения равна 20 Вт, диаметр пятна лазера 0,15 мм, скорость перемещения 1,5...2 см/с.

#### Список литературы

1. Сапрыкин А.А., Сапрыкина Н.А. Понятие режимов лазерного спекания порошковых материалов // Вестник Кузбасского государственного технического университета. – Кемерово: Изд-во. КузГТУ. – 2010. – № 3.
2. Wang X. Calibration of shrinkage and beam offset in CLS process // Rapid Prototyping Journal. – 1999. – V. 5. – № 3. – P. 129–133.
3. Ивенсен В.А. Кинетика уплотнения металлических порошков при спекании. – М.: Металлургия, 1971. – 265 с.
4. Шишковский И.В. Лазерный синтез функционально-градиентных мезоструктур и объемных изделий. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2009. – 424 с.
5. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов: справочник / Н.Н. Рыкалин, А.А. Углов, И.В. Зуев, А.Н. Кокора. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.

#### Investigating factors influencing the quality of a surface obtained by laser sintering.

N.A. Saprikina, A.A. Saprikin, D.A. Shigaev

The paper considers factors, directly influencing mechanical properties, accuracy and quality of the surface of a product obtained by means of selective laser sintering. Experiment on sintering cobalt-chromium-molybdenum powder DSK-F75 and a special experimental installation are described. New technological solutions for reduction of powder coagulation at intensive laser influence are offered.

**Key words:** Selective laser sintering, sintering conditions, coagulation, quality of a surface.



# МОДЕЛИРОВАНИЕ ИСТЕЧЕНИЯ ГАЗОВЫХ ПОТОКОВ ИЗ СОПЛА ПРИ СВАРКЕ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ С ТРАДИЦИОННОЙ И ДВУХСТРУЙНОЙ ГАЗОВОЙ ЗАЩИТОЙ

*Д.А. ЧИНАХОВ, канд. техн. наук, доцент,  
А.В. ВОРОБЬЕВ, канд. техн. наук,  
А.А. ТОМЧИК, аспирант  
(Юргинский технологический институт (филиал)  
Томского политехнического университета, г. Юрга)*

Статья поступила 19 сентября 2011 года

**Чинахов Д.А.** – 652055, г.Юрга, ул. Ленинградская, 26,  
Юргинский технологический институт (филиал) национального исследовательского Томского  
политехнического университета, e-mail: chinakhov@tpu.ru

Управление процессами при сварке плавящимся электродом в среде защитных газов является одной из основных задач сварочного производства. В работе показано, что при определенных условиях (двухструйная газовая защита в среде активных газов) на каплю электродного металла существенное влияние оказывает сила струи защитного газа. Приведены результаты моделирования истечения защитного газа из традиционного и двухструйного сварочного сопла.

**Ключевые слова:** сварочное сопло, моделирование, истечение газа, сила действия струи защитного газа.

Сварочные процессы быстро протекают по сложным физико-химическим законам при высокой температуре. Совокупность различных факторов и явлений определяет качество сварных соединений. Особенно сильно это влияние сказывается при сварке сталей, склонных к закалке. На формирование структуры и фазового состояния металла влияет его химический состав и условия теплового воздействия, зависящие при прочих равных условиях от режима и условий сварки [1–9].

Основная роль при формировании свойств сварных соединений отводится процессам, протекающим в капле расплавленного электродного металла и в металле сварочной ванны [1, 2, 3, 10].

При сварке плавящимся электродом в струйной газовой защите при определенных условиях, кроме основных сил (сила давления потоков плазмы дуги, сила поверхностного натяжения, реактивная сила испаряющегося металла и вы-

деления газа, сила тяжести, электродинамическая сила) на каплю электродного металла существенное влияние оказывает сила струи защитного газа [2, 8, 9]. Значительное влияние этой силы отмечено при двухструйной газовой защите в  $\text{CO}_2$  [9].

Сила действия струи защитного газа  $F_{\text{ст}}$  направлена вдоль электрода к свариваемому изделию и способствует позиционированию капли вдоль оси электрода.

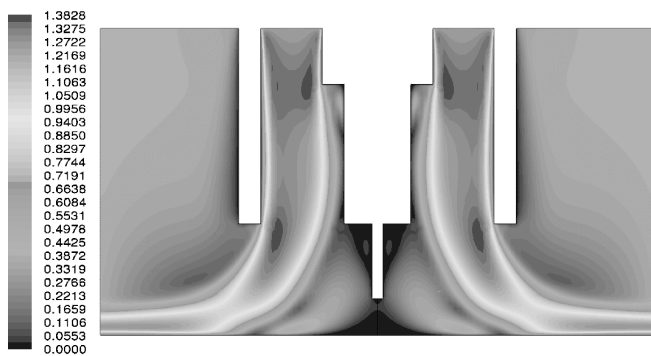
Для понимания направления движения потоков защитного газа  $\text{CO}_2$ , оценки изменения его скорости и давления с удалением от среза сопла провели моделирование истечения газовых потоков из сварочного сопла при сварке плавящимся электродом с традиционной и двухструйной газовой защитой. Для моделирования использовали программный комплекс FLUENT, предназначенный для расчета задач газо- и гидродинамики.

Программный комплекс FLUENT для расчета движения масс газа и жидкости использует известное уравнение Навье–Стокса [11]:

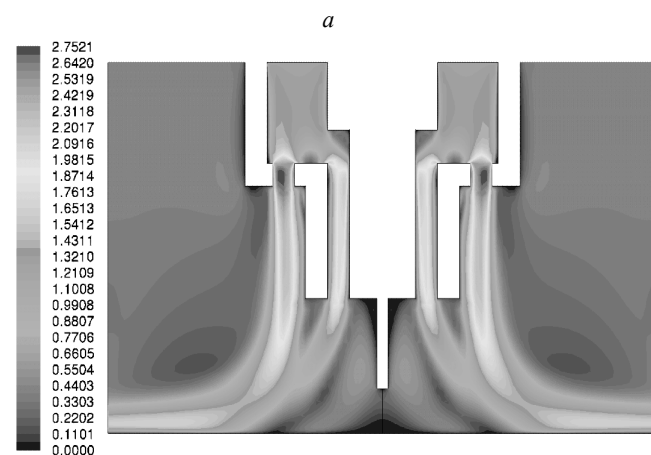
$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} = -(\vec{v} \cdot \nabla) \vec{v} + \nu \Delta \vec{v} - \frac{1}{\rho} \nabla p + \vec{f}, \quad (1)$$

$$\nabla \cdot \vec{v} = 0,$$

где  $\nabla$  – оператор Гамильтона;  $\Delta$  – оператор Лапласа;  $t$  – время;  $\nu$  – коэффициент кинематической вязкости;  $\rho$  – плотность;  $p$  – давление;  $\vec{v} = (v^1, \dots, v^n)$  – векторное поле скоростей,  $\vec{f}$  – векторное поле массовых сил. Неизвестные  $p$  и  $\vec{v}$  являются функциями времени  $t$  и координаты  $x \in \Omega$ , где  $\Omega \subset R^n$ ,  $n = 2, 3$  – плоская или трёхмерная область, в которой движется жидкость.



Contours of Velocity Magnitude (m/s)



Contours of Velocity Magnitude (m/s)

б

Рис. 1. Результаты моделирования скорости истечения защитного газа из сварочного сопла:

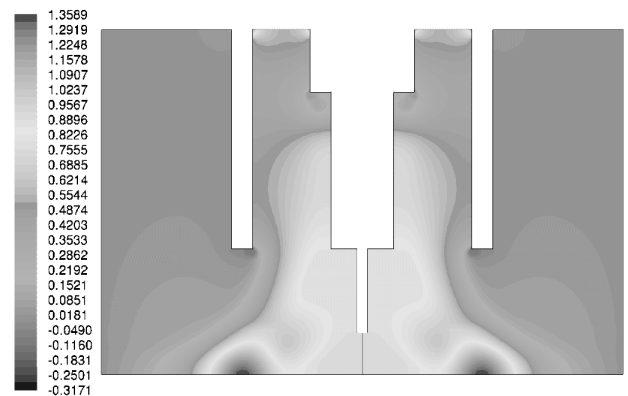
а – традиционная одноструйная газовая защита;

б – двухструйная газовая защита

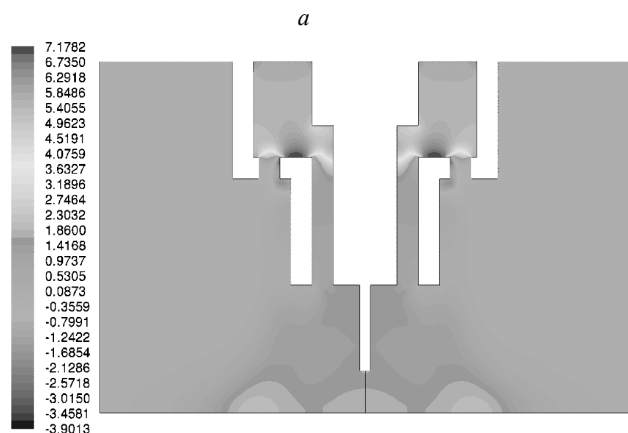
Основные исходные данные: газ –  $\text{CO}_2$ , расход газа 20 л/мин, геометрические размеры сварочной горелки для механизированной сварки с традиционной и двухструйной газовой защитой, фронтальная поверхность истечения газа – плоскость, расстояние от среза сопла до плоскости (свариваемой детали) – 12 мм.

Результаты моделирования истечения защитного газа из сварочного сопла при сварке плавящимся электродом с традиционной и двухструйной газовой защитой представлены на рис. 1 и 2.

Значительное изменение динамики защитного газа влечет за собой изменение процессов, протекающих в зоне сварки (перенос каплей электродного металла, металлургиче-



Contours of Static Pressure (pascal)



Contours of Static Pressure (pascal)

б

Рис. 2. Результаты моделирования распределения давления защитного газа при истечении из сварочного сопла:

а – традиционная одноструйная газовая защита;

б – двухструйная газовая защита

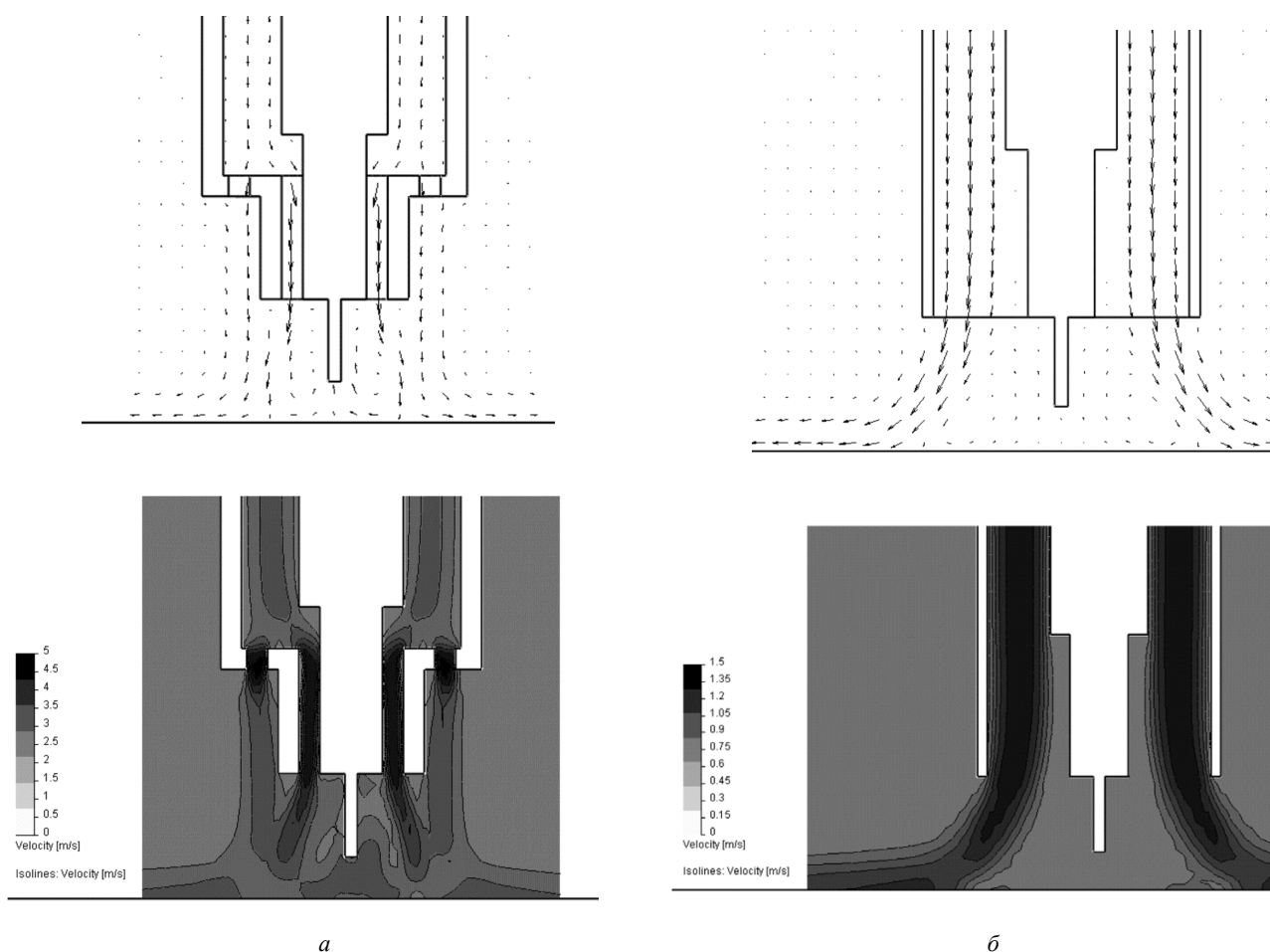


Рис. 3. Результаты моделирования изменения движения потоков защитного газа ( $\text{CO}_2$ ) при встрече с плоской пластиной:

*a* – двухструйная газовая защита; *б* – традиционная одноструйная газовая защита

ские процессы в капле, динамика сварочной ванны и т. д.), и, как следствие, изменение эксплуатационных свойств сварных соединений.

Для определения изменения направления движения потоков защитного газа  $\text{CO}_2$  при встрече с разной поверхностью (разная разделка кромок свариваемых изделий) использовали программу SolidWorks FlowSimulation. Расчет и моделирование проводили на вычислительном кластере «СКИФ-политех» (суперкомпьютер ТПУ). Результаты моделирования представлены на рис. 3 и 4.

Из работы В.И. Столбова [11] известно, что в соответствии с законами механики сплошных сред поток плазмы и нагретого газа при ударе в преграду меняет свое направление на  $90^\circ$ . Влияние газа на процессы в зоне свар-

ки при его стекании по стенкам V-й разделки будет существенным, так как помимо направленного в зону сварки движения потоков защитного газа происходит его резкое расширение за счет диссоциации в высокотемпературной области.

Установлено, что с применением двухструйной защиты возрастает скорость истечения защитного газа из сварочного сопла. Это приводит к увеличению силы действия струи защитного газа на каплю электродного металла, частоты переноса каплей электродного металла в сварочную ванну и интенсивности протекания металлургических процессов на поверхности капли. Изменяя газодинамическое воздействие, можно управлять процессами сварки плавящимся электродом и формировать требуемые свойства сварных соединений.

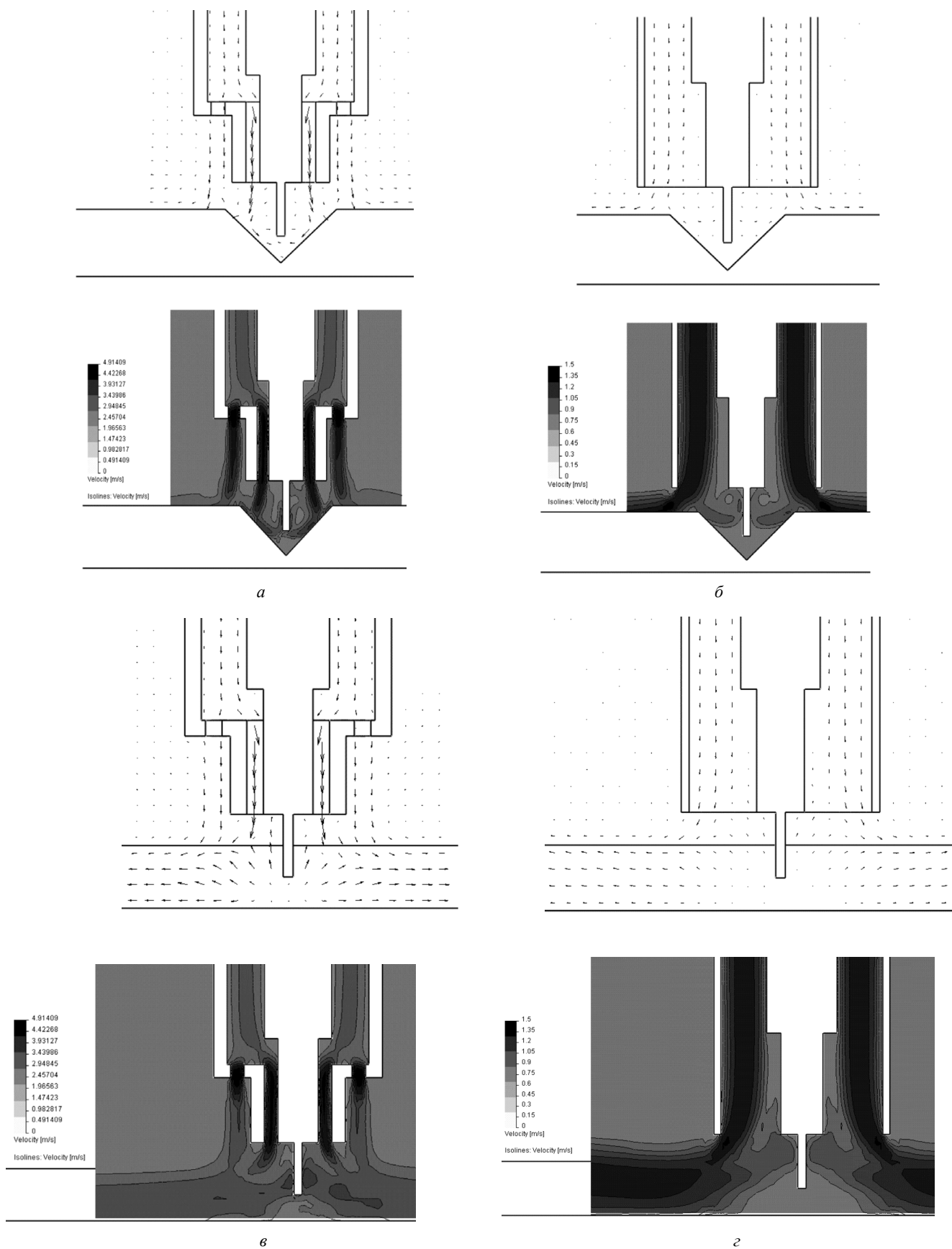


Рис. 4. Результаты моделирования изменения движения потоков защитного газа  $\text{CO}_2$  при встрече с V-й разделкой кромок:

двухструйная газовая защита: *a* – поперек шва; *в* – вдоль шва;  
 традиционная одноструйная газовая защита: *б* – поперек шва; *г* – вдоль шва

### Список литературы

1. *Сварка и свариваемые материалы*: В 3-х т. Т. 1. Свариваемость материалов: справ. изд. / под ред. Э.Л. Макарова. – М.: Металлургия, 1991. – 528 с.
2. *Потаповский А.Г.* Сварка в защитных газах плавящимся электродом. – М.: Машиностроение, 1974. – 240 с.
3. *Ленивкин В.А., Дюргеров Н.Г., Сагиров Х.Н.* Технологические свойства сварочной дуги в защитных газах. – М.: Машиностроение, 1989. – 264 с.
4. *Шоршоров М.Х.* Металловедение сварки стали и сплавов титана. – М.: Изд-во «Наука», 1965. – 337 с.
5. *Багрянский К.В., Добротина З.А., Хренов К.К.* Теория сварочных процессов. – Киев: Изд. объединение «Вища школа», 1976. – 424 с.
6. *Фролов В.В.* Теория сварочных процессов. – М.: Высш. шк., 1988. – 559 с.
7. *Березовский Б.М.* Математические модели дуговой сварки: В 7 т. Т. 4. Основы тепловых процессов в свариваемых изделиях. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2006. – 547 с.
8. *Столбов В.И.* Сварочная ванна: монография. – Тольятти: ТГУ, 2007. – 147 с.
9. *Чинахов Д.А.* Влияние режимов сварки плавлением на структуру и свойства соединений из легированных сталей: монография / Д.А. Чинахов // Юргинский технологический институт. – Томск: Изд-во ТПУ, 2010. – 114 с.
10. *Новожилов М.Н.* Основы металлургии дуговой сварки в газах. – М.: Машиностроение, 1979. – 231 с.
11. *Дейч М.Е.* Техническая газодинамика. – Изд. 3-е, перераб. – М.: Энергия, 1974. – 592 с.

### Simulation of flow of gas through a nozzle in consumable electrode welding with traditional and double jet gas shield

D.A. Chinakhov, A.V. Vorobyov, A.A. Tomchik

One of the major tasks of welding engineering is the task of process control in gas shielded welding. The research indicates that under certain conditions (double jet gas shield in active gas medium) a drop of electrode metal is subjected to the force of shielding gas jet. The results of simulating the shielding gas flow out of traditional and double jet welding nozzle are presented.

**Key words:** welding nozzle, simulation, gas flow, shielding gas jet force.



## ПРАВИЛА ДЛЯ АВТОРОВ

**Научно-технический и производственный журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)»** выходит 4 раза в год. В журнале публикуются статьи, содержащие новые и оригинальные результаты исследований по следующим научным направлениям (рекомендованные ВАК): 05.02.07 – Технология и оборудование механической и физико-технической обработки, 05.02.08 – Технология машиностроения, 05.16.01 – Металловедение и термическая обработка металлов и сплавов, 05.16.09 – Материаловедение (машиностроение). В печатном виде журнал распространяется через Роспечать по подписке, подписной индекс — 70590. Электронная версия журнала доступна на платформе eLIBRARY.RU.

Статью с приложениями и их электронные версии на CD можно направлять в редакцию **по почте** либо **по электронной почте (obrmet@ngs.ru)**. Одновременно со статьей высылается **оригинал экспертного заключения** о возможности открытого опубликования статьи на почтовый адрес редакции: 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5, ком. 274, зав. кафедрой теоретической механики и сопротивления материалов, зам. гл. редактора *Ататину В.Г.*

Все рукописи рецензируются.

Плата за публикацию рукописей не взимается.

### ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ РУКОПИСЕЙ

Формат оригиналов – **A4**. Текст набирается в русифицированном редакторе **Microsoft Word**. Шрифт – **Times New Roman**, размер шрифта основного текста – **14 пт**, параметры страницы – все поля **2 см**. Выравнивание по ширине. Межстрочный интервал **полуторный**. Абзацный отступ – **1,25 см**. Переносы включены.

Рисунки, таблицы, графики, фотографии должны быть четкими и понятными, могут быть включены в текст статьи.

-----  
-----  
Пример оформления статьи

УДК 621.9.06:518.4

#### ВЫБОР КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ БАЗОВЫХ ДЕТАЛЕЙ НА ЭТАПЕ ПРОЕКТИРОВАНИЯ

*В.Г. ИВАНОВ, доктор техн. наук, профессор,  
....., канд. техн. наук, доцент,  
В.С. ПЕТРОВ, аспирант, ....., магистрант,  
(НГТУ, г. Новосибирск)*

<Контактная информация для переписки>

**Иванов В.Г.** – 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет, e-mail: [obrmet@ngs.ru](mailto:obrmet@ngs.ru)

Рассматривается применение методов механики деформируемого твердого тела на этапе предварительного проектирования базовых деталей с целью исследования их реакций на действие внешних нагрузок и определения рациональных путей по улучшению компоновки конструкций.

**Ключевые слова:** многоцелевой станок, базовые детали, метод конечных элементов, метод штрафных функций.

&lt;текст статьи&gt;

&lt;список литературы&gt;

**Choice of design parameters of base details at the design stage**

V.G. Ivanov, ....., V.S. Petrov, .....

Application of solid mechanics methods for stage of preliminary designing of base details of heavy machining center with a research objective of their reactions to action of external loadings and definitions of rational ways on improvement of configuration of constructions is considered.

**Key words:** machining center, base details, finite element method, penalty-function method.

-----  
-----  
Статья должна содержать в явном или неявном виде следующие разделы: 1. Введение. 2. Методика проведения исследований или расчетов. 3. Результаты исследования. 4. Обсуждение результатов. 5. Выводы. 6. Список литературы. Следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

-----  
-----

На отдельном листе приводится информация для РИНЦ. Пример оформления:

УДК  
621.9.06

**Расчетная оценка упругих деформаций фундамента многоцелевого станка**

Иванов Владимир Григорьевич, ....., Петров Виктор Сергеевич, ....

*Новосибирский государственный технический университет, 630092, Новосибирск, пр. Карла Маркса, 20***Аннотация**

Рассматривается расчет упругих деформаций фундамента тяжелого многоцелевого станка на абсолютно жестком основании и на упругом винклеровом основании. Показано, что от толщины фундамента существенно зависит деформирование его поверхности.

**Ключевые слова**

фундамент, многоцелевой станок, упругие деформации, метод конечных элементов.

**Литература**

1. Каминская В.В., Решетов Д.Н. Фундаменты и установка металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1975. – 208 с.
2. Атапин В.Г. Проектирование рациональных несущих конструкций многоцелевых станков // Обработка металлов. – 2008. – №4(41). – С. 18–25.
3. Атапин В.Г. Оценка параметров несущих конструкций тяжелого многоцелевого станка на этапе проектирования // Вестник машиностроения. – 2007. – № 2. – С. 61–64.
4. Атапин В.Г. Оптимизация несущей системы стола тяжёлого многоцелевого станка // Обработка металлов. – 2006. – № 4(33). – С. 30–32.

## Calculation of elastic deformations the base of the multi-purpose machine tool

V.G. Ivanov, ..., V.S. Petrov, ....

The calculation of the elastic deformations of the heavy multi-purpose machine for absolutely rigid basis and on an elastic basis is considered. It is shown that the thickness of substantially depends on the deformation of its surface.

### Key words

foundation, machining center, elastic deformations, finite element method.

## ТРЕБОВАНИЯ К НАБОРУ РУКОПИСЕЙ

**Единицы физических величин.** При подготовке рукописи необходимо руководствоваться Международной системой единиц (СИ).

**Таблицы** нумеруются, если их число более одной. Заголовок необходим, когда таблица имеет самостоятельное значение, без заголовка дают таблицы вспомогательного характера.

**Математические формулы.** Сложные и многострочные формулы должны быть целиком набраны в редакторе формул Microsoft Equation 3.0. *Порядковые номера присваиваются только наиболее важным формулам, на которые имеются ссылки в тексте*, номера помещают в круглых скобках у правого края полосы. Разрешено использовать только сквозную нумерацию.

**Рисунки** (не более 6 шт.) представляются в форматах TIFF, PNG, JPEG, BMP, WMF. *Рисунки сканированные откуда-либо не принимаются.* Рекомендуемые размеры рисунков: 60 × 150, 60 × 70 мм. Фотографии должны быть представлены файлом в формате TIFF с размерами 1024 × 768 pt и разрешением не менее 300 × 300 dpi. На фотографиях нельзя наносить какие-либо пометки.

**Библиографический список**, оформленный в соответствии с ГОСТ Р 7.05-2008 «Библиографическая ссылка», составляется по ходу упоминания литературы в тексте и приводится в конце рукописи. В него не следует включать неопубликованные материалы; ссылки на электронные ресурсы и тезисы в библиографическом списке не приветствуются. Ссылки в тексте на литературу даются в квадратных скобках, например [1], [2, 3], [4–7], [4, стр. 23–28]. Список литературы должен включать для заказных статей не более 25 наименований, для обычных статей – не более 10, для кратких сообщений – не более 5.

*Дополнительная информация приведена на сайте [www.nstu.ru](http://www.nstu.ru)  
(раздел «Научная и инновационная деятельность»; научные издания)*

## 10-я ВСЕРОССИЙСКАЯ НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ «ПРОБЛЕМЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕТАЛЛООБРАБОТКИ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ НА СОВРЕМЕННОМ ЭТАПЕ»

28 марта 2012 г.

28 марта 2012 г., с 10-30 до 17-00 ч. – общее заседание в конференц-зале МВЦ «ITE Сибирская Ярмарка» в рамках Международной промышленной выставки «Машиностроение. Металлообработка. Сварка. Металлургия-2012» по адресу: г. Новосибирск, ул. Станционная, 104, МВК «Новосибирск Экспоцентр»

### *Тематика конференции*

- Инновационные технологии в машиностроении;
- Металлообрабатывающее оборудование и инструменты;
- Материаловедение в машиностроении;
- Экономика и организация инновационных процессов в машиностроении.

### *Организаторы конференции*

Новосибирский государственный технический университет, ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром», ООО НПФ «Машсервисприбор», научно-технический и производственный журнал «Обработка металлов», МВЦ «ITE Сибирская Ярмарка», Кузбасский государственный технический университет, Кузбасское региональное отделение РАЕ, Сибирский государственный индустриальный университет, Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова, Бийский технологический институт АлтГТУ им. И.И. Ползунова, Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, Томский политехнический университет

### *Организационный комитет*

#### **Сопредседатели оргкомитета:**

- **Батаев А.А.**, главный редактор научно-технического и производственного журнала «Обработка металлов», профессор, д.т.н., проректор НГТУ, (г. Новосибирск),
- **Коротков А.Н.**, академик РАЕ, профессор, д.т.н., декан механико-машиностроительного факультета КузГТУ (г. Кемерово).

**Члены оргкомитета:** **Атапин В.Г.**, зам. главного редактора журнала «Обработка металлов», профессор, д.т.н., зав. каф. НГТУ (г. Новосибирск), **Афанасьев В.К.**, академик РАЕН, профессор, д.т.н., зав. каф. СибГИУ (г. Новокузнецк), **Буров В.Г.**, профессор, к.т.н., декан механико-технологического факультета НГТУ (г. Новосибирск), **Герасенко А.Н.**, директор ООО НПФ «Машсервисприбор» (г. Новосибирск), **Гурьев А.М.**, профессор, д.т.н., зав. каф. АлтГТУ (г. Барнаул), **Кирсанов С.В.**, профессор, д.т.н., ТПУ (г. Томск), **Косов В.В.**, зам. ген. директора ОАО «Первый Кемеровский авторемонтный завод» (г. Кемерово), **Марков А.М.**, профессор, д.т.н., зав. каф. АлтГТУ (г. Барнаул), **Мещерякова Н.А.**, директор выставки, МВЦ «ITE Сибирская Ярмарка» (г. Новосибирск), **Овчаренко А.Г.**, профессор, д.т.н., зав. каф. БТИ АлтГТУ (г. Бийск), **Рахимянов Х.М.**, профессор, д.т.н., зав. каф. НГТУ (г. Новосибирск), **Скиба В.Ю.**, зам. главного редактора журнала «Обработка металлов», доцент, к.т.н., НГТУ (г. Новосибирск), **Татаркин Е.Ю.**, профессор, д.т.н., зав. каф. АлтГТУ (г. Барнаул).

*Для участия в конференции* и выпуска сборника тезисов докладов необходимо выслать в адрес Оргкомитета в срок до **1 февраля 2012 г.** следующие материалы:

- заявку на участие, где указать фамилию, имя и отчество, должность, ученую степень, звание, название организации, адрес, телефон, факс, e-mail, необходимость предоставления гостиницы;
- тезисы доклада с указанием необходимого демонстрационного оборудования.

**Требования к тезисам докладов:**

- объем до 4 машинописных страниц, *MS Word*; формат А4 (210×297 мм); поля – левое 3 см, остальные 2 см; ориентация – книжная, без переносов; шрифт *Times New Roman* 12, через 1 интервал. Заголовок – заглавными, выравнивание по центру. После названия статьи указываются инициалы, фамилия, должность, ученая степень и звание, место работы автора (авторов) - организация, город, адрес электронной почты;

- формулы, графики и таблицы должны быть в формате текстового файла *MS Word* и *Excel* четкими, выполненными с использованием компьютерного набора;

- материалы высылаются электронной почтой.

Тезисы докладов будут изданы в авторской редакции отдельным сборником к началу конференции.

**Участие в конференции бесплатное.**

**Материалы, присланные после 01 февраля 2012 года,  
к опубликованию не принимаются.**

**Адрес для направления тезисов докладов:**

Россия, 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, корп. 5, к. 274

Новосибирский государственный технический университет,  
заместители главного редактора журнала «Обработка металлов»:

Атапин Владимир Григорьевич,

зав. кафедрой теоретической механики и сопротивления материалов,

Скиба Вадим Юрьевич,

доцент кафедры проектирования технологических машин,

тел. (383) 346-17-77, 346-17-79, e-mail: obrmet@ngs.ru, metal\_working@mail.ru