

ОБРАБОТКА

ISSN 1994-6309

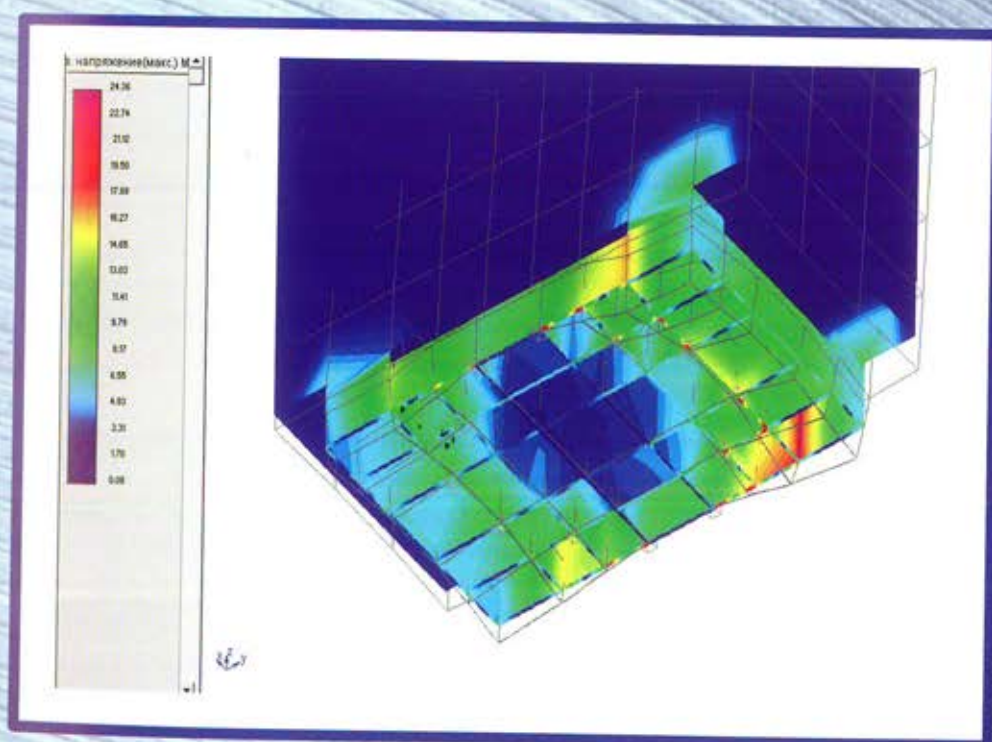
МЕТАЛЛОВ



№ 3(44)/2009

технология • оборудование • инструменты
научно-технический и производственный журнал

Технология Инструменты Материалы конференции Знаменательные даты



Напряженное и деформированное состояние паллеты
тяжелого многоцелевого станка, рассчитанное методом
конечных элементов (вид снизу)



ПОЗДРАВЛЯЕМ ЮБИЛЯРА!

6 сентября 2009 года исполнилось

60 лет

руководителю Межотраслевого
Научно-технического центра «Сварка»
Института физики прочности
и материаловедения СОРАН, доктору технических наук
**ЮРИЮ НИКОЛАЕВИЧУ
САРАЕВУ**



Сараев Ю.Н. в 1971 г. окончил Томский политехнический институт по специальностям: «Электропривод и автоматизация промышленных установок» и «Оборудование и технологии сварочного производства». После окончания института работал в лаборатории «Автоматизация сварочных процессов НИИ автоматики и электро-механики при названном институте, а затем в связи с переводом лаборатории на кафедру "Оборудование и технологии сварочного производства" работал в должности ассистента, старшего преподавателя, доцента. В 1982 г. защитил кандидатскую, а в 1995 г. докторскую диссертацию (в НПО «ЦНИИТМАШ», г. Москва). В 1986 г. ему присвоено ученое звание доцента. С 1986 г. работает в Институте физики прочности и материаловедения СОРАН. С 1998 г. и по настоящее время Юрий Николаевич по совместительству работает на кафедре сварочного производства Юргинского технологического института Томского политехнического университета в должности профессора.

Сараев Ю.Н. — один из ведущих специалистов в области систем питания и автоматического управления дугowymi сварочными и наплавочными процессами. Под руководством Юрия Николаевича в ИФПМ СОРАН создано и успешно развивается новое научное направление, связанное с разработкой адаптивных импульсных технологических процессов сварки и наплавки, обеспечивающих получение неразъемных соединений с гарантированно высокими характеристиками прочности применительно к сварным конструкциям ответственного назначения, деталям машин и механизмов, работающих в сложных климатических условиях Западной Сибири. Коллектив, руководимый Юрием Николаевичем, разработал и внедрил ряд уникальных разработок:

- оборудование и технологии для импульсно-дуговой сварки в различных пространственных положениях в среде защитных газов и покрытыми электродами, электрошлаковой и плазменно-порошковой наплавки, для восстановления и упрочнения быстроизнашивающихся деталей механизмов промышленного производства строительных материалов, строительной и карьерной техники, дереворежущего инструмента;
- разработаны математические модели и программное обеспечение для выполнения компьютерных экспериментов по изучению плавления и переноса электродного металла, формированию сварного шва из расплава сварочной ванны, влияния температурных полей на структуру и свойства металла шва и зоны термического влияния.

Уникальность разработок подтверждается их выходом на международный уровень и сотрудничеством с зарубежными партнерами: Институтом металлургических исследований «СИМЕ» (г. Гавана, Республика Куба, 1988—1994 гг.), Исследовательским институтом цветных металлов (г. Гуанчжоу, КНР, 1996-2001 гг.). Научная деятельность Юрия Николаевича отражена более чем в 150 научных работах — это монографии (3), статьи, доклады, авторские свидетельства (37).

Сараев Ю.Н. уделяет большое внимание научно-организационной работе: член Межгосударственного Совета стран СНГ по сварке и родственным технологиям, член научного и координационного Советов по сварке при ИЭС им. Е.О. Патона, член Президиума Национального Комитета по сварке РАН, эксперт научно-технической сферы министерства науки РФ, вице-президент Российского научно-технического сварочного общества, председатель Томского отделения РНТСО, член редакционных советов журналов «Обработка металлов» и «Сварочное производство», член диссертационных советов при ИФПМСОРАН и Сибирском Федеральном Университете.

Он удостоен звания «Изобретатель СССР», стал победителем конкурса прикладных работ СОРАН 1991 г., является Лауреатом конкурса в сфере науки и образования Томской области 1995 г., отмечен благодарностью Президента РАН в связи с 275-летием РАН, награжден грамотой РАН за разработку высокоэффективных технологических процессов сварки в 2004 г. и грамотой РАН в связи с 50-летием СОРАН в 2007 г.

Редакционная коллегия журнала "Обработка металлов" желает Юрию Николаевичу Сараеву здоровья и долгой творческой активности.

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

№ 3(44)/2009

технология • оборудование • инструменты
научно-технический и производственный журнал

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ

Сопредседатели совета

- Пустовой Н.В.** – ректор НГТУ, профессор, доктор технических наук, Заслуженный деятель науки РФ, член Национального комитета по теоретической и прикладной механике
Пискунов А.А. – генеральный директор ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром», член-корреспондент Международной Академии Общественных наук, доцент

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; **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, КурскГТУ; **Морозов Б.В.**, советник ген. директора ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром», к.т.н.; **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

ИЗДАТЕЛИ

ГОУ ВПО «Новосибирский государственный
технический университет»
ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром»

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

- Батаев А.А.** – главный редактор, профессор,
доктор технических наук
Атапин В.Г. – зам. главного редактора, профессор,
доктор технических наук
Морозов Б.В. – зам. главного редактора, кандидат
технических наук (технология, инструменты)
Герасенко А.Н. – зам. главного редактора (оборудование)

ИЗДАЕТСЯ С 1999 г.

Периодичность – 4 номера в год

Журнал реферирован ВИНТИ

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

Афанасьев В.К., Долгова С. В., Лаврова Н.Б., Толстогузов В.Н., Чебрыков Д.М. Нетрадиционные способы термической обработки алюминиевых и железных сплавов 3

Коган Б.И. Новая методология автоматизированного синтеза технологических ремонтных блоков 9

Чёсов Ю.С., Зверев Е.А. Влияние технологических факторов плазменного напыления на свойства покрытий из порошкового материала марки ПГ-С27 15

ИНСТРУМЕНТЫ

Бишутин С.Г., Тюльпинова Н.В. Изменение температуры нагрева обрабатываемого материала вследствие износа абразивного инструмента 18

Зотов Г.А. Повышение полного периода стойкости составных профильных фрез 26

МАТЕРИАЛЫ КОНФЕРЕНЦИИ

Атапин В.Г. Расчет оптимальных параметров базовых деталей многоцелевых станков 34

Лычагин Д.В., Алфёрова Е.А., Голосова Т.Н., Лычагин А.Д. Неоднородность и локализация деформации в монокристаллах никеля с осью сжатия [001] 37

Проскоков А.В. Построение зоны пластичности для реального профиля передней поверхности металлорежущего инструмента 39

CONTENTS

TECHNOLOGY

Afanasyev V.K., Dolgova S.V., Lavrova N.B., Tolstoguzov V.N., Chibryakov D.M. Nonconventional ways of thermal processing of aluminum and iron alloys 3

Kogan B.I. New procedure of automatic synthesis of operational repair blocks 9

Chesov Uy.S., Zverev E.A. Influence of technology factors of plasma spraying on properties of powder coatings of mark PG-S27 15

INSTRUMENTS

Bishutin S.G., Tulpinova N.V. Worked Stock Heat Temperature Changes due to Abrasive Tool Wear 18

Zotov G.A. Efficient Life Extension of Compound Form Milling Cutter 26

MATERIALS OF CONFERENCE

Atapin V.G. Optimal Parameters Calculation for Multipurpose Machines Base Members 34

Lychagin D.V., Alferova E.A., Golosova T.N., Lychagin A.D. Discontinuity and deformity localization in nickel monocrystals with contraction axis [001] 37

Proskokov A.V. Plasticity zone construction for real face profile of metal cutting tool 39

Корректор *Л.Н. ВЕТЧАКОВА*

Художник-дизайнер *А.В. ЛАДЫЖСКАЯ*

Компьютерная верстка *В.Н. ЗЕНИНА*

Подписано в печать 16.09.09. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.

Усл. печ.л. 5,0. Уч.-изд. л. 9,3. Заказ 1288. Тираж 1000 экз.

Отпечатано в типографии Новосибирского государственного технического университета

630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20

УДК 621.785:[669.262.4:[669.13+669.713]]

НЕТРАДИЦИОННЫЕ СПОСОБЫ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ АЛЮМИНИЕВЫХ И ЖЕЛЕЗНЫХ СПЛАВОВ

В.К. АФАНАСЬЕВ, академик РАЕН, профессор, доктор техн. наук,

С.В. ДОЛГОВА, аспирант, СибГИУ, г. Новокузнецк

Н.Б. ЛАВРОВА, доцент, СФУ, г. Красноярск

В.Н. ТОЛСТОГУЗОВ, ведущий инженер ОАО «Полиметалл»,

г. Санкт-Петербург

Д.М. ЧИБРЯКОВ, аспирант, КемТИПП, г. Кемерово

В работе представлены нетрадиционные способы термической обработки алюминиевых и железных сплавов, позволяющие получить значительный экономический эффект при сохранении механических свойств. Рассмотрены закономерности влияния среды обработки на микроструктуру, тепловое расширение, прочностные и пластические свойства. Установлена корреляция указанных характеристик с содержанием водорода в сплавах.

In job new ways of thermal processing of the aluminum and iron alloys are presented, allowing receiving significant economic benefit at preservation of mechanical properties. Laws of influence of the environment of processing on a microstructure, thermal expansion, strength and plastic properties are considered. Correlation of the specified characteristics with the contents of hydrogen in alloys is installed.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА, АЛЮМИНИЕВЫЕ СПЛАВЫ, ЖЕЛЕЗНЫЕ СПЛАВЫ, СВОЙСТВА

Многовековая история термической обработки задолго до создания диаграмм состояния всегда предусматривала высокотемпературный нагрев и охлаждение с различной скоростью. В настоящее время для получения необходимого уровня физических, механических и химических свойств также созданы режимы термической обработки, где после высокотемпературного нагрева получают либо твердый раствор (истинная закалка), либо пересыщенный твердый раствор, который широко известен под названием «мартенсит». Учитывая большую трудоемкость и высокие расходы электроэнергии, требуются новые режимы термической обработки, основанные на нетрадиционном представлении о формировании свойств металлов и сплавов.

В 1961 году в стране вышел сборник статей [1], где опубликован механизм химического растрескивания У. Эванса. Основой этого механизма является положение о том, что «приток кислорода к наружной поверхности способствует образованию пузырьков водорода внутри трещин». Другими словами, подведение кислорода к поверхности нагреваемой детали активизирует перераспределение водорода внутри металла. После появления этого механизма опубликовано большое количе-

ство трудов, где показано активное участие водорода в формировании свойств металлов и сплавов (статьи, монографии, труды международных конгрессов и конференций). Довольно часто отмечается, что водороду принадлежит ведущая роль в формировании свойств. Для создания нетрадиционных режимов термической обработки, основанных на представлениях У. Эванса, необходима доступная среда нагрева. Самым доступным веществом является окись водорода, известная под названием «вода» (H_2O). При анализе патентной литературы можно увидеть, что нагреву в H_2O посвящены работы, в которых изучаются в основном поверхностные явления и пористость [2]. Авторы способа термообработки металлических деталей (А.с. №996473, кл.С21Д1/78, Б.И. №6, 1983) для регулирования свойств поверхностного слоя изделий помещали их в жидкость, затем нагревали до температуры начала пузырькового кипения жидкости на поверхности изделий, выдерживали при этих условиях (2...30 ч), затем охлаждали (жидкости – бензол, этиловый спирт, толуол, вода и др.). Достигнутые изменения фиксировали путем измерения микротвердости (табл. 1).

По мнению авторов, в неравновесных условиях, в которых находится металл при кипении

Влияние кипячения в Н₂О на микротвердость стали У8

Характеристики тепловой обработки поверхности		Микротвердость, МПа	
Тепловой поток, Вт/м ²	Продолжительность кипячения, ч	До кипячения	После кипячения
160900	27	989	747
242350	25	965	722
269300	25	960	690

жидкости, на его поверхности в твердом теле возникают диффузионные потоки различного рода дефектов, вызываемые, например, неоднородным полем сил, градиентом концентраций и т.д. Колебания температуры поверхности вызывают большие скорости деформации металла, что весьма влияет на скорость диффузии.

Однако если формирование свойств обусловлено перераспределением водорода внутри металла под действием кислорода окружающей среды (механизм У. Эванса), то в связи с высочайшей скоростью диффузии водорода изменения при кипячении должны протекать по всему сечению изделия. Это обстоятельство чрезвычайно важно для разработки промышленных способов термической обработки изделий разнообразного сечения.

Как правило, высокотемпературные нагревы под закалку предусматривают большие энергетические затраты. Для снижения энергетических затрат при сохранении уровня механических свойств нами разработан способ термической обработки промышленных алюминиевых сплавов.

Известно, что назначение высокотемпературного нагрева алюминиевых сплавов, содержащих значительное количество легирующих элементов, – получение гомогенной структуры за счет максимально возможного растворения промежуточных фаз в твердом растворе сплава. В результате того, что в алюминиевых сплавах содержатся легирующие элементы в количествах, значительно превышающих предел их растворимости в алюминии при обычных условиях, в них присутствует очень много промежуточных фаз, весьма устойчивых к разложению при нагреве. В связи с этим для получения гомогенной структуры таких сплавов на практике при их обработке по режиму Т4 (нагрев, выдержка и закалка) требуются значительной продолжительности выдержки (~10–20 ч), что обуславливает

большую длительность процесса и увеличивает энергетические затраты.

Предварительная обработка сплавов в кипящей воде приводит к снижению устойчивости промежуточной фазы в высоколегированных алюминиевых сплавах типа АК9, АМ5, АМг6Л, что при последующем нагреве их под закалку по режиму Т4 приводит к более быстрому получению гомогенной структуры и достижению необходимых механических свойств.

П р и м е р. Испытания проводили на литейных промышленных сплавах АМг6Л, АМ5, АК9. Приготовление сплавов осуществляли в алундовом тигле в закрытой лабораторной печи сопротивления. Для их приготовления использовали алюминий марки А7 и технически чистые металлы и лигатуры. Заливку осуществляли в нагретый до 100 °С металлический кокиль. Из полученных слитков вытачивали образцы, которые подвергали кипячению в воде в течение 1,5–2 ч и последующему нагреву при 430...545 °С в течение 3 ч с закалкой в воду.

После проведения термической обработки испытывали механические свойства сплавов в соответствии с ГОСТ 1583-93.

Для получения сравнительных данных разработанного и известного способов проводили испытания по известной технологии. Результаты испытаний приведены в табл. 2.

Из табличных данных видно, что эффективность разработанного способа выше, чем известного. При такой обработке значительно сокращается время нагрева всех сплавов при температуре закалки. Так, для сплава АМг6Л оно уменьшается в 4 раза, для сплава АМ5 – в 3,3 раза, для АК9 – в 1,3 раза. Это позволяет значительно снизить расход электроэнергии, так как для нагрева сплавов на более низкие температуры требуется значительно меньше энергии, чем при нагреве

**Механические свойства алюминиевых сплавов,
обработанных известным и разработанным способами**

Сплав	Способ обработки	Время кипячения в воде, ч	Температура нагрева, °С	Время нагрева, ч	Механические свойства	
					σ_b , МПа	δ , %
АМг6Л	Известный	–	430	12	250	12,5
	Разработанный	2	430	3	260	14,0
АМ5	Известный	–	545	10	290	17,0
	Разработанный	1,8	545	3	280	18,0
АК9	Известный	–	535	4	210	9,0
	Разработанный	1,5	535	3	210	11,0

на высокие температуры за одно и то же время. Для сплавов АМг6Л, АМ5 это очевидно. Общее время термической обработки сплава АК9 на 0,5 ч больше времени обработки по известному способу, но затраты энергии меньше.

Разработанный способ обработки

Энергия, необходимая для нагрева воды и деталей при 100 °С:

$$W = \Delta t(m_{\text{H}_2\text{O}} C_{\text{H}_2\text{O}} + m_{\text{дет}} C_{\text{мет}}) = \\ = 80(100^3 \times 234,2 + 800 \times 891,7) = 75804800 \text{ Дж} = 21 \text{ кВт/ч.}$$

За 1,5 ч кипячения затраты энергии составят: $21 \times 1,5 = 31,5$ кВт/ч.

При дальнейшем нагреве в печи в течение 3 ч расход электроэнергии составит:

$$W = 1,16 \times 10^{-3} \times \frac{1}{a} \times P_H \Delta t_M = \\ = 1,16 \times 10^{-3} \times 1 \times 600 \times 515 = 358,4 \text{ кВт/ч,}$$

где Δt_M – разность конечной и начальной температур нагрева, °С; $m_{\text{H}_2\text{O}}$, $m_{\text{дет}}$ – масса воды и деталей соответственно, $C_{\text{H}_2\text{O}}$, $C_{\text{мет}}$ – теплоемкость воды и металла соответственно, Дж/кг·град; $a = 1,0 \dots 0,5$; P_H – производительность печи за 3 ч работы, кг/ч.

Общие затраты на нагрев: $358,4 + 31,5 = 390$ кВт/ч.

Известный способ обработки:

$$W = 1,16 \times 10^{-3} \times \frac{1}{a} \times P_H \Delta t_M = \\ = 1,16 \times 10^{-3} \times 1 \times 800 \times 515 = 478 \text{ кВт/ч,}$$

где P_H – производительность печи за 4 ч работы, кг/ч.

Следовательно, при обработке сплава АК9 по разработанному способу экономится 88 кВт/ч электроэнергии за одну садку металла.

Таким образом, использование разработанного способа позволяет в 1,3–4 раза сократить время нагрева сплавов под закалку, в несколько раз снизить расход электроэнергии, что позволит повысить производительность труда в 2 раза за счет увеличения выпуска продукции.

Разработанный способ сформулирован следующим образом.

Способ термической обработки алюминиевых сплавов, включающий нагрев до 430...545 °С, выдержку и закалку в воду, отличающийся тем, что с целью снижения энергетических затрат при сохранении уровня механических свойств сплавов нагрев проводят в две стадии, при этом первую стадию осуществляют путем кипячения в воде в течение 1,5–2 ч [3].

Помимо сокращения времени термической обработки и сохранения механических свойств кипячение в водных растворах некоторых сплавов может изменить другие их свойства. Например, для снижения коэффициента линейного расширения и повышения коррозионной стойкости разработан способ термической обработки, в основе которого лежат соображения об участии водорода в формировании этих свойств [4].

Наиболее близким к нему по технической сущности является способ циклической термической обработки алюминиевых сплавов, включающий нагрев при 490 °С в течение 1,5 ч и отпуск при 100 °С в кипящей воде в течение 10 мин (1 цикл) [2]. Однако существенного влияния на коэффициент линейного расширения данный способ не оказывает. Кроме того, коррозионная стойкость сплавов после такой обработки сравнительно невысока.

Целью изобретения является снижение значений коэффициента линейного расширения алюминиевых сплавов и повышение коррозионной стойкости. Поставленная цель достигается тем,

Влияние кипячения в водном растворе перманганата калия (KMnO₄) на коэффициент линейного расширения и коррозионную стойкость сплавов Al – 5%Cu, Al – 10%Cu, AMg10

Сплав	При- мер	Способ обработки	Время кипяч., ч	Коэффициент линейного расширения $\alpha \times 10^6$, град ⁻¹ , температура испыт., °С					Скорость коррозии, мг/м ² ·ч
				50	100	150	200	250	
Al – 5 %Cu	1	Литой	–	21,17	23,04	24,02	24,39	26,16	0,053
	2	Кипячение в воде	5	22,89	22,31	22,49	22,83	24,24	0,051
	3	Кипячение в 0,05 % р-ре KMnO ₄	5	19,57	21,66	21,63	22,16	22,73	0,048
	4	Кипячение в 0,1 % р-ре KMnO ₄	15	19,48	21,01	21,20	21,94	21,98	0,049
	5	Кипячение в 0,08 % р-ре KMnO ₄	10	19,61	21,56	21,83	22,16	22,73	0,049
	6	Кипячение в 0,02 % р-ре KMnO ₄	16	19,63	21,59	21,89	22,20	22,78	0,049
	7	Кипячение в 0,18 % р-ре KMnO ₄	4	22,89	22,31	22,49	22,83	24,24	0,048
Al – 10 %Cu	8	Литой	–	20,58	22,31	23,21	23,96	23,85	0,049
	9	Кипячение в воде	15	20,06	21,98	22,84	23,37	24,69	0,045
	10	Кипячение в 0,1 % р-ре KMnO ₄	15	19,57	20,07	21,23	20,26	20,09	0,041
AMg10	11	Литой	–	21,80	23,04	24,02	24,39	26,71	0,052
	12	Кипячение в воде	10	22,14	23,84	24,02	22,43	24,70	0,053
	13	Кипячение в 0,1 % р-ре KMnO ₄	10	20,87	22,67	22,84	21,08	22,68	0,052

что в способе обработки алюминиевых сплавов, включающем кипячение, сплавы подвергают кипячению в водном растворе перманганата калия (KMnO₄), при этом концентрация раствора составляет 0,05...0,1 %, а время кипячения 5...15 ч.

П р и м е р. Испытания проводили на литых сплавах Al – 5 %Cu, Al – 10 %Cu и AMg10. Для их приготовления использовали алюминий марки А7 и технически чистые металлы. Выплавляли сплавы по известной технологии. Из полученных слитков вырезали образцы для dilatометрических испытаний и кипятили в водном растворе перманганата калия. Измерения коэффициента линейного расширения проводили на оптическом дифференциальном dilatометре системы «Шевенар».

Для получения сравнительных данных разработанного и известного способов проводили кипячение в воде.

Для определения коррозионной стойкости проводили испытания при комнатной температуре в 3%-ном водном растворе NaCl с добавкой 0,1% H₂O₂. Длительность испытаний 380 ч. Результаты испытаний приведены в табл. 3.

Из табличных данных видно, что применение разработанного способа позволяет по сравнению с прототипом (кипячение в воде) снизить коэффициент линейного расширения в интервале 50...250 °С для сплава Al – 5 %Cu на 2,0...15 %, для сплава Al – 10 %Cu – на 2,4...14,0 %, для сплава AMg10 – на 1,7...6,0 %. Коррозионная стойкость сплавов при этом увеличивается в среднем ~ на 10...12 %.

Из табличных данных также видно (см. примеры 6 и 7), что при осуществлении способа с параметрами, выходящими за граничные значения, положительный эффект не достигается.

Разработанный способ обработки может быть использован для снижения коэффициента линейного расширения сплавов, что позволит применить данные сплавы в областях, в которых их использование было затруднено из-за высоких значений коэффициента линейного расширения, в частности, в приборной технике.

Этот способ сформулирован следующим образом.

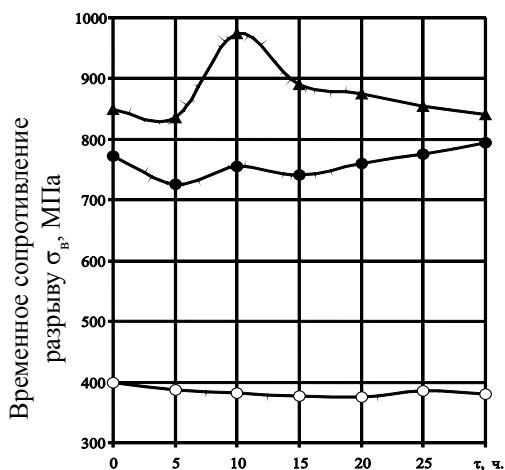


Рис. 1. Влияние времени кипячения в H₂O на временное сопротивление разрыву:

—○— железо 008 ЖР; —●— сталь 60; —▲— сталь У8

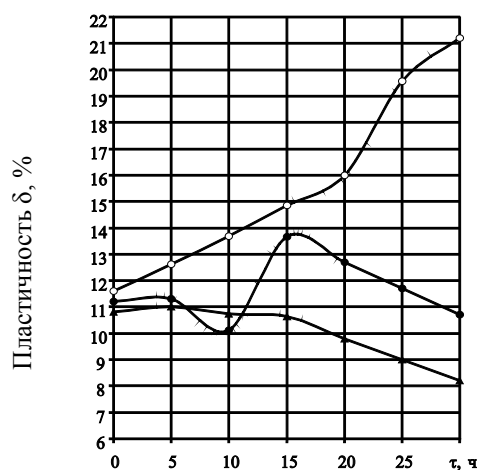


Рис. 2. Влияние времени кипячения в H₂O на пластичность:

—○— железо 008 ЖР; —●— сталь 60; —▲— сталь У8

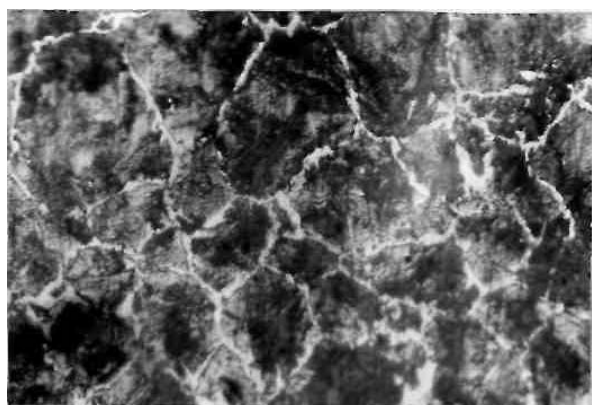
Способ обработки алюминиевых сплавов, включающий кипячение, отличается тем, что с целью снижения коэффициента линейного расширения и повышения коррозионной стойкости кипячение осуществляют в 0,05...0,1 %-ном водном растворе перманганата калия в течение 5...15 ч.

Также проводилось изучение влияния кипячения в H₂O на свойства высокочистого железа 008ЖР, сталей 60 и У8. Определение их механических свойств показало, что кипячение незначительно влияет на показатели прочности (рис. 1), но на пластичность действует сильнее (рис. 2). Относительное удлинение железа монотонно увеличивается: для стали 60 – до 15 ч кипячения, а для стали У8 повышения пластичности не наблюдается вовсе.

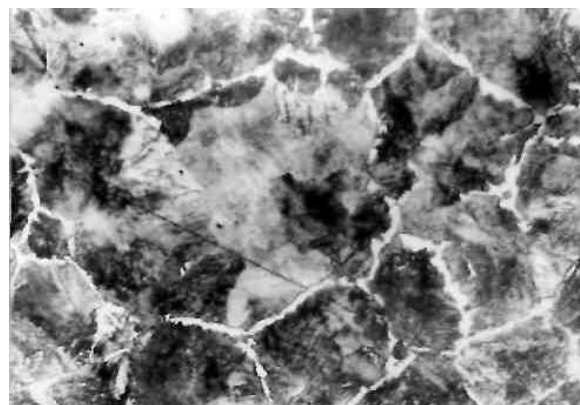
При изучении микроструктуры было установлено, что кипячение уменьшает общую травимость шлифов и несколько увеличивает размер

зерен. На рис. 3 в качестве примера приведен пример микроструктуры стали 60 до и после кипячения, однако такие структурные изменения не являются сильно заметными и определяющими прочность стали.

Методом вакуумной экстракции определено количество водорода в сырых и термообработанных образцах. Результаты определения представлены на рис. 4. Здесь видно, что увеличение содержания углерода увеличивает количество водорода в железе. Кипячение до определенного времени повышает количество водорода в железе и стали, а затем снижает. Наибольшее количество водорода для железа наблюдается после 20 ч кипячения, для стали 60 – 15 ч, а для У8 – 10 ч. Более того, с повышением содержания углерода в железе увеличивается максимум по содержанию водорода, а в стали У8 – он наибольший.



а



б

Рис. 3. Влияние кипячения (τ = 30 ч) на микроструктуру стали 60: а – до кипячения; б – после кипячения (×110)

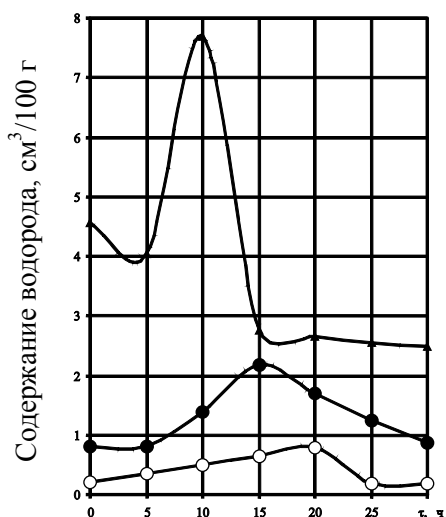


Рис. 4. Влияние кипячения в H₂O на содержание водорода

—○— железо 008 ЖР; —●— сталь 60; —▲— сталь У8

Результаты определения коэффициента линейного расширения приведены в табл. 4. Здесь можно заметить, что кипячение не вносит катализмов в расширение железа и стали, что важно для случаев приборной техники.

Таким образом, на примере алюминиевых и железных сплавов показано, что на основании представлений об участии водорода в формировании свойств металлических сплавов имеется возможность практических разработок нетрадиционных режимов термической обработки, применение которых позволит получить экономический эффект.

Работа выполнена при поддержке аналитической ведомственной целевой программы «Развитие научного потенциала высшей школы (2009-2010 годы)» по теме 957.

Таблица 4

Влияние времени кипячения в H₂O на линейное расширение железа 008ЖР и стали

Время кипячения, ч	Коэффициент линейного расширения $\alpha \times 10^{-6}$, град ⁻¹ , температура испытания, °С									
	50	100	150	200	250	300	350	400	450	
Железо 008ЖР										
0	8,75	10,05	11,51	12,75	14,25	14,55	15,10	15,51	15,90	
20	10,25	10,80	11,85	12,80	13,55	14,25	14,75	15,15	15,35	
30	10,40	11,45	12,05	12,55	13,05	13,63	14,25	14,45	14,85	
Сталь 60										
0	9,80	10,50	10,55	11,50	12,80	13,75	14,70	15,95	17,00	
15	10,20	11,05	11,55	12,30	13,25	14,10	14,35	15,35	15,60	
30	7,90	9,38	10,80	11,95	13,95	14,75	15,20	15,95	16,75	
Сталь У8										
0	8,10	9,40	10,10	10,70	12,45	13,75	13,95	14,45	14,70	
15	9,45	10,20	10,65	11,35	13,15	13,75	13,95	14,55	14,95	
30	8,30	9,55	10,55	11,35	13,85	14,58	14,85	15,60	15,95	

Список литературы

1. Эванс У. О механизме химического растрескивания // Коррозионное растрескивание : сборник. – М., 1961. – С. 149 – 153.
2. Павловский В.А., Паскаль Ю.И., Савицкий С.В. Исследование аномалий пористости в некоторых алюминиевых сплавах // Известия ВУЗов. Физика. – 1968. – № 12. – С. 55.

3. А.с. 1198977, C22F1/04. Способ термической обработки алюминиевых сплавов / В.К. Афанасьев, Л.З. Еловикова, П.И. Позднякова. – № заявки 3684854/22-02; опубл. 04.01.84.
4. Патент РФ № 2007487. Способ обработки алюминиевых сплавов / В.В. Ушакова, М.В. Попова, С.С. Шараев, Н.Е. Тимохина. – Заявл. 5.05.91; опубл. 15.02.94. Бюл. № 3.

Контактная информация для переписки:

Афанасьев В.К. – 654007, Новокузнецк, Сибирский государственный индустриальный университет, ул. Кирова, 42;
e-mail:w.afanasev@nvkz.kuzbass.net

УДК 622. 002.5

НОВАЯ МЕТОДОЛОГИЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО СИНТЕЗА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕМОНТНЫХ БЛОКОВ

*Б. И. КОГАН, профессор, доктор техн. наук,
академик РАЕН, КузГТУ, г. Кемерово*

На примере ремонта гидроцилиндров горных машин рассмотрена новая методология компьютерного синтеза структуры технологических ремонтных блоков, технологически обеспечивающих необходимое функциональное качество механизмов и машин с учетом среды эксплуатации, видов отказов, оптимальных методов восстановления. Создана программа автопоиска максимального соответствия анализируемых критериев. Информационная модель технологических ремонтных блоков выражается виртуальным выпуклым многогранником.

New procedure for computer synthesis of operational repair blocks structure was considered by the example of mountain machine hydraulic cylinders repair. An automatic search program for maximum correspondence of analyzable criteria has been produced. Information model of operational repair blocks is expressed as a virtual convex polyhedron.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ГИДРОЦИЛИНДРЫ ГОРНЫХ МАШИН, КОМПЬЮТЕРНЫЙ СИНТЕЗ СТРУКТУРЫ, РЕМОНТ.

Формирование структуры технологических ремонтных блоков (ТРБ)* для восстановления функциональных поверхностей (рабочих модулей поверхностей) деталей машин – сложная многовариантная задача [1]. Эта задача решается с учетом среды эксплуатации, характера отказов, конструктивно-технологических характеристик, требуемых параметров качества, экономичности, возможностей ремонтного предприятия.

Поэтому весьма актуальным является создание методологии компьютерного перебора идентифицированных факторов, определяющих выбор оптимальной структуры ТРБ, основанной на принципе максимального соответствия. Этот принцип и разработанная методология рассмотрены на примере синтеза ТРБ для ремонта гидроцилиндров горных машин (рис. 1).

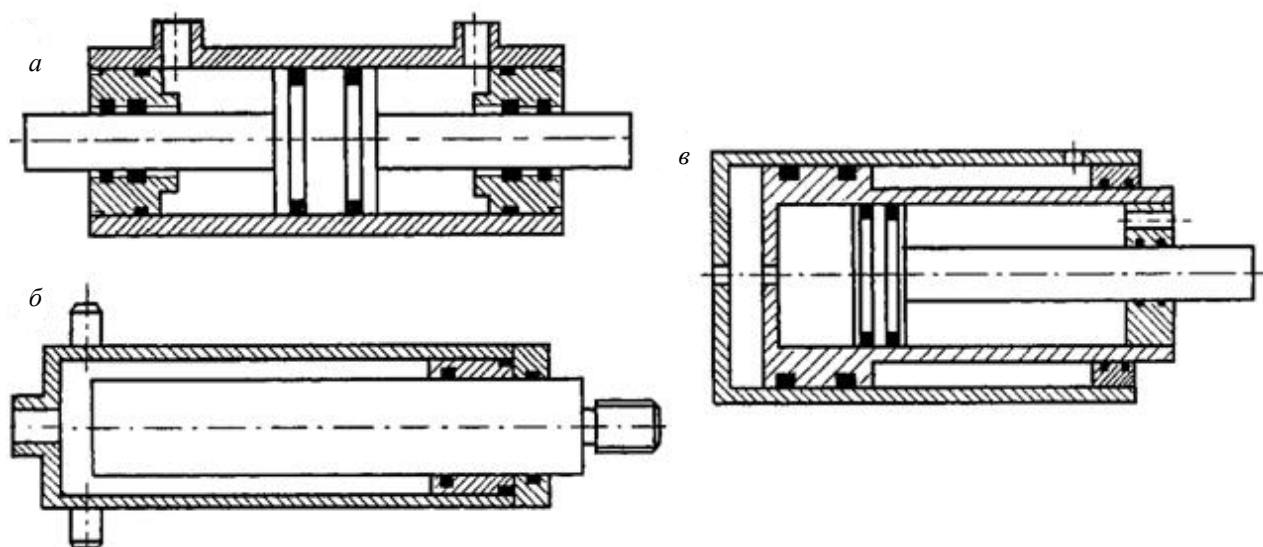


Рис 1. Виды гидроцилиндров:
а – с двухсторонним штоком; б – плунжерный; в – телескопический

В состав гидроцилиндров входят гильзы, поршни, штоки, плунжеры, манжеты и др. К изготовлению цилиндров предъявляются требования:

– внутренняя рабочая поверхность цилиндров должна быть изготовлена по 8-му или 11-му качеству точности и иметь шероховатость $Ra = 0,63 \dots 0,32$ мкм;

– кольцевые и продольные риски на поверхности трения не допускаются;

– конусообразность, овальность и бочкообразность внутреннего диаметра по всей длине цилиндра должны быть в пределах половины допуска на этот диаметр;

– непрямолинейность оси цилиндра допускается не более 0,4 мм на длине 500 мм.

К гидравлическим цилиндрам кроме основных требований к точности, герметичности, чистоте рабочей поверхности предъявляются требования свободного перемещения поршня по цилиндру под действием собственного веса при минимальном зазоре между стенками цилиндров и поршнями. Аналогичные требования предъявляются к штокам и плунжерам.

Основные виды повреждения гидроцилиндров: смятие, истирание, фреттинг, отслаивание, коррозия, поломка.

Существует много методов ремонта гидроцилиндров, но большинство из них не систематизированы и имеют высокий показатель затрат. Поэтому технический уровень и объемы восстанавливаемых деталей на многих предприятиях еще недостаточны, из-за чего расходуется значительное количество запасных частей.

Необходимо обеспечить рациональное соотношение стоимости и качества восстановления для обеспечения надежности гидроцилиндра и соответственно надежности машин и максимально уменьшить время на анализ, сделав его автоматическим.

Осуществление данной цели найдено в использовании программы, основанной на принципе максимального соответствия.

Принцип действия программы

Составляются базы данных на виды отказов, среды эксплуатации, способы восстановления, параметры детали и экономичности. Каждому параметру и способу восстановления задается определенный индекс-код (табл. 1 и 2).

Т а б л и ц а 1

База данных способов восстановления

Способы восстановления	Индекс-код
1. Обработка по диаметру	01
2. Пластическое деформирование	02
3. Нанесение полимерных покрытий	03
4. Виброконтатная наплавка	04
5. Хонингование	05
...	...
<i>n</i>	<i>K</i>

Т а б л и ц а 2

База данных параметров восстанавливаемого объекта

Деталь	Индекс-код
1. Гильза	01D
2. Шток	02D
3. Втулка	03 D
4. Поршень	04D
5. Патрубки	05D
...	...
<i>n</i>	<i>kD</i>

Окончание табл. 2

Вид отказа	Индекс-код
1. Износ штока	01VO
2. Абразивный износ гильзы	02 VO
3. Усталость	03 VO
4. Коррозия	04 VO
5. Бочкообразность	05 VO
...	...
<i>n</i>	<i>k</i> VO
Материал	Индекс-код
1. Чугун специальный	01M
2. Сталь 35	02M
3. Сталь 40X	03M
4. Сталь 45	04M
5. Сталь 40XH	05M
...	...
<i>n</i>	<i>к</i> M
Твердость	Индекс-код
1. HRC 45-50	01T
2. HRC 50-60	02T
3. HRC 60-70	03T
4. HB 241-285	04T
5. HB 290-330	05T
...	...
<i>n</i>	<i>к</i> T
Режимы работы (давление)	Индекс-код
1. 16...20 МПа	01RR
2. 20...30 МПа	02RR
3. 30...40 МПа	03RR
4. 40...50 МПа	04RR
5. 50...60 МПа	05RR
...	...
<i>n</i>	<i>к</i> RR
Условия работы	Индекс-код
1. Тепловое воздействие	01UR
2. Коррозионное воздействие	02UR
3. Колебания температур	03UR
4. Воздействие высокого давления	04UR
5. Трение	05UR
...	...
<i>n</i>	<i>к</i> UR
Экономичность	Индекс-код
1. До 1000 р.	01E
2. 1000–5000 р.	02E
3. 5000–7000 р.	03E
4. 7000–10000 р.	04E
5. Свыше 10000 р.	05E
...	...
<i>n</i>	<i>к</i> E

Таблица соответствий

Способ восстановления	D	VO	м	т	RR	UR	E
01	01D	07VO	01M	13T	01RR	14UR	01E
	07D	08VO	05M	24T	02RR	15UR	02E
	15D	10VO	03M	55T	03RR	18UR	03E

02	02D	01VO	13M	12T	01RR	01UR	02E
	07D	02VO	14M	15T	05RR	02UR	03E
	17D	05VO	15M	14T	06RR	06UR	04E

03	01D	02VO	06M	12T	04RR	06UR	02E
	02D	04VO	23M	15T	05RR	07UR	05E
	08D	06VO	12M	17T	06RR	09UR	06E

...
k	Ki1D	Ki1VO	Ki1M	Ki1T	Ki1RR	Ki1UR	Ki1E
	Ki2D	Ki2VO	Ki2M	Ki2T	Ki2RR	Ki2UR	Ki2E
	Ki3D	Ki3VO	Ki3M	Ki3T	Ki3RR	Ki3UR	Ki3E

Далее создается таблица, включающая в первом столбце все виды восстановления, а в последующих столбцах все задаваемые параметры, которые могут соответствовать каждому способу. Основная и в то же время завершающая операция заключается в поиске максимально возможного соответствия индексов-кодов баз данных индекс-кодам таблицы в строке вида восстановления. Программа автоматически выбирает этот вариант (табл. 3).

Программа работает с индивидуальной настройкой для каждого предприятия.

Вся информация может редактироваться, удаляться и пополняться по мере появления новых технологий, способов восстановления и новых видов деятельности предприятий.

Для наглядного представления результата программного анализа создана программа-поиск с удобным и доступным для понятия каждому интерфейсом. Алгоритм работы программы представлен на рис. 2.

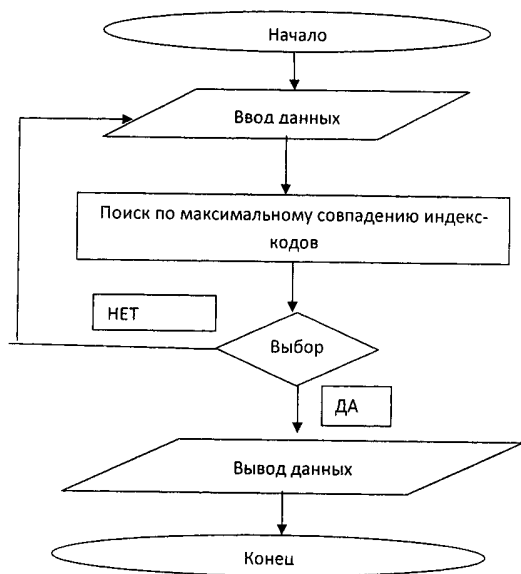


Рис. 2. Алгоритм работы программы

Пример восстановления штока гидроцилиндра приведен в табл. 4.

Исходя из соответствия индекс-кодов из предложенных методов восстановления наиболее выгодным является нанесение полимерных покрытий. Остальные два способа не являются универсальными. Они трудоемки, требуют использования точных станков и высокой квалификации рабочего, что, в свою очередь, ведет к значительному увеличению стоимости ремонта. К достоинствам выбранного способа восстановления можно отнести возможность нанесения покрытия на грубо обработанные поверхности гидроцилиндров. Он позволяет получать высокую точность и необходимую шероховатость поверхности штоков гидроци-

Исходные данные для восстановления штока гидроцилиндра

Параметры восстанавливаемой детали	Индекс-код
Деталь – шток	02D
Вид отказа – износ штока по диаметру	01VO
коррозия	04VO
Материал – Сталь 40X ГОСТ 6540-68	03M
Твердость – HRC 60-70	03T
Режим работы – 20-30 МПа	02RR
Условия работы – тепловое воздействие	01UR
коррозионное воздействие	02UR
Экономичность – до 1000 р.	02E
Выходные данные	
Способ восстановления – обработка по рабочему диаметру	01
пластическое деформирование путем создания	
градиента температур	02
нанесение полимерных материалов	03

линдров без механической обработки. Также преимуществом является возможность многократного повторения этого процесса без дополнительного снятия слоя металла, так как есть возможность выплавить слой изношенного полимера при температурах, немногим более 100 °С. Путем анализа этих достоинств программа выбрала данный метод наибольшим совпадением индекс-кодов (табл. 5).

Пример восстановления гильзы гидроцилиндра представлен в табл. 6.

Исходя из соответствия индекс-кодов из предложенных методов восстановления наиболее оптимальным является пластическое деформирование путем создания градиента температур, потому что два других способа не

обеспечивают необходимой твердости гильзы и не обеспечивают полный послеремонтный ресурс детали. Выбранный способ позволяет обеспечить 100 % ресурс и снизить затраты на восстановление гильзы. Путем анализа этих достоинств программа выбрала этот метод наибольшим совпадением индекс-кодов (табл. 7).

По разработанной методике были синтезированы и разработаны технологические блоки для восстановления и повышения надежности гидростоек, домкратов и гидроцилиндров горных машин. При этом информационная модель ТРБ может быть представлена в виде виртуального многогранника [2].

Соответствие параметров штока способам восстановления

Способ восстановления	D	VO	M	T	RR	UR	E
01	02D	01VO 04VO	ош 02M 03M	01T 02T 03T	01RR 02RR 03RR	01UR 02UR 03UR	03E
02	02D	01VO 04VO	01M 03M	01T 02T 03T	01RR 02RR 03RR	01UR 02UR 05UR	02E
03	01D 02D 03D	01VO 02VO 03VO 04VO	ОШ 02M 03M	01T 02T 03T	01RR 02RR 03 RR	01UR 02UR 03UR	01E

Т а б л и ц а 6

Исходные данные для восстановления гильзы гидроцилиндра

Параметры восстанавливаемой детали	Индекс-код
Деталь – гильза	01D
Вид отказа – износ внутренней поверхности, коррозия	02VO 04VO
Материал – Сталь 45 ГОСТ 6540-68	04M
Твердость – HB 241-285	04T
Режим работы – 20-30 МПа	02RR
Условия работы – трение, коррозионное воздействие	05UR 02UR
Экономичность – до 5000 р.	02E
Выходные данные	
Способ восстановления – обработка по рабочему диаметру, пластическое деформирование путем создания градиента температур, хонингование	01
	02
	05

Т а б л и ц а 7

Соответствие параметров гильзы способам восстановления

Способ восстановления	D	VO	M	T	RR	UR	E
01	02D	01VO 04VO	01M 02M 03M	01T 02T 03T	01RR 02RR 03RR	01UR 02UR 03UR	03E
02	02D	01VO 04VO	01M 03M	01T 02T 03T	01RR 02RR 03RR	01UR 02UR 05UR	02E
05	01D 03D	01VO 02VO 04VO	01M 02M 03M	01T 02T 03T	01RR 02RR 03RR	01UR 02UR 03UR	01E

Список литературы

1. Коган, Б. И. Технологическое обеспечение восстановления деталей горных машин: цикл лекций. – Кемерово: Кузбассвузиздат, 2007. – 392 с.
2. Способ формирования технологического ремонтного блока. Патент на изобретение №2333088/ Б. И. Коган, А. П. Черныш. Бюллетень № 25, 2008.

Контактная информация для переписки:

Коган Б.И. – 650026, Кемерово, Кузбасский государственный технический университет,
ул. Весенняя, 28; e-mail: tms@kuzstu.ru

УДК 621.793.74

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ ПЛАЗМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ НА СВОЙСТВА ПОКРЫТИЙ ИЗ ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА МАРКИ ПГ-С27

Ю.С. ЧЁСОВ, к.т.н., доцент,
Е.А. ЗВЕРЕВ, ассистент,
НГТУ, Новосибирск

Получены функциональные зависимости, связывающие режимы плазменного напыления порошка марки ПГ-С27 с адгезионной прочностью и пористостью покрытий.

Functional dependences for the analysis of interrelation of conditions plasma spraying with adhesive power and porosity of coatings were received.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ПЛАЗМА, НАПЫЛЕНИЕ, ПОКРЫТИЕ, АДГЕЗИЯ, ПРОЧНОСТЬ, ПОРИСТОСТЬ.

В последнее время в промышленности все больший интерес проявляется к износостойким покрытиям, поскольку их применение дает наибольший экономический эффект. Покрытия, как правило, наносятся на менее качественную основу, создавая поверхность, обладающую необходимым уровнем эксплуатационных свойств.

Особое место среди широко распространенных методов нанесения покрытий занимает плазменное напыление. К его достоинствам можно отнести высокую производительность, хорошую управляемость процессом, простоту реализации технологии, относительно низкую себестоимость, а также возможность обработки деталей различной конфигурации и габаритов. В зависимости от напыляемого порошкового материала можно получать различные виды износостойких покрытий. Немаловажным является и то обстоятельство, что его часто используют при восстановлении изношенных деталей.

Процесс плазменного напыления является многопараметрическим. Существует большое число факторов, влияющих на свойства покрытий. Основным устройством при реализации технологии является плазмотрон [1]. Плазменную струю получают вдуванием плазмообразую-

щего газа в электрическую дугу, образующуюся между двумя электродами плазмотрона. Частицы исходного порошка, попадая в плазменную струю, расплавляются и переносятся на обрабатываемую поверхность, образуя покрытие.

Среди основных параметров процесса, влияющих на физико-механические и эксплуатационные свойства покрытий, можно выделить *исходный материал* (химический состав порошка, дисперсность и теплофизические свойства) и *режимы напыления* (напряжение, ток, состав и расход плазмообразующего и транспортирующего газов, расход порошка, дистанция напыления, скорость относительного перемещения плазмотрона и детали).

В промышленности применяется очень большое многообразие марок износостойких порошков. В то же время достаточно проблематичным остается вопрос выбора наиболее рационального режима напыления, при котором обеспечивается высокая адгезионная прочность (прочность сцепления покрытия с основой) при минимальной пористости покрытия.

В качестве объекта исследования был принят широко распространенный порошковый материал марки ПГ-С27. Порошок представляет собой высокохромистый чугун с фракци-

онным размером частиц порядка 40...100 мкм. На практике твердость напыленных покрытий достигает 59 HRC. Покрытия из рассматриваемого материала обладают высокой износостойкостью в условиях абразивного изнашивания и нашли широкое применение при упрочнении рабочих органов самого разнообразного технологического оборудования: почвообрабатывающих машин, экструдеров, дорожной, строительной и другой техники.

Задачу установления связи режимов напыления с показателями качества покрытий в полной мере можно решить лишь в том случае, когда применительно к конкретной плазменной установке будет получена инженерная модель процесса. Но это требует проведения достаточно глубоких экспериментальных исследований. Необходимо принимать во внимание и то обстоятельство, что при плазменном напылении практически невозможно одновременно учесть большое количество факторов. Чем больше факторов варьируется в процессе отработки технологии, тем больше возникает погрешностей. Поэтому возникает потребность в планировании эксперимента, выборе числа факторов, входящих в математическую модель, с определением диапазона варьирования их значений.

В экспериментальных исследованиях нами использовалась плазменная установка «Киев-7» [2]. Напыление осуществлялось плазмотроном ПУН-8 (ТУ 26-05-61-86) мощностью 40 кВт. В качестве образцов применялись втулки, изготовленные из стали 20 с наружным и внутренним диаметрами соответственно 25 мм и 15 мм, шириной 12 мм. Процесс напыления осуществляли за счет поступательного перемещения плазмотрона и вращения оправки с образцами.

Для оценки адгезионной прочности $\sigma_{ад}$ использовался метод «сдвига» [3]. С помощью специального пресса цилиндрические образцы продавливались через матрицу. При этом происходило разрушение и отрыв покрытия. Значение прочности сцепления определялось через отношение нагрузки при разрушении к площади отрыва покрытия.

Пористость покрытий определялась металлографическим методом: на микрофотографию нетравленных шлифов наносили секущие линии, а затем измерялась длина отрезков, попавших на поры [4]. Отношение суммы длин отрезков

к общей длине секущей позволило определить общую пористость покрытия Π .

Для проведения экспериментальных исследований был принят ортогональный центрально-композиционный план второго порядка [5]. Управляемыми факторами являлись сила тока дуги плазмотрона I (пределы варьирования – 116...154 А), расход плазмообразующего газа (воздуха) G (13,7...26,3 л/мин) и дистанция напыления L (82,5...158 мм).

Полученные данные были обработаны с использованием программных продуктов *STATISTICA 6.0* и *Excel*. Максимальная погрешность расчетов не превысила 5 %. В результате была получена инженерная модель процесса на базе уравнений регрессии вида

$$\sigma_{ад} = 130,62 - 2,316I + 3,878G - 0,086L + 0,009I^2 - 0,124G^2 + 0,007IG,$$

$$\Pi = -159,45 + 4,487I - 7,308G - 0,714L - 0,0180I^2 + 0,159G^2 + 0,003L^2 + 0,008IG.$$

Данная модель дает возможность оценить степень влияния каждого из факторов и выявить их взаимосвязь.

На рис. 1 и 2 показаны графические зависимости адгезионной прочности и пористости соответственно от силы тока дуги плазмотрона и расхода плазмообразующего газа при дистанции напыления, равной 120 мм.

Из рис. 1 отчетливо видно, что с увеличением силы тока прочность сцепления возрастает. Это объясняется повышением температуры струи, вследствие чего в ней уменьшается количество нерасплавленных частиц. При достижении же

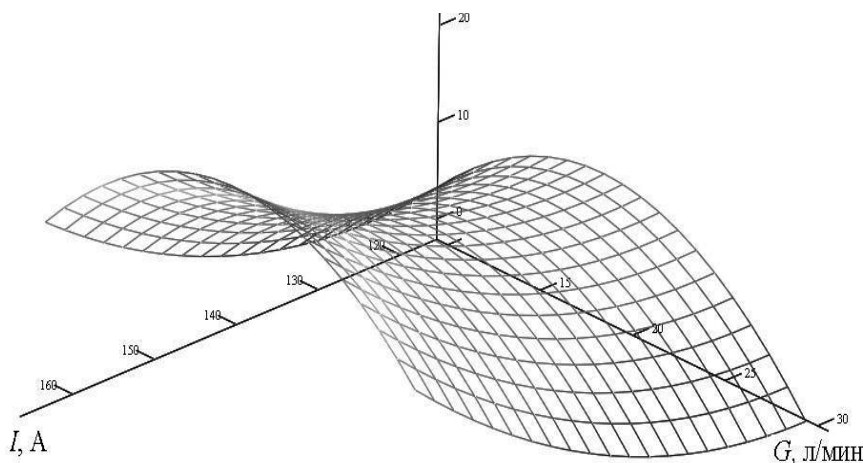


Рис. 1. Зависимость адгезионной прочности покрытия от режимов напыления

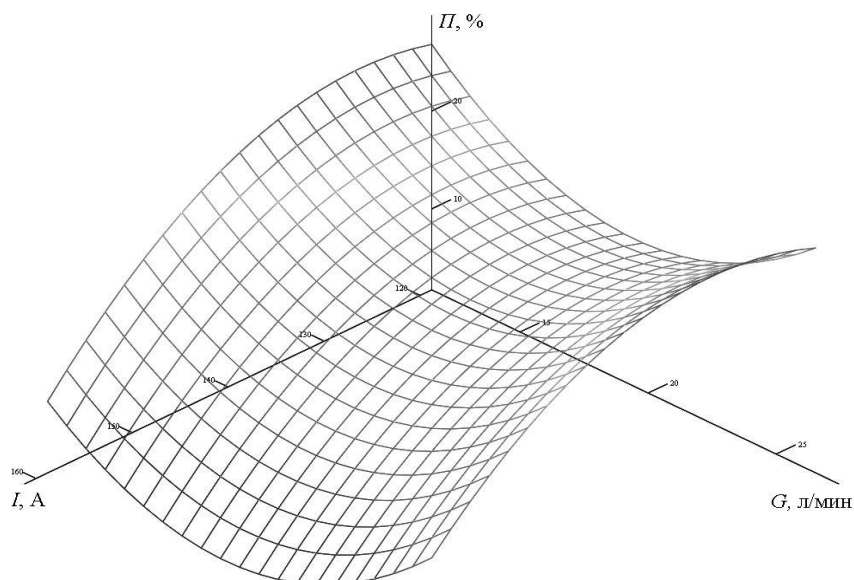


Рис. 2. Зависимость пористости покрытия от режимов напыления

критического значения силы тока происходит перегрев и выгорание частиц в плазменной струе. Представленная зависимость показывает, что в выбранном диапазоне сила тока не достигает своего критического значения. Увеличение расхода газа способствует увеличению адгезионной прочности до определенного предела, после чего наблюдается спад. Это обусловлено сложным влиянием величины расхода на состояние плазменной струи: с увеличением расхода газа растет скорость истечения плазмы (растет и кинетическая энергия частиц порошка), но при этом происходит снижение тепловой мощности струи (что отрицательно влияет на температуру частиц). Адгезионная прочность покрытий изменяется в диапазоне значений 9,8...26,4 МПа.

При анализе влияния режимов напыления на пористость покрытий (рис. 2) можно отметить следующее. С увеличением силы тока наблюдается ее уменьшение, что вызвано ростом степени расплавленности частиц. Влияние расхода газа имеет более сложную закономерность. При малых значениях расхода напыляемые частицы обладают меньшей кинетической энергией, что отрицательно сказывается на пористости в про-

цессе формирования покрытия. Повышение расхода способствует снижению пористости лишь до определенного момента, после чего она возрастает вследствие уменьшения тепловой мощности плазмы. Величина пористости покрытий при различных режимах напыления составила 9...26 %. В соответствии с требованиями ГОСТ 9.304-87 пористость напыленных покрытий не должна превышать 20 %.

В результате совместного анализа полученных регрессионных зависимостей было установлено, что для обеспечения наиболее рациональных показателей качества покрытий процесс обработки целесообразно реализовывать при силе

тока дуги плазмотрона порядка 140...155 А, расходе плазмообразующего газа – 18...23 л/мин и дистанции напыления – 90...100 мм.

Список литературы

1. Пузыряков А.Ф. Теоретические основы плазменного напыления. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2003. – 360 с.
2. Птицын С.В., Чёсов Ю.С., Зверев Е.А. Установка для плазменного нанесения покрытий // Сб. науч. тр. НГТУ. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2006. – № 4(46). – С. 67 – 72.
3. Чёсов Ю.С., Зверев Е.А. Исследование износостойкости покрытий, нанесенных методом плазменного напыления // Научный вестник НГТУ, 2008. – № 3(32). – С. 175 – 181.
4. Методы исследования материалов. Структура, свойства и процессы нанесения неорганических покрытий / Л.И. Тушинский, А.В. Плохов, А.О.Токарев, В.И. Синдеев – М.: Мир, 2004. – 384 с.
5. Яцерицин П.И., Махаринский Б.И. Планирование эксперимента в машиностроении. – Минск: Высшая школа, 1985. – 286 с.

Контактная информация для переписки:

Чёсов Ю.С. – 630092, Новосибирск, Новосибирский государственный технический университет, пр. К.Маркса, 20; тел.: (382) 346-17-79

ИЗМЕНЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НАГРЕВА ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА ВСЛЕДСТВИЕ ИЗНОСА АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА

*С.Г. БИШУТИН, профессор, доктор техн. наук,
Н.В. ТЮЛЬПИНОВА, ассистент,
УНТИ Брянский ГТУ, г. Брянск*

Представлена методология прогнозирования тепловыделения в контактной зоне заготовки и абразивного инструмента с учетом его изнашивания.

The methodology of forecasting of heat separation in contact zone of stock and abrasive tool with taking into account its wear process is present.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: АБРАЗИВНЫЙ ИНСТРУМЕНТ, ИЗНОС, ТЕМПЕРАТУРА НАГРЕВА ДЕТАЛИ, МЕТОДОЛОГИЯ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ.

Качество продукции машиностроения в значительной степени обеспечивается на финишных операциях технологических процессов механической обработки. Наиболее распространенными финишными операциями являются разнообразные виды абразивного шлифования. Тепловые явления, сопровождающие процесс шлифования, оказывают существенное влияние на качество шлифованных поверхностей. На практике стремятся, чтобы процесс абразивной обработки не вызывал значительных структурно-фазовых изменений (прижогов) материала поверхностного слоя заготовки вследствие ее нагрева. Для назначения научно обоснованных режимов бесприжогового шлифования необходимо иметь представление о температурном поле в зоне обработки, которое претерпевает значительные изменения вследствие изнашивания шлифовального круга. Однако существующие математические модели прогнозирования тепловыделения при шлифовании не учитывают в должной мере изменение состояния рабочей поверхности инструмента в процессе его эксплуатации.

В этой связи приведенные ниже результаты исследований являются актуальными и представляют интерес как с научной, так и с практической точки зрения.

В основу исследований положена следующая схема нагрева и охлаждения обрабатываемого материала при контактировании с абразивным

инструментом (рис. 1). Источником тепловыделения при шлифовании являются перемещающиеся с большой скоростью абразивные зерна, создающие тепловые импульсы (на рис. 1 показаны в виде скачков температуры). В процессе шлифования каждый элементарный участок зоны контакта заготовки и шлифовального круга от момента входа в контакт до выхода из контакта испытывает действие ряда тепловых импульсов. Каждый импульс вызывает нагрев и последующее охлаждение шлифуемой поверхности. Интервал между тепловыми импульсами определяет степень охлаждения и температуру, до которой успеет остыть поверхность к моменту подхода очередного зерна. Считаем, что процесс охлаждения между импульсами происходит адиабатически, без конвективных потерь. Итак, когда рассматриваемый участок находится в контакте, он испытывает воздействие i импульсов, в промежутках между которыми происходит значительное снижение температуры, но не до первоначального значения: каждое последующее зерно входит в металл, нагретый действием предыдущих зерен. Другими словами, к температуре от второго импульса добавляется температура, до которой успел остыть металл от действия первого импульса к моменту начала второго (добавляется «остаток» от предыдущего импульса); к температуре от третьего импульса добавляется остаток от действия двух предыду-

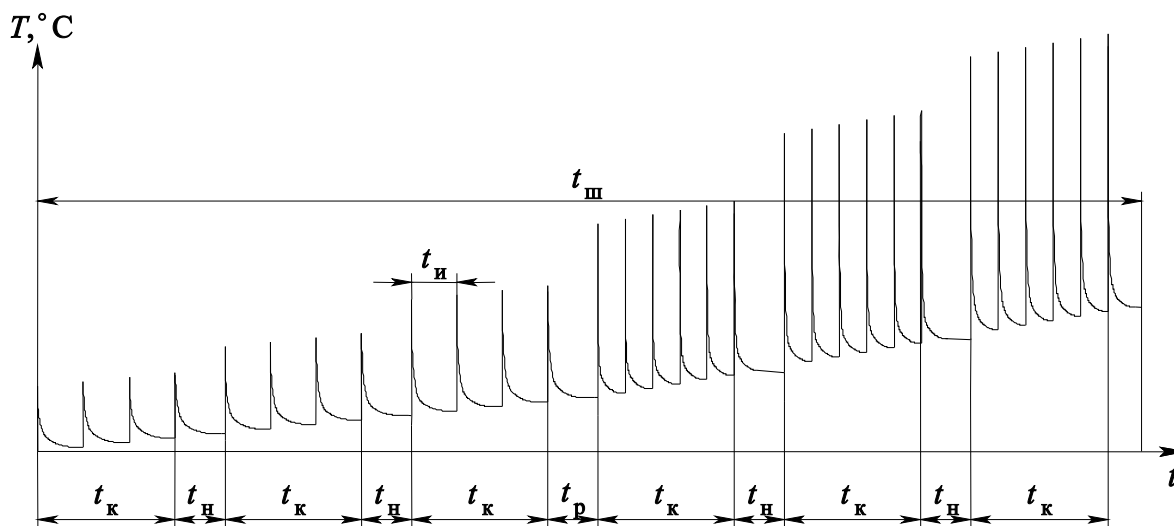


Рис. 1. Изменение температуры T обрабатываемого материала при контактировании с абразивным инструментом в течение $t_{\text{ш}}$ цикла шлифования:

t_k – время единичного контакта рассматриваемого участка поверхности заготовки с кругом;
 t_H – время между двумя температурными импульсами; t_H – время охлаждения обрабатываемого материала между контактами; t_p – время охлаждения обрабатываемого материала между рабочими ходами

щих и т.д., т.е. происходит постепенное накопление тепла от каждого импульса.

Обрабатываемая поверхность входит в контакт с кругом периодически, т.е. за один рабочий ход рассматриваемый участок поверхности заготовки испытывает H контактов с кругом. В промежутках между этими повторными контактами поверхность заготовки охлаждается окружающей средой: смазочно-охлаждающим технологическим средством (СОТС) и воздухом. Температура снижается значительно, но все же не до исходной величины, поэтому к температуре на очередном контакте добавляется температура, до которой успеет охладиться поверхность в промежутке между предыдущими контактами. Таким образом, после каждого контакта происходит накопление тепла.

При многопроходном шлифовании рассматриваемый участок поверхности, испытав H контактов с кругом за один рабочий ход, выходит из последнего контакта и охлаждается в течение определенного промежутка времени до тех пор, пока не вступит в контакт с кругом на следующем рабочем ходе. В течение этого промежутка времени происходит снижение температуры до определенной величины, которая добавляется к последующему циклу нагрева. Таким образом, после каждого рабочего хода также происходит постепенное накопление тепла.

При шлифовании поверхностный слой постоянно срезается, при этом слой металла, расположенный под поверхностью (например, на расстоянии припуска), постепенно нагревается, по мере снятия припуска приближается к зоне контакта круга с заготовкой и после снятия припуска выходит на поверхность. Температура, которая накапливается в этом слое за время обработки, определяет наличие в этом, уже поверхностном слое структурных изменений и дефектов. Естественно, что в начале обработки, когда этот слой находится на расстоянии припуска под поверхностью, нагрев от действия абразивных зерен в контакте незначителен, но по мере приближения к зоне контакта нагрев усиливается за счет сокращения расстояния до поверхности.

Таким образом, температура поверхности заготовки T_3 является функцией следующих параметров, определяемых структурой технологической операции и режимами обработки:

$$T_3 = f(i, H, M, q, t_k, t_H, t_p), \quad (1)$$

где i – число температурных импульсов при единичном контакте круга и рассматриваемого участка заготовки; H – число контактов рассматриваемого участка заготовки с кругом за один рабочий ход;

Продолжение на стр. 22

XII МЕЖРЕГИОНАЛЬНАЯ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННАЯ ВЫСТАВКА

МЕТАЛЛООБРАБОТКА:
СТАНКИ, ИНСТРУМЕНТ,
ТЕХНОЛОГИИ



МЕЖДУНАРОДНЫЙ СВАРОЧНЫЙ ФОРУМ

в который входят:

КОНКУРС СВАРЩИКОВ РОССИИ

МЕЖДУНАРОДНАЯ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ

XII МЕЖРЕГИОНАЛЬНАЯ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННАЯ ВЫСТАВКА

СВАРКА И КОНТРОЛЬ

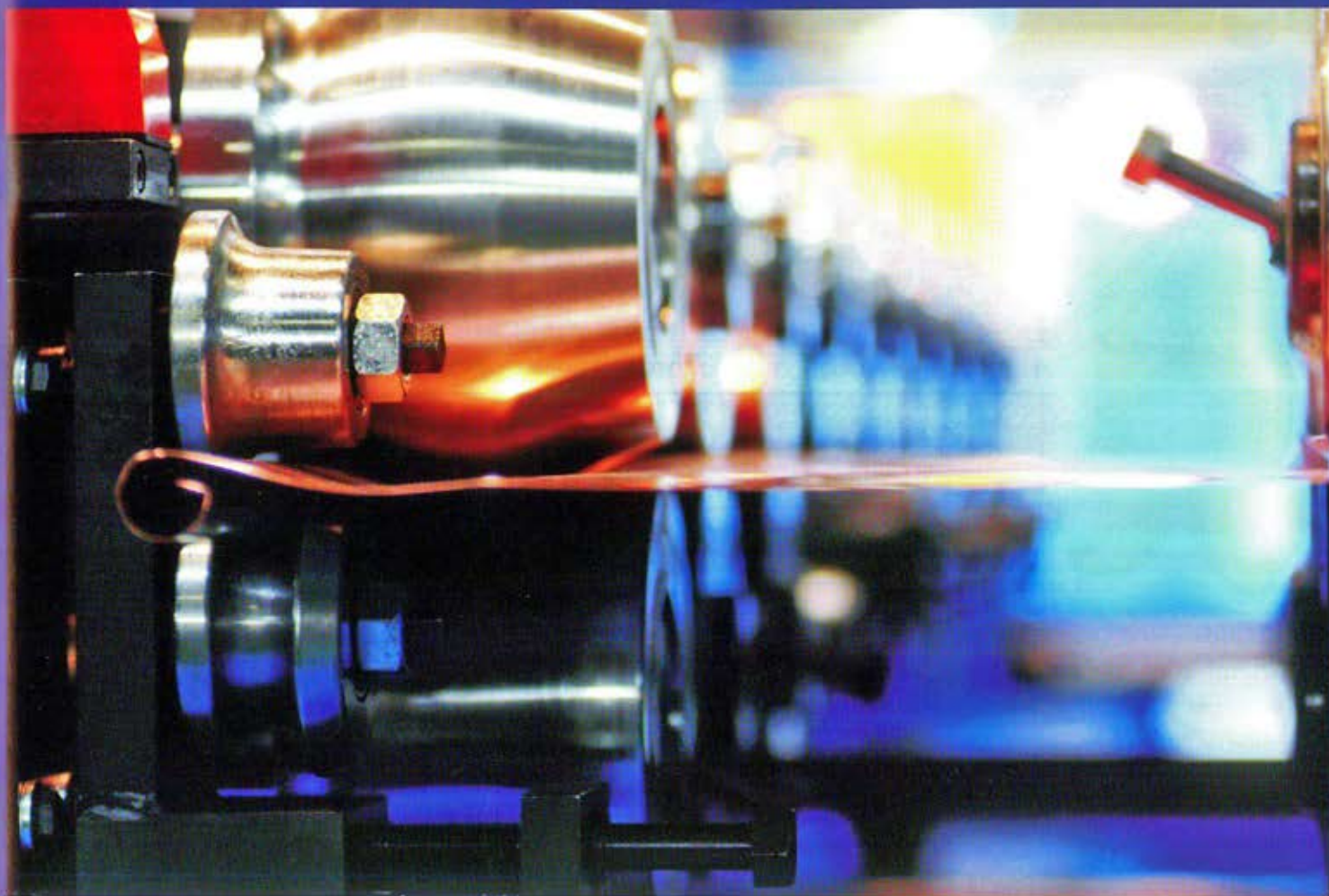


27-30 ОКТЯБРЯ 2009
г. Уфа



БАШЭКСПО
ВЫСТАВОЧНЫЙ ЦЕНТР

450080, Россия, Республика Башкортостан, г. Уфа а/я 144
Тел.: (347) 256-51-80, 256-51-86, 256-54-61
Факс: (347) 290-87-07
E-mail: welding@bashexpo.ru, mash@bashexpo.ru
<http://www.bashexpo.ru>



ПОД ПАТРОНАЖЕМ ТОРГОВО-ПРОМЫШЛЕННОЙ ПАЛАТЫ
РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ

ПРАВИТЕЛЬСТВО УДМУРТСКОЙ РЕСПУБЛИКИ
АДМИНИСТРАЦИЯ ГОРОДА ИЖЕВСКА
УДМУРТСКАЯ ТОРГОВО-ПРОМЫШЛЕННАЯ ПАЛАТА
ВЫСТАВОЧНЫЙ ЦЕНТР "УДМУРТИЯ"

20-23 ОКТЯБРЯ 2009 ГОДА

VIII Международная
специализированная выставка



**МАШИНОСТРОЕНИЕ.
МЕТАЛЛУРГИЯ.
МЕТАЛЛООБРАБОТКА.**

Тел./факс: (3412) 25-44-65, 25-48-68, 25-48-33, 25-47-33, 25-48-74
e-mail: metal@vcudmurtia.ru
www.metal.vcudmurtia.ru

Место проведения:
г. Ижевск, ул. Кооперативная, 9,
ОАО «ЭКСПО Удмуртия» (ФОЦ «Здоровье»)



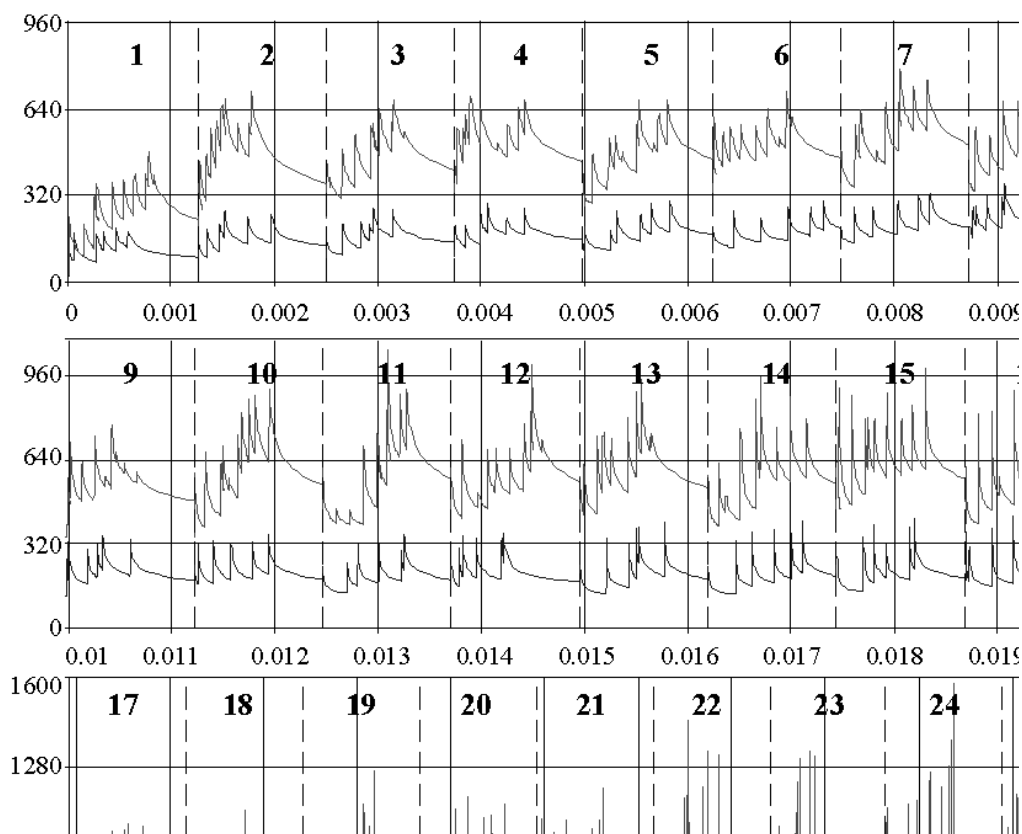


Рис. 2. Схема определения температуры в обрабатываемой заготовке

M – число рабочих ходов круга; q – мощность температурного импульса; $t_{\text{и}}$ – время между двумя температурными импульсами; $t_{\text{н}}$ – время охлаждения обрабатываемого материала между контактами; $t_{\text{р}}$ – время охлаждения обрабатываемого материала между рабочими ходами.

Для достоверного прогнозирования температуры нагрева обрабатываемого материала была предложена схема ее определения (рис. 2). Температура в рассматриваемой точке поверхности заготовки при шлифовании определяется мощностью теплового источника, числом тепловых импульсов, теплофизическими характеристиками контактирующих материалов. Мощность теплового источника определяется тепловыделением от трения вершин зерен о заготовку и от пластической деформации обрабатываемого материала. Тепловыделение при трении зависит от коэффициента трения, скорости вращения круга, контактирующих материалов, применяемого СОТС, интенсивности напряжений в рассматриваемой точке. Тепловыделение от пластической деформации определяется интенсивностью напряжений и деформаций в рассматриваемой точке. Интенсивность напряжений и деформаций опре-

деляется глубиной вдавливания зерна в металл a_z и радиусом скругления зерна ρ , которые, в свою очередь, являются функциями величины износа шлифовального круга. Число тепловых импульсов определяется характеристиками инструмента, режимом обработки, геометрическими размерами круга и заготовки, числом рабочих ходов шлифовального круга, распределением по высоте вершин зерен инструмента, которое, в свою очередь, является функцией величины износа шлифовального круга и зависит от режимов правки. Таким образом, износ, влияя на распределение по высоте вершин зерен, радиус скругления вершины зерна и глубину вдавливания зерна в металл, определяет напряженно-деформированное состояние в рассматриваемой точке и в конечном счете температуру при шлифовании.

Для описания процесса тепловыделения при шлифовании необходимо располагать значениями величин i и q .

Основными источниками тепловыделения при шлифовании являются пластическая деформация обрабатываемого материала и трение вершин зерен о заготовку, поэтому мощность теплового источника (абразивного зерна) можно

определить путем анализа работы деформирования и трения в срезаемом слое:

$$q = \frac{\sigma_i \varepsilon_i}{n_0 + 1} V_k + 0,5\mu \frac{\sigma_i}{\sqrt{3}} V_k, \quad (2)$$

где σ_i , ε_i – обобщенные напряжение и деформация рассматриваемого объема; n_0 – параметр степенной аппроксимации диаграммы $\sigma_i - \varepsilon_i$; V_k – скорость вращения круга; μ – коэффициент трения вершины зерна о металл.

По формуле (2) можно определить q , если известны обобщенные напряжение σ_i и деформация ε_i . Они находятся на основе известного решения С.Г. Бишутина [1] задачи о напряженно-деформированном состоянии обрабатываемого материала и в значительной степени зависят от износа шлифовального круга, поскольку он приводит к изменению формы вершин активных зерен.

Число тепловых импульсов i определялось следующим образом. На обрабатываемой поверхности детали условно выделяем участок площади контакта шириной 1 мм и длиной L . Через этот участок при единичном контакте со шлифовальным кругом проходит n вершин абразивных зерен. С учетом распределения по высоте вершин зерен величина n определяется по формуле

$$n = \frac{LV_k F_C(u)}{V_3 (0,62N/V)^2}, \quad (3)$$

где L – длина дуги контакта круга и заготовки; V_k – скорость вращения круга; V_3 – скорость вращения (перемещения) заготовки; $F_C(u)$ – распределение по высоте вершин зерен как функция линейного износа u шлифовального круга [1]; N – зернистость инструмента; V – объемное содержание зерен в круге: $V = 62 - 2C_T$, где C_T – порядковый номер структуры круга (1, 2, 3, ... 12).

Очевидно, что $i = f(n)$. Для выявления этой функции необходимо рассмотреть расположение риска (царапин) от вершин зерен на обработанной поверхности. Реально риски могут быть сдвинуты по ширине и длине относительно друг друга в каждый момент времени на произвольные расстояния. Ширина риска не является постоянной величиной. Каждая риска характеризуется своими конкретными значениями ширины b и глубины a_z . Для выявления распределения числа риска в зависимости от a_z необходимо рассмотреть поверхностный слой 1 шлифовального круга, контактирующего с рассматриваемым участком 2 поверхности заготовки на каждом рабочем ходе (рис. 3).

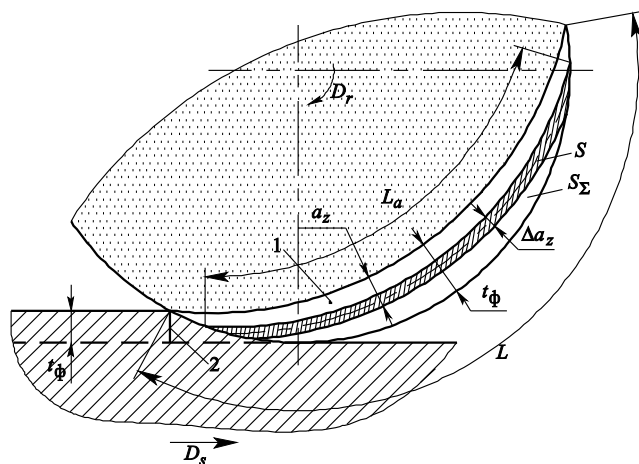


Рис. 3. Схема взаимодействия шлифовального круга с заготовкой

Общее число N_Σ вершин зерен, находящихся в рассматриваемом поверхностном слое круга, пропорционально площади S_Σ . Число N_3 вершин зерен, глубина внедрения которых в обрабатываемую поверхность может составлять $a_z \in [0; t_\phi]$, пропорционально площади S (L и Δa_z – размеры участка поверхностного слоя круга, содержащего N_3 рассматриваемых вершин зерен). Тогда распределение числа риска в зависимости от a_z имеет вид

$$n_i = \frac{S}{S_\Sigma} = \frac{\sqrt{t_\phi - a_z} \cdot \Delta a_z}{0,67t_\phi^{1,5}}. \quad (4)$$

По формуле (4) были определены значения вероятностей образования риска (царапин) вершинами зерен от глубины их внедрения в обрабатываемый материал.

Следующим этапом исследований было построение имитационной модели взаимодействия зерен круга с поверхностью заготовки. Если представить прохождение участка поверхности определенного диаметра через зону контакта, то на своем пути до выхода из зоны контакта этот участок может i раз испытать тепловое воздействие зерен. Считаем, что тепловой импульс возникает при любом касании зерна площади этого участка, т.е. не только от зерна, проходящего через центр участка, но и от зерен, риски которых касаются и частично перекрывают этот участок. При этом отсекаем те риски, которые попадают в ранее образовавшиеся, более глубокие и широкие риски. Итак, рассмотрев движение нашего участка, получаем число импульсов i . Затем берется k реализаций картин наложения риска (в зависимо-

сти от требуемой точности), для каждой реализации определяется i и проводится осреднение числа импульсов по всем реализациям. Полученное в результате такого осреднения значение i принимается в качестве конечного результата. При таком подходе учитывается хаотичное расположение зерен на периферии круга, оставляющих различные по глубине и ширине риски.

Описанный алгоритм был реализован в виде программного модуля, написанного на языке Visual Fortran. Результаты работы программного модуля обрабатывались методами математической статистики для выявления удобных для расчета зависимостей вида:

– при тонком режиме алмазной правки:

$$i = 0,907 \left(0,62 \frac{N}{V}\right)^{-2,4} u^{0,17} t_{\Phi}^{0,41} \left(\frac{V_K}{V_3}\right)^{0,85}; \quad (5)$$

– при среднем режиме алмазной правки:

$$i = 0,923 \left(0,62 \frac{N}{V}\right)^{-2,41} u^{0,26} t_{\Phi}^{0,36} \left(\frac{V_K}{V_3}\right)^{0,87}; \quad (6)$$

– при грубом режиме алмазной правки:

$$i = 1,706 \left(0,62 \frac{N}{V}\right)^{-2,37} u^{0,30} t_{\Phi}^{0,43} \left(\frac{V_K}{V_3}\right)^{0,84}. \quad (7)$$

Переменные, входящие в эти формулы, варьировались в следующих диапазонах: $N \in [16; 63]$; $V \in [38; 60] \%$; $u \in [0,001; 0,020]$ мм; $t_{\Phi} \in [0,005; 0,016]$ мм; $V_3 \in [20; 50]$ м/мин; $V_K \in [20; 60]$ м/с.

Адекватность представленной имитационной модели оценивалась путем сопоставления расчетных значений i тепловых импульсов с экспериментальными данными С.Г. Редько [2] и собственными данными. Максимальное расхождение теоретических и экспериментальных данных не превышало 27 %, что можно считать приемлемым.

Проведенные исследования показали, что:

– наибольшее влияние на число тепловых импульсов оказывают характеристики абразивного инструмента (зернистость и объемное содержание зерен в круге);

– при увеличении линейного износа шлифовального круга до 20 мкм число тепловых импульсов в зависимости от условий шлифования увеличивается в 1,5...2 раза;

– степень влияния линейного износа шлифовального круга на число тепловых импульсов возрастает при переходе от тонких режимов правки инструмента к более грубым режимам, что объясняется различиями в распределениях по высоте вершин зерен при разных режимах правки.

Определение мощности и числа тепловых импульсов позволило перейти к математическому моделированию тепловыделения при шлифовании с учетом изнашивания инструмента.

Поскольку источником тепла является абразивное зерно, то температурное поле, создаваемое таким источником, зависит от формы и глубины внедрения a_z той части зерна, которая контактирует с обрабатываемым материалом. Поверхность перемещающейся в металле части зерна представляет собой шаровой сегмент, радиус ρ которого меняется в зависимости от линейного износа u круга. С учетом этого температурное поле, создаваемое единичным зерном можно описать зависимостью С.Г. Редько, которая в условиях работы круга с затуплением вершин зерен имеет вид

$$T = \frac{q\sqrt{a}}{2\lambda\sqrt{\pi}} \frac{\rho_0 + k_{\varepsilon}u}{z} \int_0^{\tau} \left[\frac{\exp\left(-\frac{(z - \rho_0 + k_{\varepsilon}u)^2}{4a(t^* - t')}\right)}{\sqrt{t^* - t'}} - \frac{\exp\left(-\frac{(z - (\rho_0 + k_{\varepsilon}u))^2 + 2za_z}{4a(t^* - t')}\right)}{\sqrt{t^* - t'}} \right] dt', \quad (8)$$

где λ , a – теплофизические характеристики обрабатываемого материала; u – линейный износ шлифовального круга; ρ_0 – радиус скругления вершины зерна после правки круга; k_{ε} – коэффициент, зависящий от угла ε между образующими конуса (если представить вершину зерна в виде конуса со скругленной вершиной); a_z – глубина внедрения зерна в металл; τ – время действия теплового источника; z – координата точки, в которой нужно определить температуру; t^* – координата времени; t' – переменная интегрирования.

Некоторые результаты расчетов, выполненных по предложенной методике с помощью DIGITAL Visual Fortran, представлены на рис. 4. Экспериментальная проверка полученной математической модели тепловыделения (результаты которой применительно к чистовому шлифова-

нию стали 45 частично представлены на рис. 5) показала удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных данных.

В ходе экспериментальных и теоретических исследований тепловыделения при чистовом шлифовании сталей в течение всего периода стойкости круга было установлено, что число температурных импульсов увеличивается в 1,5–2 раза, среднеинтегральная (контактная) и максимальная температура в зоне резания возрастает на 150...180 % и 50...100 % соответственно.

Проведенные исследования позволяют:

- прогнозировать тепловыделение в контактной зоне заготовки и шлифовального круга с учетом всех основных факторов процесса обработки в течение всего периода стойкости абразивного инструмента;
- определять период стойкости шлифовального круга по критерию отсутствия прижогов на обрабатываемой поверхности;
- целенаправленно выбирать условия обработки заготовки с учетом изменения тепловыделения в контактной зоне заготовки и абразивного инструмента вследствие его изнашивания.

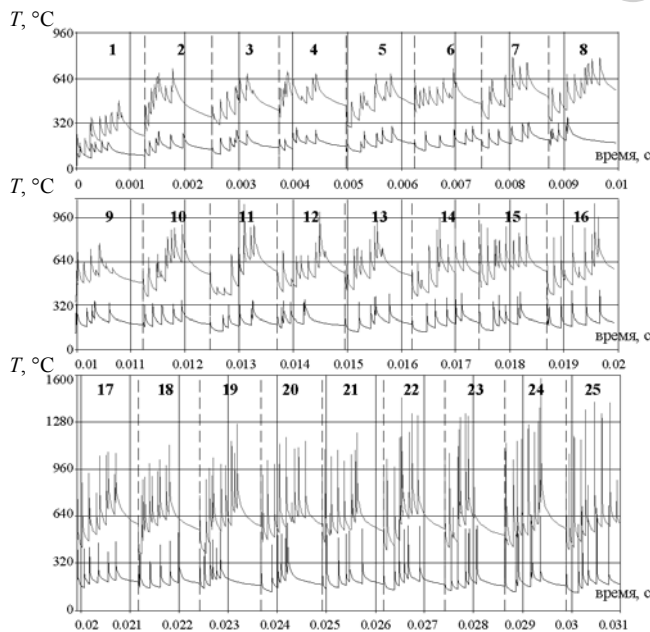


Рис. 4. Изменение температуры поверхности заготовки из стали 12ХНЗА при чистовом шлифовании вследствие износа инструмента (в верхней части графиков указаны порядковые номера контактов круга и заготовки; верхние кривые соответствуют линейному износу круга $u = 10$ мкм, нижние – $u = 0$ мкм)

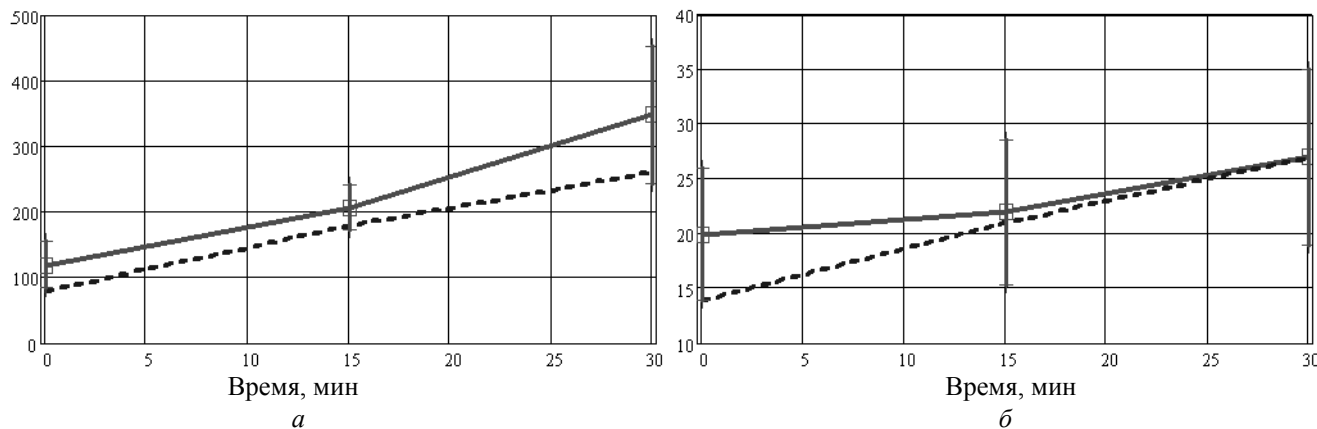


Рис. 5. Сопоставление теоретических и экспериментальных исследований:

————— – эксперимент; - - - - - – расчет; а – среднеинтегральная (контактная) температура, °С;
б – число тепловых импульсов

Список литературы

1. Бишутин С.Г. Обеспечение требуемой совокупности параметров качества поверхностных слоев деталей при шлифовании: монография / С.Г. Бишутин. – М.: Машиностроение-1, 2004. – 144 с.

2. Редько С.Г. Процессы теплообразования при шлифовании металлов / С.Г. Редько. – Саратов: Изд-во СГУ, 1962. – 231 с.

Контактная информация для переписки:

Бишутин С.Г. – 241035, Брянск, УНТИ Брянского государственного технического университета;

тел.: (4832) 58-82-79

УДК 621.9.025.6/7; 621.9.025.11

ПОВЫШЕНИЕ ПОЛНОГО ПЕРИОДА СТОЙКОСТИ СОСТАВНЫХ ПРОФИЛЬНЫХ ФРЕЗ

Г.А. ЗОТОВ, доцент, канд. техн. наук,
ВНИИинструмент, г. Москва

Предложен алгоритм расчета основных параметров фрез с вогнутой направляющей линией задней поверхности зубьев. Доказано, что максимум полного периода стойкости составных профильных фрез обеспечивает профилирование задней поверхности узким алмазным кругом при трех профилирующих движениях (вдоль режущей кромки, нормально к режущей кромке и поворот относительно оси фрезы).

An algorithm for calculating main parameters of cutters with concave directional line of the back of the teeth is suggested. It has been proved that maximum efficient life extension of compound form milling cutters makes it possible to form the back with a flat jeweller's saw in three forming motions (along the cutting edge, normally to the cutting edge and rotation about the cutter axis).

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ФРЕЗА ПРОФИЛЬНАЯ, ПОЛНЫЙ ПЕРИОД СТОЙКОСТИ, ОБРАЗУЮЩАЯ ЛИНИЯ, НАПРАВЛЯЮЩАЯ ЛИНИЯ.

Полный период стойкости ΣT (сумма периодов стойкости режущего инструмента от начала резания новым инструментом до достижения предельного состояния) является одним из значимых критериев качества перетачиваемых лезвийных режущих инструментов. Если при переточках полностью воспроизводится исходная микрогеометрия лезвия, можно считать, что период стойкости T при переточках не меняется: $T = \text{const}$. Тогда полный период стойкости пропорционален максимально возможному числу переточек k_{max} :

$$\Sigma T = T k_{\text{max}}. \quad (1)$$

Однако при переточках изменяются некоторые конструктивные параметры составного инструмента. Поэтому величины k_{max} и ΣT ограничены недопустимо большим искажением углов зуба (α, γ, β), высотных размеров обрабатываемого профиля y_p , линейных размеров инструмента (для фрез – диаметра D и толщины t пластины инструментального материала). Чаще всего k_{max} регламентирует величина заднего угла в наиболее глубокой точке режущей кромки и искажение высотных размеров профиля y_p , зависящие от формы задней поверхности зуба.

Зуб фасонной фрезы ограничен плоской передней поверхностью, по которой затачива-

ют фрезу, и профильной задней поверхностью. Пересечение этих поверхностей образует режущую кромку, которая формирует профиль обработанной поверхности одновременно всеми своими точками (рис. 1). Профильная задняя поверхность является следом *образующей линии*,

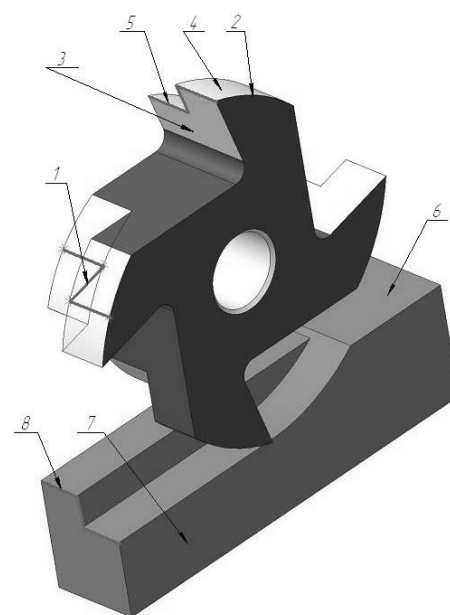


Рис. 1. Фасонная фреза:

1 – образующая линия; 2 – направляющая линия; 3 – передняя поверхность; 4 – задняя поверхность; 5 – режущая кромка; 6 – заготовка; 7 – обработанная деталь; 8 – профиль обработанной поверхности

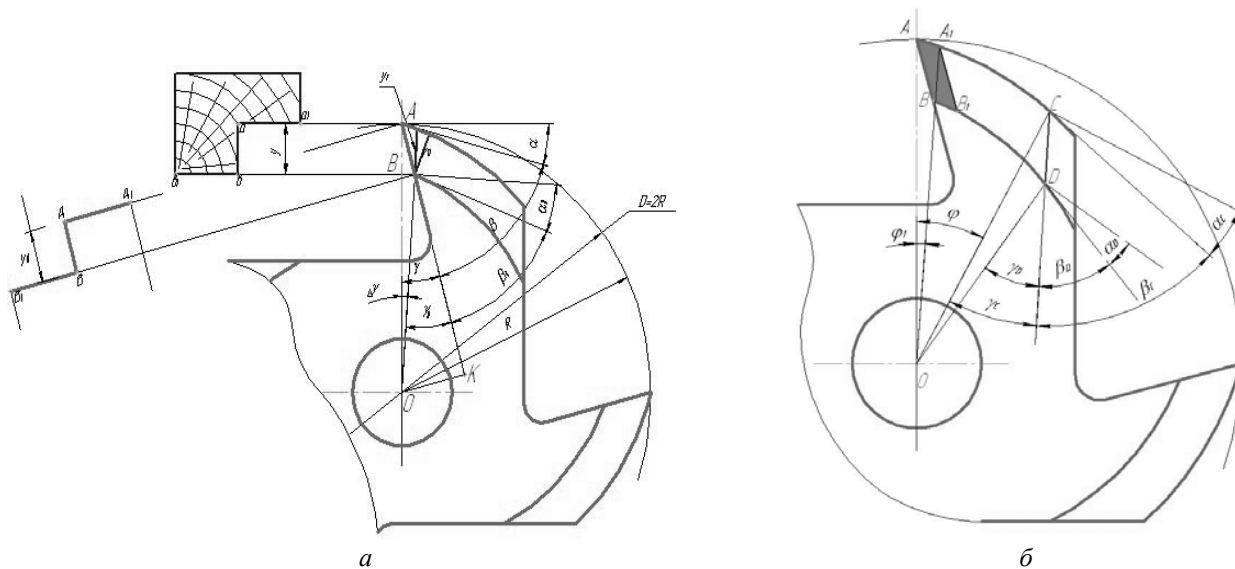


Рис. 2. Изменение параметров фасонной фрезы:
 а – по глубине профиля; б – по мере переточек зуба

движущейся по **направляющей линии**. Форма образующей линии определяет форму режущей кромки и, следовательно, форму обработанной фрезой детали.

Дальнейший анализ проведен для наиболее простого обрабатываемого профиля, называемого «четверть». Этот профиль ограничен тремя поверхностями aa_1 , ab и bb_1 , образующими ступеньку высотой y . Для формирования такого профиля режущая кромка должна иметь три участка AA_1 , AB и BB_1 (рис. 2, а).

Для обеспечения требуемого качества обработанной поверхности при минимальной силе резания и максимально достижимом периоде стойкости инструмента углы лезвия в каждой точке режущей кромки должны быть близки к оптимальным. Особенность всех фасонных фрез с плоской передней поверхностью состоит в том, что угловые параметры меняются по глубине профиля и по мере переточек зуба (рис. 2). Номинальные параметры фрезы в точке A режущей кромки: радиус $OA = R = D/2$, углы γ , β и α . В наиболее глубокой точке B режущей кромки параметры отличаются от номинальных: углы γ_B , β_B и α_B , радиус

$$OB = R_B = R - y, \quad (2)$$

где $y = R - R_B$ – есть глубина обработанного новой фрезой профиля.

Для проектирования и изготовления фрезы необходимо знать размеры профиля в плоско-

сти передней поверхности y_n , радиальном y_r и нормальном к задней поверхности y_N сечениях зуба.

Формулы для расчета переднего угла γ_B и глубины профиля в плоскости передней поверхности y_n в точке режущей кромки получим из рассмотрения двух треугольников OAK и OBK : $OK = R \cdot \sin \gamma = R_B \cdot \sin \lambda_B$. Отсюда

$$\gamma_B = \arcsin[(R \cdot \sin \gamma)/(R - y)]; \quad (3)$$

$$y_n = R \cdot \cos \gamma - (R - y) \cdot \cos \gamma_B. \quad (4)$$

Формулы для расчета y_r и y_N будут выведены ниже для различных схем профилирования задней поверхности зубьев фрез.

Отношение $R/(R - y)$ всегда больше 1, следовательно, угол γ_B больше угла γ . Приращение переднего угла $\Delta\gamma = \gamma_B - \gamma$ будет тем больше, чем больше величина номинального переднего угла g и отношение y/R . При $\gamma = \gamma_B = 0$ приращения переднего угла $\Delta\gamma = 0$. Но при резании большинства обрабатываемых материалов оптимальны фрезы с положительными передними углами, а величина $\Delta\gamma$ не должна быть слишком большой ($\Delta\gamma \leq 5-7^\circ$). Следовательно, для всех типов фрез с плоской передней поверхностью диаметр фрезы D должен быть тем больше, чем больше глубина профиля y и передний угол γ . Используя формулу (3), можно вывести зависимости для расчета максимально допустимой глубины обрабаты-

ваемого профиля при номинальных параметрах D и γ :

$$y = D/2[1 - \sin \gamma / \sin(\gamma + \Delta\gamma)] \quad (5)$$

и минимально допустимого диаметра фрезы для обработки профиля глубиной y :

$$D = 2y/[1 - \sin \gamma / \sin(\gamma + \Delta\gamma)]. \quad (6)$$

После ряда заточек вершина зуба развернется на угол φ , передняя поверхность займет положение CD , что приведет к изменению параметров фрезы: в точке C режущей кромки радиус $OC = R_C = D_C/2$, углы γ_C , β_C и α_C ; в точке D режущей кромки радиус $OD = R_D$, углы γ_D , β_D и α_D (рис. 2, б). Глубина обработанного переточенной фрезой профиля y_C может отличаться от первоначального значения:

$$y_C = R_C - R_D; \quad (7)$$

$$\Delta y = y_C - y. \quad (8)$$

Изменение диаметра фрезы, угловых параметров зуба и глубины профиля зависит от числа переточек k и схемы заточки фрезы. Толщина слоя материала s , удаляемого с передней поверхности за одну заточку, определяется степенью затупления лезвия. При заточке должны быть устранены: округление, фаски и лунки износа и все выкрошенные участки режущей кромки. В результате одной заточки вершина зуба сместится на угол φ_1 . При измерении этого угла в радианах

$$\varphi_1 \approx s/R; \quad (9)$$

$$k = \varphi / \varphi_1. \quad (10)$$

Положение передней поверхности однозначно определяется величиной переднего угла переточенного зуба γ_i . При заточке настраивают требуемое смещение a рабочей торцевой поверхности заточного круга от оси фрезы. Обычно применяют одну из следующих схем заточки.

1. С сохранением постоянства величины $a = R \cdot \sin \gamma = \text{const}$, рассчитанной по номинальным параметрам фрезы (R и γ). При этом обеспечивается смещение передней поверхности параллельно ее начальному положению и сохранение постоянства угла $\beta_i = \beta$ на протяжении всего срока эксплуатации фрезы.

2. С сохранением постоянства переднего угла $\gamma_i = \gamma = \text{const}$. При этом величина $a_i = R_i \cdot \sin \gamma$ по мере переточек уменьшается пропорционально уменьшению радиуса фрезы.

3. С сохранением постоянства глубины профиля $y_C = y = \text{const}$. Величина $a_i = R_i \cdot \sin g_i$ при этом возрастает по мере переточек за счет довольно резкого увеличения переднего угла g_i .

Наиболее существенно на изменение параметров фрезы при переточках влияет форма направляющей линии задней поверхности. Направляющая линия может быть выпуклой кривой, прямой или вогнутой кривой.

Выпуклая направляющая линия характерна для цельных стальных фрез. При формировании задней поверхности на затыловочном станке обработка задней поверхности последовательно выполняется сначала фасонным токарным резцом, а затем (после термообработки заготовки фрезы) фасонным шлифовальным кругом. Если заготовка фрезы равномерно вращается, а суппорт с токарным резцом или шлифовальной головкой равномерно надвигается по радиусу фрезы, то вершина резца или центр шлифовального круга описывают кривую в форме архимедовой спирали. Направляющая линия при формировании задней поверхности токарным резцом также будет архимедовой спиралью, а равноудаленная от нее линия, описываемая точкой периферии шлифовального круга, строго говоря, не является спиралью Архимеда. Кроме архимедовой спирали, существует еще несколько форм выпуклой направляющей (логарифмическая спираль, окружность из смещенного центра).

Прямая направляющая может быть реализована на универсально-заточных или плоскошлифовальных станках. Заготовку фрезы устанавливают таким образом, чтобы задняя поверхность была ориентирована параллельно направлению движения стола станка. Заднюю поверхность формирует фасонный шлифовальный круг. Такую заднюю поверхность относят к классу линейчатых.

Форма *образующей линии* при выпуклой и прямолинейной направляющих определяется формой режущей кромки токарного резца или режущей поверхности шлифовального круга.

В технической литературе [1, 2] достаточно подробно проанализированы достоинства и недостатки фрез с выпуклой и прямолинейной на-

Полный период стойкости фасонных фрез с выпуклой и прямолинейной формами направляющей линии

Форма направляющей линии	Схема заточки	Предельный угол переточки φ_{\max} , град	Допустимое число заточек k	Рациональная толщина пластины t , мм	Критерий ограничения ресурса
Параметры фрезы: $D = 140$ мм, $y = 10$ мм, $\gamma = 25^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, задняя поверхность – выпуклая криволинейная					
Логарифмическая спираль	$\gamma = \text{const}$	6	48	8	$\Delta y_D = 0,2$ мм
	$y = \text{const}$	8	64	11	$\Delta \gamma_D = 5^\circ$
Архимедова спираль	$\gamma = \text{const}$	30	240	37	$\Delta \gamma_D = 5^\circ$
Окружность радиуса $r = D/2$	$\gamma = \text{const}$	35	280	43	$\Delta \gamma_D = 5^\circ$
Параметры фрезы: $D = 140$ мм, $y = 10$ мм, $\gamma = 25^\circ$, $\alpha = 15^\circ$, задняя поверхность линейчатая					
Прямая	$\beta = \text{const}$	2	13	3	$\Delta y = 0,2$ мм
	$\gamma = \text{const}$	1,5	10	2,5	$\Delta y = 0,2$ мм
	$y = \text{const}$	2,6	17	3,5	$\alpha_D = 5^\circ$

правляющими. Результаты расчета полного периода стойкости фрез при величине стачивания за одну заточку $s \approx 0,15$ мм приведены в табл. 1. Они позволяют сделать ряд выводов.

1. Все формы выпуклой задней поверхности обеспечивают достаточно большое число переточек фрезы. Максимальная величина ΣT соответствует направляющей линии в форме окружности из смещенного центра радиусом r , равным радиусу фрезы $R = D/2$.

2. При прямолинейной направляющей линии ресурс существенно меньше. Он ограничен искажением глубины профиля Δy при заточке с сохранением углов β или γ) или уменьшением величины заднего угла α_D (при заточке с постоянной глубиной профиля $y_C = y$).

3. К недостаткам составных фрез с пластинами твердого сплава и выпуклой профильной задней поверхностью следует отнести сложность, а при числе зубьев $z \geq 4$ и глубине профиля $y \geq \geq 10$ мм и невозможность обеспечения задних углов $\alpha z \geq 8^\circ$, характерных, например, при фрезеровании древесных материалов и пластмасс.

4. К недостаткам составных фрез с пластинами износостойких инструментальных материалов и выпуклой или прямолинейной направляющей линией следует отнести также их малую технологичность. Для изготовления фрез требуется специальный профильный инструмент второго порядка: профильные алмазные или эльборовые круги и, при выпуклой форме направляющей линии, профильные токарные резцы. При этом неоправданно велик расход алмазов и эльбора,

так как шлифовальный круг должен иметь ширину и толщину алмазного слоя, превышающую ширину B и глубину y профиля. При этом большая часть алмазного слоя расходуется еще при профилировании самого круга.

Эти недостатки не присущи фрезам с вогнутой направляющей, но работы по анализу такого инструмента нам не известны.

Вогнутая направляющая может быть реализована на шлифовальных станках с ЧПУ или на копировально-заточных станках типа Рондомат. Узкий шлифовальный круг перемещается вдоль режущей кромки по образующей линии. Форма образующей линии задается управляющей программой или профильным шаблоном.

Профилирование режущей кромки в этом случае осуществляется при продольном по вектору V_{S1} и поперечном по вектору V_{S2} движениях подачи на шлифовальных или заточных станках узкими кругами радиусом $R_{ш}$. Использование в качестве инструментов второго порядка стандартных кругов и экономное расходование их алмазного слоя – достоинство составных фрез с вогнутой направляющей линией.

В зависимости от конструкции станка профилирующие движения совершает либо фреза, либо абразивный круг. Передняя поверхность зуба может быть различно ориентирована к вектору профилирующего движения V_{S2} . На рис. 3 приведены расчетные схема профилирования зуба, передняя поверхность которого расположена под углом μ к вектору V_{S2} . Представляет интерес проанализировать четыре варианта профилирования:

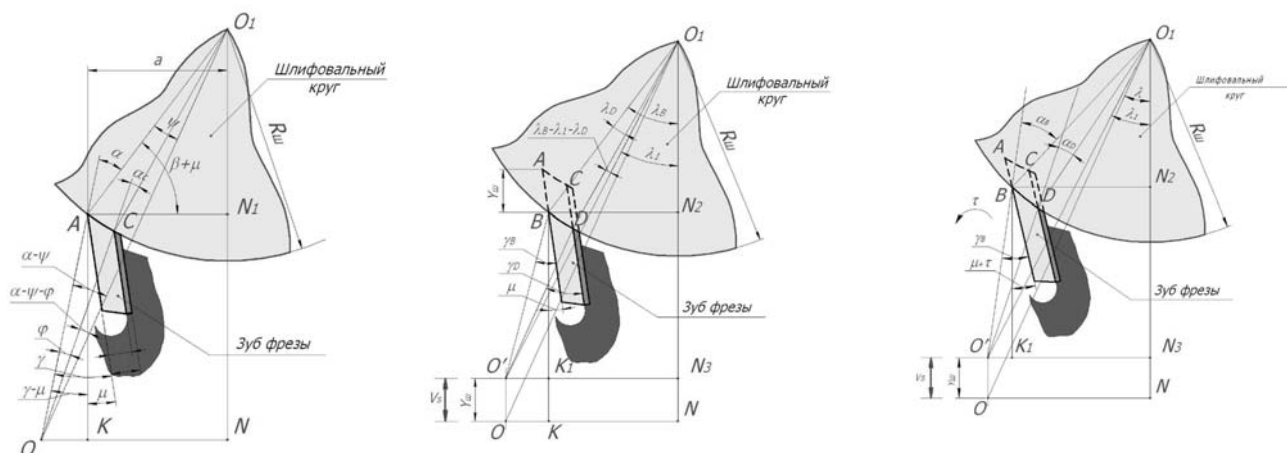


Рис. 3. Схемы расчета изменения параметров фрез с вогнутой формой направляющей при их переточках:
 а – поверхности AC для всех схем профилирования; б – поверхности BD для схем профилирования 1–3;
 в – поверхности BD для схемы профилирования 4

1. $\mu = 0$ (передняя поверхность расположена вдоль вектора V_{S2}). Ход профилирования равен глубине профиля в плоскости передней поверхности $y_{ш} = y_{п}$.

2. $\mu = \gamma$ (передняя поверхность образует угол g с вектором V_{S2}). Ход профилирования равен глубине обрабатываемого профиля в радиальном сечении $y_{ш} = y_{р}$.

3. $\mu = \gamma + \beta$ (задняя поверхность расположена нормально к вектору V_{S2}). Ход профилирования минимально возможный и равен глубине профиля в нормальном к задней поверхности сечении $y_{ш} = y_{н}$.

4. $\mu = \gamma$ с наложением третьего профилирующего движения – поворота зуба относительно оси фрезы на угол τ , жестко связанного с движением по вектору V_{S2} . Этот вариант, как будет показано ниже, позволяет добиться точного сохранения профиля при переточках фрезы.

Стратегия анализа следующая. Для каждой из четырех схем профилирования находим зависимость высоты обработанного профиля y_C и углов $\alpha_C, \beta_C, \gamma_C, \alpha_D, \beta_D, \gamma_D$ в точках C и D зуба от угла переточки при известных номинальных параметрах фрезы ($R = D/2$, углах зуба α, β, γ), глубине обрабатываемого профиля y и радиусе профилирующего шлифовального круга $R_{ш}$. Сравниваем рассчитанные по аналитическим зависимостям значения с допустимыми (например, $\Delta y \leq 0,2$ мм, $\Delta \gamma_D \leq 6^\circ$, $\beta_C \geq 40^\circ$, $\beta_D \geq 40^\circ$, $\alpha_C \geq 5^\circ$, $\alpha_D \geq 5^\circ$). Выбираем вариант профилирования, обеспечивающий максимальные угол ϕ , число

k переточек и соответственно полный период стойкости фрезы.

Формулы расчета линейных и угловых параметров в характерных (B, C, D) точках зуба для каждого варианта приведены в табл. 2. Часть формул уже выведена выше, другие вытекают из рассмотрения расчетных схем. На рис. 3, а показано формирование задней поверхности AC по радиусу $R_{ш}$, характерное для всех четырех рассматриваемых вариантов профилирования. Рис. 3, б иллюстрирует формирование задней поверхности CD по вариантам 1–3. Центр фрезы O переместился в точку O', причем длина отрезка $OO' = y_{ш}$. На рис. 3, в показано формирование поверхности CD по варианту 4, когда одновременно с перемещением центра фрезы из точки O в точку O' зуб фрезы разворачивается на угол

$$\tau = \gamma_B - \gamma = \arcsin[(R \cdot \sin \gamma)/(R - y)] - \gamma. \quad (11)$$

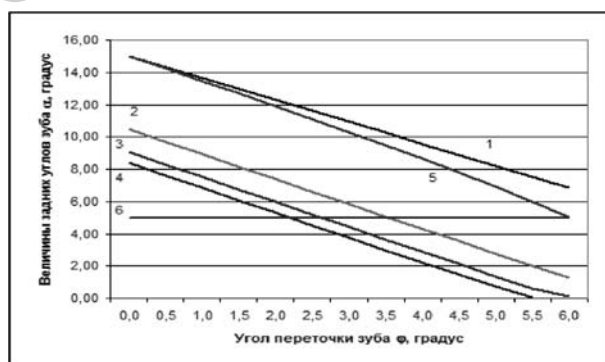
Расчетные схемы и формулы предусматривают заточку по плоской передней поверхности с сохранением постоянства величины $\alpha = R \cdot \sin \gamma = \text{const}$ и соответственно угла заострения $\beta_i = \beta$.

По формулам табл. 2 проведены расчеты в широком диапазоне изменения исходных условий ($R, R_{ш}, y, \alpha, \beta, \gamma, \phi$) и построены графики (рис. 4).

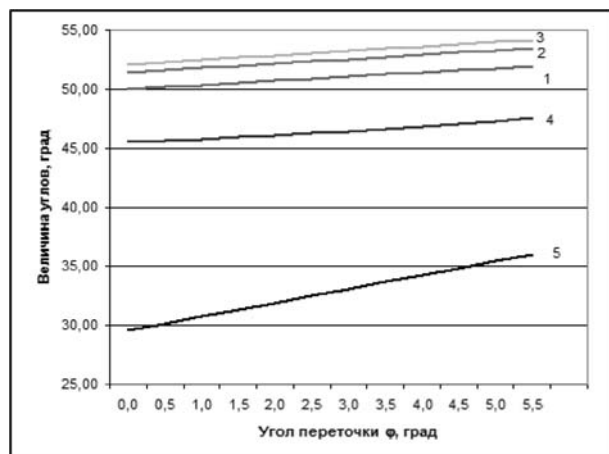
Передний угол γ_D в точке D зуба, рассчитанный при $\gamma = 15^\circ, a = 15^\circ, R = 70$ мм, $R_{ш} = 200$ мм, $y = 10$ мм, по мере переточек увеличивается от $29,5^\circ$ при $\phi = 0^\circ$ до $36,6^\circ$ при $\phi = 6^\circ$ для всех четырех вариантов профилирования.

Расчет параметров и ресурса фрез с вогнутой направляющей линией

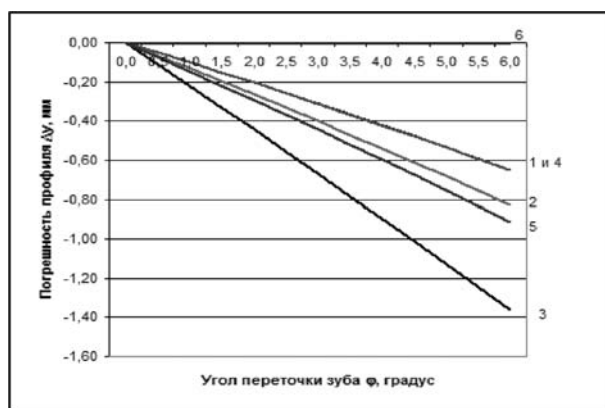
Параметр фрезы (рис. 6)	Вариант 1	Вариант 2	Вариант 3	Вариант 4
Исходный угол установки фрезы при профилировании	$\mu = 0$	$\mu = \gamma$	$\mu = \gamma + \beta$	$\mu = \gamma$
Угол разворота фрезы при профилировании	$\tau = 0$			$\tau = \gamma_B - \gamma$
Смещение вершины зуба A относительно оси профилирующего круга	$a = R_{\text{ш}} \cdot \cos(\beta + \mu)$			
Расстояние между центром фрезы O и центром шлифовального круга O_1	$OO_1 = (R^2 + R_{\text{ш}}^2 + 2R^2 \cdot R_{\text{ш}}^2 \cdot \cos\alpha)^{0,5}$			
Передний угол в точке C переточенного зуба	$\gamma_C = \gamma + \varphi$			
Угол ψ	$\psi = \arcsin(R \cdot \sin\alpha / OO_1)$			
Задний угол в точке C переточенного зуба	$\alpha_C = \arcsin[OO_1 \cdot \sin(\alpha - \varphi - \psi) / R_{\text{ш}}]$			
Угол заострения в точке C переточенного зуба	$\beta_C = \pi/2 - \gamma_C - \alpha_C$			
Радиус фрезы OC в переточенном состоянии	$R_C = [OO_1 \cdot \sin(\alpha_C - \alpha + \varphi - \psi) / R_{\text{ш}}]$			
Длина переточенной задней поверхности	$AC = BD = (R^2 + R_C^2 + 2RR_C \cdot \cos\varphi)^{0,5}$			
OK	$OK = R \cdot \sin(\gamma - \mu)$			
AK	$AK = R \cdot \cos(\gamma - \mu)$			
ON	$ON = OK + a$			
O_1N	$O_1N = R_{\text{ш}} \cdot \sin(\beta + \mu) + AK$			
Радиус наиболее глубокой точки лезвия B	$R_B = R - y$			
Передний угол в точке B лезвия	$\gamma_B = \arcsin(\sin\gamma \cdot R / R_B)$			
Глубина $y_{\text{п}}$ профиля в плоскости передней поверхности	$y_{\text{п}} = R \cdot \cos\gamma - R_B \cdot \cos\gamma_B$			
OK_1	$O'K_1 = R_B \cdot \sin(\gamma_B - \mu)$	$O'K_1 = R_B \cdot \sin\tau$		
BK_1	$BK_1 = R_B \cdot \cos(\gamma_B - \mu)$	$BK_1 = R_B \cdot \cos\tau$		
$K_1N_3 = BN_2$	$K_1N_3 = BN_2 = ON - O'K_1$			
Угол λ_B	$\lambda_B = \arcsin(BN_2 / R_{\text{ш}})$			
O_1N_2	$O_1N_2 = (R_{\text{ш}}^2 + BN_2^2)^{0,5}$			
O_1N_3	$O_1N_3 = O_1N_2 + BK_1$			
$O'O_1$	$O'O_1 = (ON^2 - O_1N_3^2)^{0,5}$			
Задний угол в наиболее глубокой точке лезвия B	$\alpha_B = \arccos[(O'O_1^2 - R_B^2 - R_{\text{ш}}^2) / (2R_B \cdot R_{\text{ш}})]$			
Угол заострения в наиболее глубокой точке лезвия B	$\beta_B = \pi/2 - \gamma_B - \alpha_B$			
Угол λ_1	$\lambda_1 = \arctg(ON / O_1N_3)$			
Угол λ_D	$\lambda_D = 2 \cdot \arcsin[(BD) / (2R_{\text{ш}})]$			
Профилирующее перемещение $y_{\text{ш}}$	$y_{\text{ш}} = O_1N - O_1N_3$			
Минимальный радиус OD фрезы в переточенном состоянии	$R_D = [R_{\text{ш}}^2 + O'O_1^2 - 2R_{\text{ш}} \cdot O'O_1 \cdot \cos(\lambda_B - \lambda_1 - \lambda_D)]^{0,5}$	$R_D = R_C - y$		
Задний угол в наиболее глубокой точке лезвия D	$\alpha_D = \arccos[(O'O_1^2 - R_D^2 - R_{\text{ш}}^2) / (2R_D \cdot R_{\text{ш}})]$			
Передний угол в точке D	$\gamma_D = \arcsin(\sin\gamma_C \cdot R_C / R_D)$			
Угол заострения в наиболее глубокой точке лезвия D	$\beta_D = \pi/2 - \gamma_D - \alpha_D$			
Глубина $y_{\text{п}}$ профиля в плоскости передней поверхности переточенного зуба	$y_{\text{п}} = R_C \cdot \cos\gamma_C - R_D \cdot \cos\gamma_D$			
Глубина профиля, формируемого переточенным зубом y_C	$y_C = R_C - R_D$			
Число заточек фрезы	$k_{\text{max}} = (R_{\text{Cmax}} \cdot \sin\gamma_{\text{Cmax}} - R \cdot \sin\gamma) / 0,15$			
Оптимальная толщина пластины твердого сплава	$t = R_{\text{Cmax}} \cdot \sin\gamma_{\text{Cmax}} - R \cdot \sin\gamma + 1$			



а



б



в

Рис. 4. Зависимость параметров фрез ($D = 140$ мм, $y = 10$ мм, $\gamma = 250$, $\alpha = 150$) с вогнутой задней поверхностью от угла переточки зуба ϕ :

а – задних углов α_C и α_D : 1 – α_C , варианты профилирования 1 – 4; 2 – α_D , вариант профилирования 1; 3 – α_D , вариант профилирования 2; 4 – α_D , вариант профилирования 3; 5 – α_D , вариант профилирования 4; б – минимально допустимое значение заднего угла;

б – переднего угла γ_D и угла заострения β_D : 1 – β_D , вариант профилирования 1; 2 – β_D , вариант профилирования 2; 3 – β_D , вариант профилирования 3; 4 – β_D , вариант профилирования 4; 5 – γ_D , варианты профилирования 1 – 4;

в – погрешности профиля Δy : 1 – вариант профилирования 1, $R_{ш} = 200$ мм; 2 – вариант профилирования 2, $R_{ш} = 200$ мм; 3 – вариант профилирования 2, $R_{ш} = 50$ мм; 4 – вариант профилирования 2, $R_{ш} = \infty$; 5 – варианты профилирования 3, $R_{ш} = 200$ мм; б – вариант профилирования 4

Для всех рассмотренных вариантов профилирования задний угол α_C в точке С зуба уменьшается по мере переточек от 15° при $\phi = 0^\circ$ до $6,9^\circ$ при $\phi = 6^\circ$ (рис. 4, а). Задний угол α_D в точке D зуба также линейно уменьшается по мере переточек и чаще всего ограничивает полный период стойкости фрезы.

Угол заострения β_D по мере переточек увеличивается и не регламентирует допустимого числа переточек фрезы.

Радиус $R_{ш}$ шлифовального круга не влияет на величину передних углов переточенного зуба γ_C и γ_D , но оказывает некоторое влияние на величины задних углов α_C и α_D . Он должен быть не менее радиуса фрезы R . Увеличение радиуса шлифовального круга до величины $R_{ш} = 2R$ позволяет при вариантах 1–3 увеличить число допустимых переточек фрезы. Увеличение $R_{ш} > 2R$ практически не влияет на параметры переточенной фрезы.

Погрешность профиля $\Delta y = y_C - y$ по мере переточек увеличивается для всех вариантов, кроме 4 (рис. 4, в). Так как $\Delta y < 0$, глубина профиля при переточках y_C для вариантов 1–3 меньше номинальной глубины y . Допустимое число переточек фрез с вогнутой направляющей регламентируется именно искажением профиля.

Для 1, 2 и 3-го вариантов существует предельно допустимая для конкретных условий (R , $R_{ш}$, α , γ) глубина профиля y , обеспечивающая наперед заданное число переточек при сохранении требуемого допуска Δy . Из рис. 5 следует, что при $R = 70$ мм, $\alpha = 15^\circ$, $\gamma = 25^\circ$ и $\phi = 2,5^\circ$ (число допустимых переточек $k_{max} = 16$) максимально допустимая величина y_{max} составляет:

вариант профилирования	1	2	2	3
радиус шлифовального круга $R_{ш}$	200	50	200	200
глубина профиля y_{max} , мм	8	4	6	6

Вариант профилирования 4 с одновременным разворотом фрезы на угол $\tau = \gamma_B - \gamma$ обеспечивает постоянство глубины формируемого профиля ($\Delta y = 0$) при любом угле переточки ϕ , радиусе шлифовального круга $R_{ш}$ и глубине профиля y . Суммарный период стойкости фрезы, спрофилированной по 4-му варианту, ограничивается уменьшением заднего угла в наиболее глубокой точке профиля α_D (см. рис. 4, а).

Достоинством 4-го варианта профилирования является также то, что $y_{ш} = y$. Это су-

щественно упрощает проектирование и изготовление фрезы – траектория относительного движения шлифовального круга и фрезы точно повторяет профиль обрабатываемой детали, ограниченного обычно отрезками прямых линий и дуг окружностей. При этом траектория профилирующего движения не искажается, что упрощает изготовление шаблонов при механическом копировании профиля и разработку программ для шлифовальных станков с ЧПУ.

Таким образом, фрезы с вогнутой задней поверхностью, профилируемые с начальным углом установки фрезы $\mu = \gamma$ и наложением третьего профилирующего движения – поворотом зуба относительно оси фрезы на угол τ , обеспечивает при переточках постоянство глубины обрабатываемого профиля u . Фреза с такой формой задней поверхности полностью отвечает определению затылованного инструмента по ГОСТ 25751 на термины и определения. Количество переточек k при переднем угле $\gamma = 25^\circ$ почти в 3 раза (38 при четвертом варианте профилирования против 13 при первом варианте) превышает максимально возможное число переточек фрез с вогнутой задней поверхностью. Соответственно в 3 раза увеличивается полный период стойкости составных профильных фрез с передним углом $\gamma = 0$. Толщина пластины твердого сплава для фрез, спрофилированных по схеме 4, может достигать 6,5 мм. Для всех прочих вариантов профилирования толщина пластины более 3 мм нерациональна, так как приводит к удорожанию инструмента без увеличения полного периода его стойкости.

Контактная информация для переписки:

Зотов Г.А. – 107023, Москва, ВНИИинструмент, ул Большая Семеновская, д.49;
e-mail: 01.vniinstrument@gmail.com

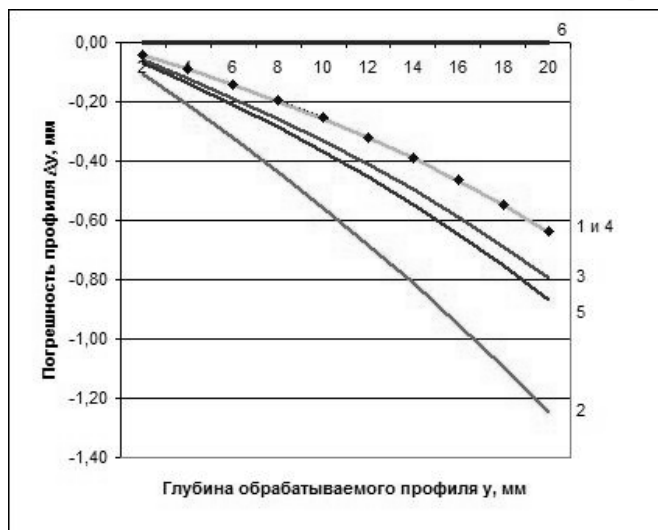


Рис. 5. Зависимость погрешности профиля Δu от его глубины u :

1 – вариант профилирования 1, $R_{ш} = 200$ мм; 2 – вариант профилирования 2, $R_{ш} = 200$ мм; 3 – вариант профилирования 2, $R_{ш} = 50$ мм; 4 – вариант профилирования 2, $R_{ш} = \infty$; 5 – варианты профилирования 3, $R_{ш} = 200$ мм; 6 – вариант профилирования 4

Список литературы

1. *Либерман А.И.* Расчет многолезвийных инструментов, работающих методом копирования. – М.: Машгиз, 1962.
2. *Кувырдин А.Ф.* Графический расчет режущей части фасонных затылованных фрез: дисс. ... канд. техн. наук/ А.Ф. Кувырдин; Московский лесотехнический институт. – Москва, 1953. – 111 с.

Материалы 7-й Всероссийской научно-практической конференции «Проблемы повышения эффективности металлообработки в промышленности на современном этапе». 25 марта 2009. Выставочное общество «Сибирская ярмарка», г. Новосибирск

УДК 519.6:621.9.06

РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ БАЗОВЫХ ДЕТАЛЕЙ МНОГОЦЕЛЕВЫХ СТАНКОВ

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

Приводятся результаты по оптимальному проектированию базовых деталей тяжелого многоцелевого станка на основе использования методов оптимизации и анализа чувствительности.

The results of optimal design of heavy multipurpose machine base members obtained with the help of optimization method and sensitivity analysis are given in the paper.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: МНОГОЦЕЛЕВЫЕ СТАНКИ, БАЗОВЫЕ ДЕТАЛИ, МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ, МЕТОДЫ ОПТИМИЗАЦИИ, АНАЛИЗ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ.

ВВЕДЕНИЕ

Один из наиболее общих методов проектирования конструкций включает в себя решения, принимаемые проектировщиком и основанные на его опыте и интуиции. Этот общепринятый способ проектирования конструкций может быть существенно улучшен, если проектировщик, не прибегая к методу проб и ошибок:

- либо использует эффективность оптимизационных методов, позволяющих осуществить выбор наилучшего варианта без непосредственной проверки всех возможных вариантов;
- либо располагает информацией о чувствительности проекта, которая говорит ему о том, к чему приведёт изменение проекта.

Успехи в области конечно-элементного анализа конструкций обеспечили надежные средства

для оценки проекта конструкций. Однако в своей настоящей форме данный анализ используется для идентификации технических задач, но мало помогает проектировщику в определении способов модификации проекта с целью совершенствования рассматриваемых характеристик. Решение этих и других задач становится возможным в случае интегрированного применения метода конечных элементов и указанных выше способов получения оптимальных конструкций.

Рассмотрим решение сформулированных задач на примере паллеты тяжелого поворотного подвижного стола, входящего в состав тяжелого многоцелевого станка, предназначенного для обработки деталей массой до 200 т (рис. 1).

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ ПАЛЛЕТЫ

Типовая конструкция паллеты (рис. 1) представляет собой пространственную тонкостенную конструкцию прямоугольной формы ячеистой структуры [1]. По нижнему контуру паллеты расположены продольные и поперечные ребра прямоугольного поперечного сечения. Корпус паллеты опирается на направляющие саней стола кольцевого поперечного сечения (внешний диаметр 3,6 м).

Расчетная модель паллеты строится на основе следующих положений.

1. Корпус паллеты моделируется пластинчатым прямоугольным и стержневым (ребра) конечными элементами.

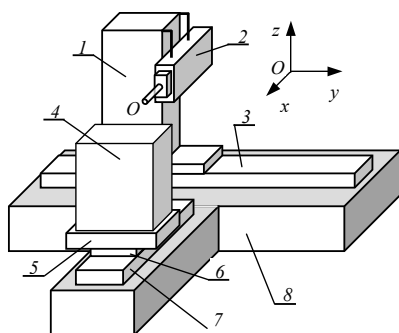


Рис. 1. Компонка многоцелевого станка:

- 1 – стойка; 2 – шпиндельная бабка; 3 – станина;
4 – обрабатываемая деталь; 5 – паллета; 6 – сани стола;
7 – станина стола; 8 – фундамент

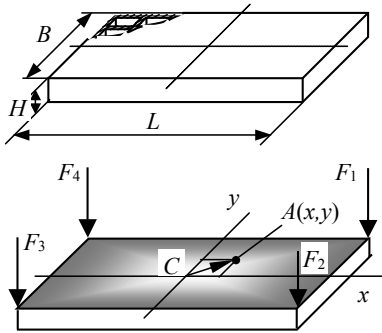


Рис. 2. Паллета и схема нагружения ее поверхности

2. Паллета опирается на жесткие круговые направляющие саней стола.

3. Внешней нагрузкой являются собственный вес паллеты (368 кН для типовой конструкции) и обрабатываемой детали (2000 кН). Силы резания ввиду их малости по сравнению с указанной нагрузкой не учитываются. Так, например, при чистовом торцовом фрезеровании наибольшая компонента силы резания составляет $F = 3,0$ кН.

4. Полагаем, что обрабатываемая деталь установлена на технологических базах, совпадающих с угловыми зонами паллеты, а нагрузка F от веса детали в предельном случае характеризуется силами $F_i (i = 1, \dots, 4)$, приложенными в угловых точках паллеты (рис. 2). На основе методов сопротивления материалов [2] получаем распределение нагрузки от веса детали в угловых точках паллеты:

$$F_i = (1/4) F [1 \pm x / (L/2) \pm y / (B/2)].$$

Принимаем, что центр тяжести детали смещен в плоскости x, y (рис. 2, точка А) относительно оси поворота стола на $1/20$ длины и $1/30$ ширины паллеты (данные предприятия). Полагая $L = 5,6$ м, $B = 3,6$ м, $F = 2$ МН получаем координаты точки А приложения результирующей нагрузки и эксцентриситет:

$$x = L/20 = 0,28 \text{ м}, \quad y = B/30 = 0,12 \text{ м}, \quad e = 0,305 \text{ м}.$$

ОПТИМИЗАЦИЯ

• **Использование методов оптимизации.** Задача проектирования паллеты формулируется как задача математического программирования в виде:

минимизировать

$$\Phi_0 = \rho \left(\sum_{i=1}^k V_i + \sum_{j=1}^m V_j \right) \quad (1)$$

при ограничениях:

$$\text{на перемещения} \quad \Phi_1 = 1 - \delta / [\delta] \geq 0,$$

$$\text{напряжения} \quad \Phi_2 = 1 - \sigma_{\text{экр}} / [\sigma] \geq 0,$$

$$\text{устойчивость} \quad \Phi_3 = 1 - n\sigma / \sigma_{\text{кр}} \geq 0,$$

$$\text{частоту} \quad \Phi_4 = p_1 / [p_1] - 1 \geq 0,$$

переменные

$$\text{проектирования} \quad \Phi_5 = V_i \geq 0, \quad i = 1, \dots, k,$$

$$\Phi_6 = V_j \geq 0, \quad j = 1, \dots, m,$$

где k, m – число пластинчатых и стержневых конечных элементов; ρ – плотность материала; V – объем конечного элемента; $\delta, [\delta]$ – расчетная и допускаемая относительная деформация, определяемая в направлении, перпендикулярном плоскости паллеты; $\sigma_{\text{экр}}, [\sigma] = 100$ МПа – эквивалентное и допускаемое напряжения; $n = 2$ – коэффициент запаса по устойчивости; $\sigma, \sigma_{\text{кр}}$ – сжимающее напряжение, действующее в плоскости КЭ и критическое напряжение; $p_1, [p_1] = 12$ Гц – расчетное значение и нижняя граница первой собственной частоты (определяется наибольшей частотой вращения шпинделя 500 мин^{-1} с отстройкой от резонанса 30 %).

Переменными проектирования являются толщина t_c стенки корпуса и толщина t_p ребра (при постоянной ширине). Габаритные размеры паллеты (длина, ширина, высота) определяются техническим заданием.

Задача (1) решается методом штрафных функций в форме [3]

$$\Phi = \Phi_0 / \Phi_0^H + r \sum_{i=1}^6 (1 / \Phi_i), \quad (2)$$

где Φ_0^H – начальная масса серийной конструкции паллеты до оптимизации; r – малый положительный параметр. Решение задачи получено безусловной минимизацией функции (2) для убывающей последовательности значений параметра r методом Давидона–Флетчера–Пауэлла.

Основные результаты расчета паллеты приведены на рис. 3 и в табл. 1. В результате оптимизации получена конструкция меньшей массы и с улучшенной характеристикой по жесткости.

Анализ чувствительности. Исследуем влияние вариации переменных проектирования t_c и t_p в окрестности оптимального вектора $X = [t_c, t_p]$ на характеристики конструкции. С этой целью фик-

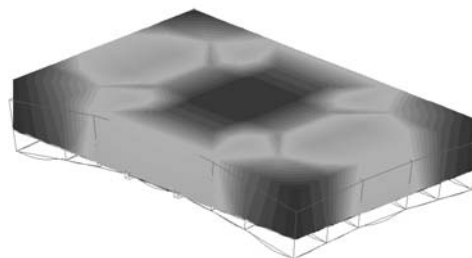


Рис. 3. Деформированное состояние паллеты

Результаты оптимизации паллеты

Проект паллеты	Толщина, мм				Невязка по критерию жесткости, %	Масса, т
	верхняя плита	боковая стенка	внутренняя стенка	ребро		
Серийный	60,0	60,0	50,0	60,0	40,0	36,80
Оптимальный	29,0	36,3	36,3	69,5	0,65	24,59

сируем все переменные проектирования, кроме одной, и исследуем изменение перемещений, напряжений и частоты.

Результаты анализа чувствительности, приведенные в табл. 2, показывают, что если бы требовалось улучшение проекта паллеты по собственным частотам, то наилучшего результата можно было бы достигнуть путем вариации толщины верхней плиты. В других случаях лучшие ре-

зультаты получаются при вариациях толщины боковых и внутренних стенок.

Используя информацию о чувствительности проекта, которая может быть получена при помощи методов, основанных на конечно-элементных формулировках, проектировщик может систематически проводить анализ конструкции и улучшать свой проект.

Таблица 2

Анализ чувствительности

№ п/п	Переменные проектирования	Чувствительность ограничений, %			
		перемещения	напряжение	устойчивость	частота
1	Толщина боковых и внутренних стенок	73,4	54,6	51,5	5,4
2	Толщина верхней литы	16,7	4,9	8,2	85,8
3	Толщина ребра	15,2	10,4	25,4	0,2

ВЫВОДЫ

1. Полученная информация о чувствительности проекта совпадает с результатами оптимизации паллеты методами оптимизации. Так как для базовых деталей многоцелевых станков наиболее важным является критерий жесткости, то оптимальный проект конструкции при использовании методов оптимизации получен путем вариации толщины боковых и внутренних стенок.

2. Если на этапе проектирования возможно формирование целевой функции с ограничениями, то целесообразно использовать методы условной оптимизации в сочетании с методами безусловной оптимизации. В этом случае проектировщик получает проект конструкции с оптимальными размерами.

3. Если затруднительно сформулировать одну целевую функцию, то целесообразно использо-

вать анализ чувствительности для поиска направлений модификации проекта либо многокритериальную оптимизацию [4].

Список литературы

1. *Атапин В.Г.* Проектирование несущих конструкций тяжёлых многоцелевых станков с учётом точности, производительности, массы // Вестник машиностроения. – 2001. – №2. – С. 3 – 6.
2. *Атапин В.Г.* Сопротивление материалов: учебник / В.Г. Атапин, А.Н. Пель, А.И. Темников. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2006. – 556 с. – («Учебники НГТУ»).
3. *Реклейтис Г.* Оптимизация в технике. В 2 кн. / Г. Реклейтис, А. Рейвиндран, К. Рэгсдел – М.: Мир, 1986. – Кн.1. – 350 с.
4. *Соболь И.М.* Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями /И.М. Соболь, Р.Б. Статников. – М.: Дрофа, 2006. – 176 с.

Контактная информация для переписки:

Атапин В.Г. – 630092, Новосибирск, Новосибирский государственный технический университет, пр. К.Маркса, 20; e-mail: obrmet@ngs.ru

УДК 621.9

НЕОДНОРОДНОСТЬ И ЛОКАЛИЗАЦИЯ ДЕФОРМАЦИИ В МОНОКРИСТАЛЛАХ НИКЕЛЯ С ОСЬЮ СЖАТИЯ [001]

*Д.В. ЛЫЧАГИН, профессор, доктор физ.-мат. наук,
Е.А. АЛФЁРОВА, аспирант,
Т.Н. ГОЛОСОВА, доцент, канд. физ.-мат. наук,
А.Д. ЛЫЧАГИН, аспирант,
ТГАСУ, г. Томск,
ЮрТИ(филиал ТПУ), г. Юрга*

Исследуется влияние ориентации боковых граней на неоднородность деформации для монокристаллов никеля. Рекомендуется при изготовлении ответственных деталей из ГЦК-монокристаллов учитывать не только ориентацию кристаллографической оси, но также и ориентацию боковых граней.

The side edges orientation influence on deformity discontinuity for nickel monocrystals is studied. When manufacturing critical parts from GKTS-monocrystals it is recommended to take into consideration not only the crystallographic axis orientation but also the side edges orientation.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: МОНОКРИСТАЛЛЫ НИКЕЛЯ, ЭКСПЕРИМЕНТ, ДЕФОРМАЦИЯ.

Более 50 лет для изготовления лопаток турбин реактивных двигателей используют жаропрочные никелевые сплавы. На сегодняшний день наряду с совершенствованием составов жаропрочных сплавов идут по пути создания монокристаллической структуры лопаток [1]. Для таких ответственных деталей для обеспечения их надежности необходимо знать природу неоднородности пластической деформации и локализации, так как именно области высокой локализации деформации являются потенциально опасными с точки зрения возникновения трещин и последующего разрушения деталей. В случае изготовления лопаток турбин из монокристаллических металлических материалов возникает дополнительная проблема, связанная со сложной поверхностью лопатки. В этом случае в разных областях лопатки ориентация кристаллографической оси монокристалла отличается, что, безусловно, сказывается как на механических свойствах материала, так и на неоднородности пластической деформации, а следовательно, прогнозировать места возможного появления трещин становится труднее. Исследованию неоднородности пластической деформации и эксплуатационных характеристик материалов при высоких температурах должны предшествовать исследования при комнатных температурах.

Материал и методика эксперимента

В данной работе представлены результаты, полученные для [001]-монокристаллов с разными наборами боковых граней {110} и {100}. Для [001]-монокристаллов никеля равнонагруженными являются четыре октаэдрические плоскости по два направления сдвига в каждой. Для обоих наборов боковых граней фактор Шмида равен 0,408. В [001]-монокристаллах с боковыми гранями {110} можно

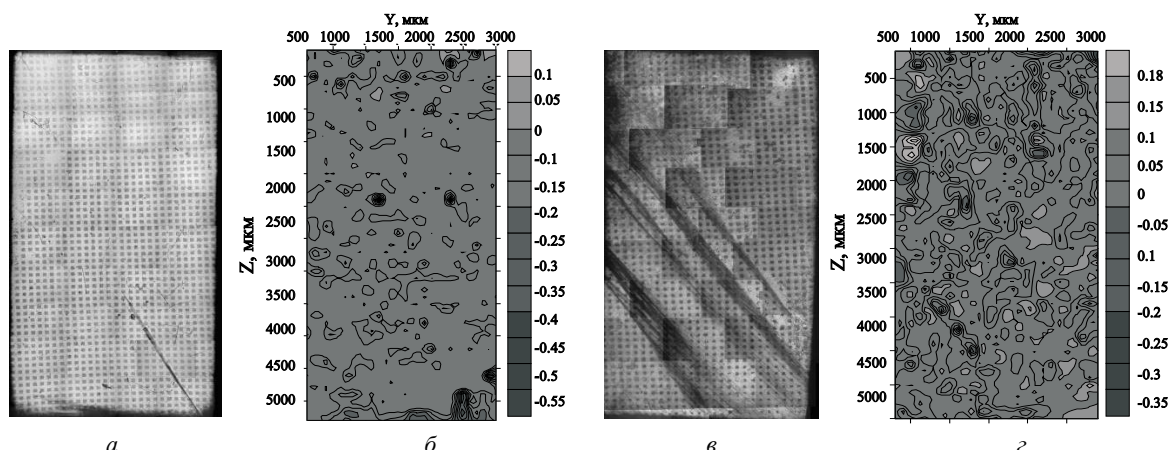
выделить объём, в котором плоскости октаэдрического сдвига со всех сторон имеют выход на свободные боковые поверхности [2]. В этой области сдвиг осуществляется в направлении наименьшего сопротивления в сторону свободных боковых поверхностей в отсутствие обратных напряжений от пуансонов испытательной машины. В [001]-монокристаллах с боковыми гранями {100} при $h/d \leq 2$ (h – высота образца, d – его ширина) такой объём выделить нельзя, так как все плоскости с одной стороны ограничены пуансоном испытательной машины. Такая разница в кристаллогеометрической установке для сдвига оказывает влияние на неоднородность протекания пластической деформации.

Ориентировку монокристаллов осуществляли на рентгеновском аппарате ИРИС 3 по эпиграммам с точностью 2° . Деформацию проводили на машине типа «Инстрон» со скоростью $3 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1}$. Картины деформационного рельефа в масштабе образца снимали на растровом электронном микроскопе Tesla BS-301 и металлографическом микроскопе МИМ-7. Методика определения локальной деформации изложена в работе [2].

Экспериментальные результаты

Общая деформация исследуемого [001]-монокристалла с боковыми гранями {110} составляет $e = 0,06$, средние значения компонент деформации – $\langle e_x \rangle = 0,038$, $\langle e_y \rangle = 0,036$, $\langle e_z \rangle = -0,074$ и интенсивности деформации – $\langle \Gamma \rangle = 0,171$. Общая деформация монокристалла с боковыми гранями {100} составляет $e = 0,07$, средние значения компонент деформации – $\langle e_x \rangle = -0,053$, $\langle e_y \rangle = 0,103$, $\langle e_z \rangle = -0,050$ и интенсивности деформации – $\langle \Gamma \rangle = 0,240$.

Результаты экспериментального определения локальной деформации монокристаллов представлены



Картина деформационного рельефа (*a, в*), карта распределения компоненты деформации e_z (*б, г*).
Ось сжатия $[001]$, *a, б* – грань (110) , *в, г* – грань (100) . На рисунках *a, в* – грани показаны с нанесенной сеткой

деформационными картами в сравнении с картиной деформационного рельефа на рисунке. При анализе деформационного рельефа на боковых гранях $[001]$ -монокристаллов видно, что грань (110) заполнена следами сдвига, и также наблюдается хорошо различимая полоса аккомодации [3], на грани (100) яркими элементами деформационного рельефа являются полосы.

При анализе компоненты деформации e_z (см. рисунок) для грани (110) видно, что реализуется в основном деформация сжатием, и наибольших значений ($-0,55$) компонента достигает в приторцевых областях монокристалла. У базовых концентраторов напряжений образуются отдельные деформационные макрополосы (рисунок), как было отмечено выше, эти макрополосы играют роль аккомодационных прослоек между доменами, компенсируя несовместность их деформации. Наличие таких компенсаторов позволяет избежать высокой неоднородности деформации и разрушения образцов.

Для $[001]$ -монокристаллов с боковой гранью (100) местами наибольшей локализации деформации являются полосы, здесь величина компоненты e_z достигает $-0,45$ (деформация сжатием), в то же время в областях между полосами реализуется деформация растяжением ($e_z = 0,15$), а также отмечаются места, где деформация по компоненте e_z равна нулю.

Таким образом, сравнивая монокристаллы с одинаковой осью деформации $[001]$, но с разными боковыми гранями, можно сделать вывод, что для боковых граней $\{100\}$ в целом наблюдается большая неоднородность деформации по сравнению с боковыми гранями $\{110\}$.

Следовательно, ориентация боковых граней влияет на неоднородность деформации. Неоднородность зависит от кристаллографической ориентации, это связано с организацией сдвига в макромасштабе образца, обусловленного осуществлением деформации по плотноупакованным направлениям и реализацией сдвига согласно обобщенному закону Шмида (в

области, где все три главные компоненты тензора напряжений отличны от нуля). Наиболее оптимальным для формоизменения материала является равнозначность относительного выхода на боковые грани плотноупакованных направлений, что реализуется в $[001]$ -монокристаллах с боковыми гранями $\{110\}$.

Таким образом, данное обстоятельство позволяет рекомендовать при изготовлении ответственных деталей из ГЦК-монокристаллов учитывать не только ориентацию кристаллографической оси, но также и ориентацию боковых граней. Следует отметить, что ранее авторами была проведена работа, в которой исследовалось влияние отклонения оси от направления $[111]$ на неоднородность деформации [4]. Полученные в работе результаты показали, что для монокристаллов с осью $[111]$ небольшое, в несколько градусов, отклонение оси приводит к формированию одной системы макрополос сдвига, что, в свою очередь, исключает образование областей высоких локальных деформаций.

Список литературы

1. Качанов Е.Б. Состояние и перспективы развития работ по жаропрочным сплавам для лопаток турбин // Технология легких сплавов. – 2005. – № 1–4. – С. 10–18.
2. Лычагин Д.В., Алферова Е.А., Шаехов Р.В., Лычагин А.Д., Старенченко В.А. Неоднородность деформации в монокристаллах никеля с разной иерархией структурных элементов // Фундаментальные проблемы современного материаловедения. – 2007. – Т.4. – № 2. – С. 26–35.
3. Лычагин Д.В. Фрагментация пластической деформации в металлических материалах с ГЦК-решеткой // Физическая мезомеханика. – 2006. – Т. 9. – № 3. – С. 103–113.
4. Лычагин Д.В., Алферова Е.А., Шаехов Р.В., Старенченко В.А. Влияние отклонения оси сжатия от направления $[111]$ на неоднородность и локализацию деформации в монокристаллах никеля // VII Конференция молодых ученых «КОМУ-2008». – Ижевск: ФТИ УрО РАН, УдГУ, ИжГТУ, 2008. – С. 10–11.

Контактная информация для переписки:

Лычагин Д.В. – 634000, Томск, Томский государственный архитектурно-строительный университет, пл. Соляная, 2; e-mail: katerina525@mail.ru

УДК 621.923

ПОСТРОЕНИЕ ЗОНЫ ПЛАСТИЧНОСТИ ДЛЯ РЕАЛЬНОГО ПРОФИЛЯ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

*А.В. ПРОСКОКОВ, доцент, канд. техн. наук,
Юргинский технологический институт (филиал ТПУ), г. Юрга*

Показано, что, получив реальную схему линий скольжения для режущего инструмента, возможен более точный расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) в зоне стружкообразования. Эти данные могут явиться исходным материалом при расчетах температуры, а также при прогнозировании износа инструмента.

It is shown that after the real scheme of cutting tool slide lines was made, a more accurate calculation of stress deformity state in chip formation zone became possible. These data can serve as initial material at temperature calculating and at tool wear forecasting as well.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: МЕТАЛЛОРЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ, НАПРЯЖЕННОЕ И ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ, ЗОНА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ, ПЛАСТИЧНОСТЬ.

В настоящее время вопрос о разработке адекватной модели процесса резания, описывающей взаимосвязь напряжений и деформации в зоне стружкообразования и на рабочих поверхностях режущего инструмента, а также формирование стружки и поверхностного слоя остается открытым. В известных моделях стружкообразования различных авторов передняя поверхность, как правило, представлена прямой линией либо их сочетанием. В то же время современный металлорежущий инструмент имеет очень сложную топографию передней поверхности, что оказывает значительное влияние на происходящие процессы стружкообразования. Учитывая это, расчеты, выполненные по известным схемам, оказываются приближенными.

Построение предлагаемой схемы основано на свойствах линий скольжения [2]. Согласно теории пластичности для плоского напряженного и деформированного состояния линии скольжения представляют собой два семейства взаимно ортогональных криволинейных координат, вдоль которых действуют максимальные касательные напряжения. Если удастся построить кинематически возможное поле линий скольжения, то возможен и расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) в зоне стружкообразования.

Форма и размеры зоны пластичности, прилегающей к лезвию, зависят от условий трения на передней и задней поверхности, которые, в свою очередь, определяются закономерностями распределения контактных напряжений на трущихся площадках между передней поверхностью и стружкой и между задней поверхностью и заготовкой [1]. Поэтому для построения линий скольжения необходимы величины и законы распределения контактных нагрузок.

Известно [2], что углы наклона линий скольжения при выходе на контур зависят от величины касатель-

ного напряжения на контуре и могут определяться по формуле

$$\tau = -k \cos 2w, \quad (1)$$

где $k = \sigma_m/2$ – максимальная величина касательных напряжений при пластической деформации; σ_m – предел текучести обрабатываемого материала, w – угол между касательной к линии скольжения и осью y_d в данной точке.

Зададим эпюру распределения касательных контактных напряжений уравнением параболы:

$$\tau^n = \tau_{\max} - y_d - \frac{\tau_{\max} - l_n}{l_n^2} y_d^2. \quad (2)$$

Если приравнять выражения (1) и (2), то для данного закона изменения касательных напряжений можно получить зависимость угла выхода линий скольжения на длине контакта:

$$w = \arccos \left(- \frac{\tau_{\max} - y_d - \frac{\tau_{\max} - l_n}{l_n^2} y_d^2}{k} \right) / 2.$$

Из закона трения Амонтона–Кулона коэффициент трения в рассматриваемой точке контактной поверхности определится отношением касательного контактного напряжения к нормальному в той же точке передней поверхности [1]:

$$\mu_n = \tau^n / \sigma^n. \quad (3)$$

Угол трения θ на передней поверхности, задающий направление осей главных напряжений в точке A контакта (рис. 1), определяется через коэффициент трения известным соотношением:

$$\theta = \arctg \mu_n. \quad (4)$$

Выразив коэффициент трения μ_n в выражении (4) через уже известный угол трения, зависящий от угла выхода линий скольжения w , получим:

$$\mu_n = \operatorname{tg}(\pi/2 - w). \quad (5)$$

Зная изменение коэффициента трения на длине контакта, из выражения (3) нетрудно получить формулу для эпюры контактных нормальных напряжений:

$$\sigma^n = \frac{-k \cos 2w}{\operatorname{tg}(\pi/2 - w)}.$$

Коэффициент трения в вершине определим из следующего выражения:

$$\mu_{n0} = \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\arccos \left(-\frac{\tau_{\max}}{k} \right)}{2} \right). \quad (6)$$

Теперь, выразив значение τ_{\max} через коэффициент μ_{n0} , получим:

$$\tau_{\max} = \cos(2 \operatorname{arctg}(\mu_{n0})) k. \quad (7)$$

Если подставим τ_{\max} в выражение коэффициента трения (5), то после преобразований получим изменение его в общем виде:

$$\mu_n = \operatorname{ctg} \left(\frac{1}{2} \arccos \left(\frac{\cos(2 \operatorname{arctg}(\mu_{n0})) k (y_d^2 - l_n^2) + y_d l_n (l_n - y_d)}{l_n^2 k} \right) \right). \quad (8)$$

Форма передней поверхности современного инструмента очень разнообразна, поэтому для ее представления применим табличный способ задания по координатам точек. С изменением переднего динамического угла γ_d в каждой i -й точке передней поверхности происходит перераспределение исходных контактных напряжений τ_i^n и σ_i^n в соответствии с формулами [1]:

$$\sigma_{\gamma_{di}}^n = \sigma_i^n \cdot \cos \gamma_{di} - \tau_i^n \cdot \sin \gamma_{di};$$

$$\tau_{\gamma_{di}}^n = \sigma_i^n \cdot \sin \gamma_{di} + \tau_i^n \cdot \cos \gamma_{di}.$$

Поэтому коэффициент трения на передней поверхности также будет иметь другие значения. Так, на рис. 1 показаны результаты расчетов коэффициента трения для рельефной передней поверхности с учетом изменения переднего угла в конкретной точке.

В соответствии с методикой построения схемы стружкообразования, изложенной в работе [1], построение границ основывается на аналитическом выводе уравнений. В случае криволинейной топографии

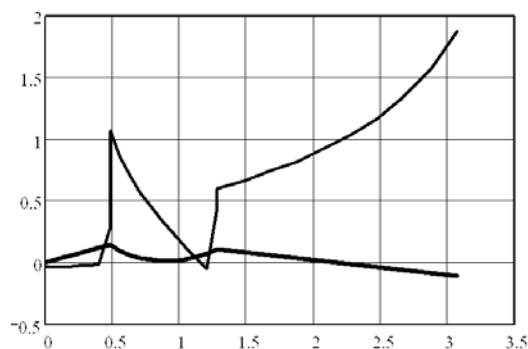


Рис. 1. Результаты расчетов для условий $\mu_{n0} = 0,25, l_n = 2,6$ мм, $\sigma_m = 500$ МПа

передней поверхности ввиду сложности получаемых уравнений аналитический их вывод не представляется возможным. Поэтому для ее построения реализуем графический метод. При этом также руководствуемся всеми известными свойствами линий скольжения.

На рис. 2 показан результат графического построения пластической зоны, прилегающей к рельефной поверхности для условий $\mu_{n0} = 0,25, l_n = 2,6$ мм, $\sigma_m = 500$ МПа, из которого видно, что она имеет сложную пространственную форму, зависящую от топографии инструмента.

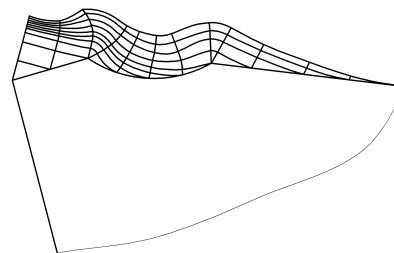


Рис. 2. Результаты графического построения линий скольжения вторичной зоны пластической деформации для условий: $\mu_{n0} = 0,25, l_n = 2,6$ мм, $\sigma_m = 500$ МПа

Дальнейшая методика построения всей зоны не отличается от последовательности, изложенной в [1].

Таким образом, получив реальную схему линий скольжения для инструмента, имеющего сложную топографию, возможен более точный расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) в зоне стружкообразования, данные которого могут явиться исходным материалом при расчетах температуры, а также при прогнозировании износа инструмента.

Список литературы

1. Петрушин С. И. Основы формообразования резанием лезвийными инструментами: учеб. пособие. – Томск: Изд-во НТЛ, 2004. – 204 с.
2. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.

Контактная информация для переписки:

Проскоков А.В. – 652050, Юрга, Юргинский технологический институт (филиал) Томского политехнического университета, ул. Ленинградская, 26; тел. (38451) 62248; e-mail: andrey_proskokov@rambler.ru



ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

технология • оборудование • инструменты

ИНФОРМАЦИЯ О ПОДПИСКЕ НА ЖУРНАЛ «ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ»

Подписка на журнал осуществляется по каталогу «Роспечать» (индекс 70590).

Периодичность издания журнала

- 4 номера в год.

РАСЦЕНКИ НА РАЗМЕЩЕНИЕ РЕКЛАМЫ В ЖУРНАЛЕ «ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ» (С УЧЕТОМ НДС)

Обложка (цв.):

2-я и 3-я полосы, формат А4 – 10 000 руб.

4-я полоса, формат А4 – 12 000 руб.

Внутренние полосы (цв.):

1/1 полосы – 8000 руб.

1/2 полосы – 4000 руб.

1/4 полосы – 2000 руб.

ПРИМЕЧАНИЯ:

публикация рекламы на 4-й странице обложки – надбавка 20 %, стоимость рекламной статьи – 2000 руб. за полосу

АДРЕС РЕДАКЦИИ:

630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5, к. 274, Тел.: (383) 346-17-77, E-mail: obrmet@ngs.ru

РЕКВИЗИТЫ:

ИНН 5404105174 КПП 540401001

УФК по Новосибирской области (НГТУ л/с 03511128270)

Р/с 40503810300001000001 ГРКЦ ГУ Банка России по Новосибирской обл. г. Новосибирск

БИК 045004001

В НАЗНАЧЕНИИ ПЛАТЕЖА ОБЯЗАТЕЛЬНО УКАЗЫВАТЬ:

ББК 07330201010010000130 ИСТ.01042

Центр УГИС, информационные услуги

ПРАВИЛА ПОДГОТОВКИ РУКОПИСИ И РЕКЛАМЫ

1. Статья и сопровождающие материалы предоставляются в редакцию на электронном носителе (диск, дискета) в формате Microsoft Word для Windows с распечаткой всех материалов или электронной почтой.
2. Текст статьи должен быть напечатан на бумаге формата А4 в двух экземплярах через 1,5 интервала, шрифт Times New Roman 14. Объем статьи – не более 10 стр., включая таблицы и рисунки; число рисунков – не более 5.
3. Статья содержит: индекс УДК, название статьи, авторы, ученая степень, ученое звание, название учреждения, город, аннотация, ключевые слова, основной текст, список литературы. К статье прилагается экспертное заключение о возможности публикации.
4. На отдельном листе для предоставления сведений в РИНЦ указываются следующие данные в приведенной ниже последовательности:
 - a) индекс УДК;
 - b) название статьи;
 - c) фамилия, имя, отчество каждого автора;
 - d) место работы каждого автора в именительном падеже;
 - e) контактная информация (почтовый адрес, E-mail при наличии);
 - f) аннотация;
 - g) ключевые слова;
 - h) список литературы.

На английском языке: пункты b, c (фамилия, инициалы), f, g.

5. Рисунки, фотографии, таблицы, схемы предоставляются в формате TIF, JPG, PSD, EPS или BMP, с разрешением 300dpi (для полноцветных изображений – цветовая модель CMYK) и с обязательной распечаткой. На обороте указывается (карандашом) фамилия первого автора, номер рисунка (таблицы, схемы).
6. Оригинал-макеты рекламы принимаются в электронной версии (с обязательной распечаткой) в формате CorelDraw, версии 8.0 или Photoshop, версии 5.0. В CorelDraw текст должен быть преобразован в кривые.
7. Плата за опубликование рукописей аспирантов не взимается.



Центр УГИС



Учебно-исследовательский центр графических информационных систем на базе
Механико-технологического факультета Новосибирского государственного технического университета
приглашает всех желающих на курсы повышения квалификации



Flash



Photoshop



CorelDRAW



3D Studio MAX



Delcam
PowerSHAPE



Pro/ENGINEER



КОМПАС



Autodesk
Inventor



AutoCAD



SolidWorks

Учитывая существующий спрос на знания современных CAD-CAM-CAE систем, центр УГИС оказывает образовательные услуги в соответствии с программами дополнительного образования по повышению квалификации руководящих работников и специалистов по профилю вуза (Лицензия №001543 от 26.01.2004).

По окончании курсов слушателям выдается документ о повышении квалификации государственного образца.

НАПРАВЛЕНИЯ ПОДГОТОВКИ:

Освоение основ твердотельного моделирования и подготовки конструкторской документации в современных системах автоматизированного проектирования SolidWorks, AutoCAD, Inventor, КОМПАС.

Pro/ENGINEER. Автоматизация проектирования изделий и жизненный цикл изделий. Путь от трехмерного моделирования до создания управляющих программ станков с ЧПУ.

Модули документооборота PDM, которые в сочетании с современными САПР образуют комплексы, способные обеспечить информационную поддержку жизненного цикла разрабатываемых изделий.

Моделирование сложных геометрических поверхностей и подготовка управляющих программ с использованием PowerSHAPE, PowerMILL.

Моделирование виртуальной реальности – 3D Studio MAX. Создание изображений фотографического качества по трехмерным сценам, а также анимированных роликов.

Компьютерный дизайн: создание логотипа, визитки, фирменного бланка, календаря и других элементов пакета фирменного стиля с использованием возможностей растровой и векторной графики и знаний композиции, цветоведения и шрифтового дизайна.
Программы: CorelDRAW, Photoshop.

Презентационная графика – PowerPoint и Flash.

Начало всех занятий по мере комплектования групп.
Контактная информация: тел. 3461155,
e-mail: graph@graph.power.nstu.ru, kirill@graph.power.nstu.ru