

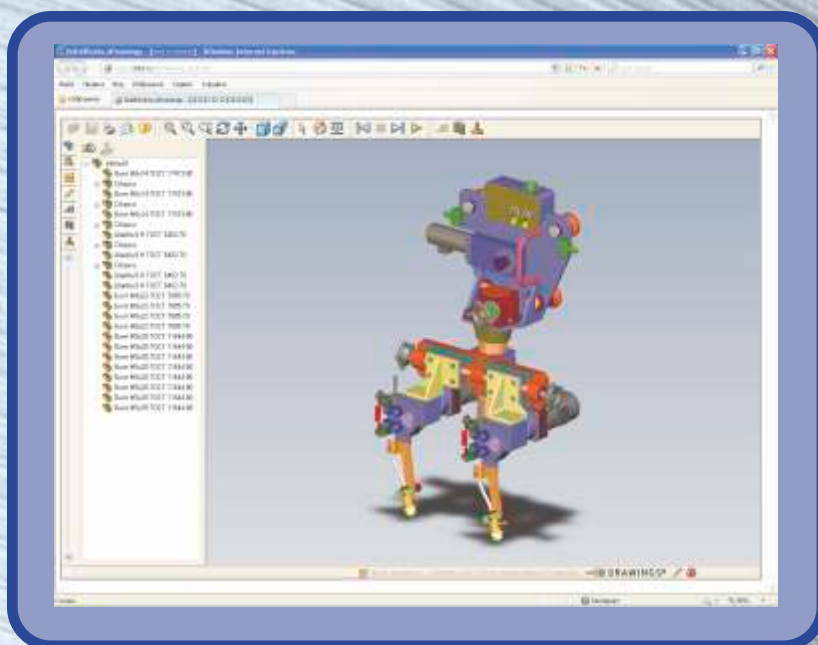
ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

ISSN 1994-6309

№2 (55) / 2012

технология • оборудование • инструменты
научно-технический и производственный журнал

Технология Оборудование Инструменты Материаловедение



3D-модель к термину «Сварочная полуавтоматическая головка ГСП-4»

Internet-версия справочного электронного издания
в области машиностроительной терминологии
(Бийский технологический институт АлтГТУ им. И. И. Ползунова)

НОВОСИБИРСК • 2012

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

№ 2(55)/2012

технология • оборудование • инструменты
научно-технический и производственный журнал

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ

Председатель совета

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

Члены совета

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

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

СОУЧРЕДИТЕЛИ

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

ГЛАВНЫЙ РЕДАКТОР

Батаев Анатолий Андреевич – профессор,
доктор технических наук

ЗАМЕСТИТЕЛИ ГЛАВНОГО РЕДАКТОРА

Атапин Владимир Григорьевич – профессор,
доктор технических наук

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

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

ИЗДАЕТСЯ С 1999 г.

Периодичность – 4 номера в год

Журнал реферирован в ВИНИТИ

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

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

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

Индекс: **70590** («РОСПЕЧАТЬ»)

Адрес редакции:

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

Тел. (383) 346-17-77

E-mail: obrmet@ngs.ru

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

Цена свободная

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

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕХНОЛОГИЯ

- Черномас В.В., Саликов С.Р., Коновалов А.В.** Оптимизация технологических параметров процесса получения полосы совмещенным методом литья и деформации металла 7
- Скворцов В.Ф., Охотин И.С., Саиспаева Т.С.** Толщина упрочненного слоя при дорновании отверстий в толстостенных цилиндрах 14
- Рахимьянов Х.М., Красильников Б.А., Гаар Н.П., Журавлев А.И., Локтионов А.А.** Методика выбора электролита для лазерно-электрохимической обработки 18

ОБОРУДОВАНИЕ. ИНСТРУМЕНТЫ

- Ходжибергенев Д.Т.** Исследование угла сдвига при ротационной обработке 22
- Атапин В.Г.** Оптимальное проектирование корпуса шпиндельной бабки тяжелого многоцелевого станка 27
- Медведев А.М., Литовка Г.В.** Исследование виброизолирующих свойств составного зубчатого колеса 33
- Липатов А.А., Чигиринский Ю.Л., Кормилицин С.И.** Температурно-силовые характеристики контактного взаимодействия на площадке износа задней поверхности инструмента при точении аустенитной стали 38
- Андросов С.П.** Модель стружечной канавки червячной модульной фрезы 43
- Кудряшов Е.А.** Точение конструктивно сложных поверхностей деталей инструментом из композита 50

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

- Федоров Ю.Ю., Бабенко Ф.И., Герасимов А.А., Лапий Г. П.** Влияние факторов холодного климата на механические свойства композитных стержней из стекло- и базальтопластиков 56
- Хараев Ю.П., Грешилов А.Д., Куркина Л.А., Федотов Н.И., Бутуханов В.А.** Исследование изменения размеров образцов из стали 5ХНМ после борирования 62
- Павлюкова Д.В., Gerstein G.** Оценка критериев образования пор по кристаллогеометрическим характеристикам скольжения в поликристаллическом железе 65

TECHNOLOGY

- Chernomas V.V., Salikov S.R., Konovalov A.V.** Optimization of technological parameters of the process of obtaining a combined method of strip casting and deformation 7
- Skvortsov V.F., Okhotin I.S., Saispayeva T.S.** Thickness of the hardened layer of the holes mandrelled in thick-walled cylinders 14
- Rakhimyanov K.M., Krasilnikov B.A., Gaar N.P., Zhuravlev A. I., Loktionov A.A.** Method of selection electrolyte for laser-electrochemical treatment... 18

EQUIPMENT. INSTRUMENTS

- Hodjibergenov D.T.** Research of shearing angle at rotary treatment 22
- Atapin V.G.** Optimization spindle head of metal-cutting machine-tool 27
- Medvedev A.M., Litovka G.V.** Research of vibroisolation properties compound cogwheel 33
- Lipatov A.A., Chigirinskii Yu.L., Kormilitsyn S.I.** Temperature-power characteristics of the contact interaction on the site of the depreciation of the rear surface of the tool when turning of austenitic steel 38
- Androsov S.P.** The model of chip groove of the worm module milling cutter 43
- Kudryashov E.A.** Turning structurally complex surfaces of the parts of a composite tool 50

MATERIAL SCIENCE

- Fedorov Yu.Yu., Babenko F.I., Gerasimov A.A., Lapiy G.P.** Influence of factors of a cold climate on mechanical properties of composite rods from glass- and basaltfibers 56
- Kharaev Y.P., Greshilov A.D., Kurkina L.A., Fedotov N.I., Butuhanov V.A.** Research of changes in size of the samples of steel L6 after boriding 62
- Pavliukova D.V., Gerstein G.** Estimation of the void formation criteria on the characteristics of the crystalgeometry of the polycrystaline iron 65

МАТЕРИАЛЫ КОНФЕРЕНЦИИ

Фирсов А.М., Вдовин А.В., Перепелкин П.В., Тимахович И.В. Взаимосвязь параметров акустической эмиссии с режимами резания и шероховатостью поверхности при токарной обработке	70
Фирсов А.М., Вдовин А.В., Червинский В.О., Тимахович И.В. Контроль дробления стружки при токарной обработке методом акустической эмиссии	76
Казанцев А.Г., Вдовин А.В. Интернет-версия толкового словаря терминов по машиностроению	81
Правила для авторов	87

CONFERENCE MATERIALS

Firsov A.M., Vdovin A.V., Perepelkin P.V., Timahovich I.V. The relationship of parameters acoustic emission of the cutting conditions and surface roughness when turning	70
Firsov A.M., Vdovin A.V., Chervinskiy V.O., Timahovich I.V. Control chip breaking in turning the method of acoustic emission	76
Kazantsev A. G., Vdovin A. V. Internet version of the explanatory dictionary of terms for mechanical engineering	81
Rules for authors	87

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

Подписано в печать 14.06.12. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.
Усл. печ.л. 11,0. Уч.-изд. л. 20,46. Изд. № 111. Заказ 962. Тираж 1000 экз.

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

ПОЗДРАВЛЯЕМ ЮБИЛЯРОВ!

Редакционный совет, редакция научно-технического и производственного журнала «Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты)» поздравляют
*доцента, канд. техн. наук **Юрия Михайловича Голубева**,*
профессора, доктора техн. наук, члена редакционного совета журнала
***Бориса Исаевича Жогана**,*
профессора, доктора техн. наук, члена редакционного совета журнала
Кудряшова Евгения Алексеевича



ГОЛУБЕВ

Юрий Михайлович,

*предприниматель, директор сети магазинов «Инструмент»,
родился 22 мая 1937 года в г. Змеиногорске Алтайского края*

С 1960 года после окончания механического факультета Ивановского текстильного института работал конструктором, преподавал в техникуме. С 1962 года работал ассистентом в НЭТИ, с 1963 по 1966 гг. – аспирант на кафедре технологии машиностроения (ТМС) НЭТИ. В 1966 г. защитил кандидатскую диссертацию по специальности «Технология машиностроения». С 1966 по 1979 гг. – старший преподаватель, доцент кафедры ТМС (НЭТИ). В это же время занимался научной работой, организовал научно-техническую лабораторию по технологическому обеспечению качества поверхности деталей машин.

С 1979 по 1985 гг. работал в авиационной промышленности, организовал сектор по проблемам качества деталей летательных аппаратов. С 1981 по 1985 г. – начальник отдела механообработки. В 1985 г. перешел работать в институт повышения квалификации работников Министерства станкостроительной промышленности (Новосибирский филиал) сначала заведующим кафедрой «Технология машиностроения», а с 1987 г. – директором филиала.

Опубликовал более 200 научных работ, подготовил 8 кандидатов технических наук, награжден знаком «Изобретатель СССР».

Начиная с 1999 г. длительное время являлся одним из наиболее активных организаторов проведения ежегодных Всероссийских научно-практических конференций по проблемам повышения эффективности обработки металлов в машиностроении на основе современных материалов и технологий, прогрессивных конструкций режущих инструментов и металлорежущего оборудования.

Юрий Михайлович Голубев – инициатор создания и главный редактор (до № 1(12) 2001 г.) научно-технического и производственного журнала «Инструменты Сибири», который с 2001 года стал выходить под названием «Обработка металлов».



КОГАН
Борис Исаевич,
*профессор кафедры технологии машиностроения КузГТУ,
 родился 4 июля 1937 г. в городе Конотопе Сумской области*



В 1960 году окончил механический факультет Ивановского текстильного института им. М.В. Фрунзе и начал трудовую деятельность на Пензенском машиностроительном заводе, где работал технологом, старшим мастером механического цеха. С 1964 до 1997 гг. работал в институте МНИИПТМАШ (позднее ОАО «ВНИИПТИМ») сначала в должности старшего инженера, дойдя позднее до главного инженера, заместителя директора института по научной работе. В 1973 г. защитил кандидатскую диссертацию в Новосибирском электротехническом институте, а в 1974 г. окончил заочно Всесоюзный институт стандартизации и метрологии. В 1978 г. ВАК СССР присвоил ему ученое звание старшего научного сотрудника. С 1997 г. и по настоящее время Б.И. Коган работает в должности профессора кафедры технологии машиностроения КузГТУ (в 2001–2003 гг. и.о. заведующего этой кафедрой). В 1997 г. он защитил докторскую диссертацию, ученое звание профессора Б.И. Когану присвоено в 1999 г. В 1995 г. он был избран действительным членом Нью-Йоркской академии наук, а в 2006 г. – чл.- корр. РАЕН.

Коган Б.И. является автором (соавтором) более 360 работ, в том числе 28 изобретений. Он награжден знаком «Изобретатель СССР», бронзовой медалью ВДНХ СССР, медалью «Ветеран труда», медалью «За служение Кузбассу» и другими наградами. Является членом редакционного совета научно-технического и производственного журнала «Обработка металлов» начиная с момента выхода в свет его первого номера.



КУДРЯШОВ
Евгений Алексеевич,
*первый проректор – проректор по учебной работе
 Юго-Западного государственного университета, г. Курск,
 родился 5 июля 1947 года в г. Белая Церковь, УССР*

Кудряшов Е.А., д-р техн. наук, профессор, известный в России и за рубежом ученый в области технологии машиностроения, внес значительный вклад в развитие приоритетного направления науки и техники по созданию фундаментальных основ теории и практики проектирования прогрессивных ресурсосберегающих технологий в машиностроении. Им созданы научные основы применения искусственных сверхтвердых инструментальных материалов при обработке деталей высокой конструктивной и технологической сложности в условиях прерывистого скоростного резания.

Профессор Е.А. Кудряшов посвятил свою деятельность воспитанию инженеров и ученых в области разработки технологий изготовления и восстановления работоспособности деталей машин. Он – автор более 250 научных трудов и изобретений, используемых в опытно-конструкторских работах и производстве машин различных отраслей промышленности.

Кудряшов Е.А. является организатором и участником более 50 научных конференций, симпозиумов и выставок в области машиностроительных технологий, проводимых у нас в стране и за рубежом, на которых отмечена актуальность и научная значимость представленных результатов его научно-исследовательской деятельности.

Профессор Е.А. Кудряшов за 26 лет заведования кафедрой «Технология машиностроения» подготовил более двух тысяч инженеров-технологов машиностроения, создал научную школу, являясь на протяжении многих лет руководителем НИР в области оборонных технологий, признанную российско-американским Деловым союзом (ARBU) и награжденной золотой медалью «Innovations for investments to the future».

Результаты научных исследований профессора Е.А. Кудряшова внедрены со значительным экономическим эффектом на предприятиях Главного автобронетанкового управления и НИИ Министерства обороны Российской Федерации.

Общественным признанием научной школы Е.А. Кудряшова является неоднократное упоминание и ссылки на его труды в диссертационных работах, монографиях и научных статьях, в том числе и за рубежом. Руководитель магистратуры, аспирантуры и докторантуры он лично подготовил 13 кандидатов технических наук, является научным консультантом двух докторантов.

Большое внимание профессор Кудряшов Е.А. уделяет студенческой науке, под его руководством разработки студентов неоднократно отмечались дипломами и другими наградами выставок и конкурсов.

Кудряшов Е.А. – председатель совета по защите докторских и кандидатских диссертаций по научным специальностям 05.02.07. и 05.02.23 при Юго-Западном государственном университете.

В рамках международных соглашений неоднократно выезжал для чтения лекций за рубеж. Почетный профессор Шандунского государственного университета, КНР.

Результаты научной деятельности Е.А. Кудряшова отмечены многими наградами, в том числе за последние несколько лет: 2006 г. – серебряная медаль международного салона изобретений, Франция; диплом и звание Лауреата национальных выставок России в КНР – 2007 и 2008 г.; в России и Белоруссии 2009–2011 гг.

Кудряшов Е.А. в 2008 г. был избран главным научным сотрудником Института горного дела Сибирского отделения РАН. Академик Международной академии наук экологии и безопасности жизнедеятельности; член-корр. Российской академии Естественных наук. Заместитель главного редактора реферируемого научного журнала «Известия ЮЗГУ»; член редакционного совета реферируемого научно-производственного журнала «Обработка металлов», г. Новосибирск.

Кудряшов Е.А. имеет правительственные и академические награды, в том числе: заслуженный работник Высшей школы РФ; заслуженный деятель науки и техники Читинской области; орден «Звезда ученого» Международной академии наук экологии и безопасности жизнедеятельности; медаль МО РФ «За создание бронетанкового вооружения и техники» и др.



ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ПОЛОСЫ СОВМЕЩЕННЫМ МЕТОДОМ ЛИТЬЯ И ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛА

*В.В. ЧЕРНОМАС, доктор техн. наук, доцент,
С.Р. САЛИКОВ, аспирант,
(ИМиМ ДВО РАН, г. Комсомольск-на-Амуре)
А.В. КОНОВАЛОВ, доктор техн. наук, профессор
(ИМАШ УрОРАН, г. Екатеринбург)*

Статья поступила 26 марта 2012 года

Черномас В.В. – 681005, г. Комсомольск-на-Амуре, ул. Metallургов, 1,
Институт машиноведения и металлургии ДВО РАН, e-mail: userman10@mail.ru

Рассматривается процесс получения металлоизделий совмещенным методом литья и деформации металла. Установлено взаимное влияние технологических параметров процесса на его устойчивость и определено оптимальное значение этих параметров для получения полосы поперечного сечения 40×12 мм из технического алюминия АД0.

Ключевые слова: установка непрерывного горизонтального литья и деформации металла, тепловой режим кристаллизатора, оптимизация технологических параметров.

Введение

В работе [1] определены основные критерии, которым должен отвечать совмещенный процесс получения металлоизделий с применением установки непрерывного горизонтального литья и деформации металла (УНГЛДМ). Наиболее значимым из этих критериев является температурный критерий устойчивости технологического процесса, характеризующий требуемое распределение температур по областям кристаллизатора УНГЛДМ.

Основной целью проведения данного исследования является установление взаимосвязи тепловых режимов процесса с его устойчивостью и определение на основе полученных данных оптимальных параметров процесса получения металлоизделий из алюминиевых сплавов на примере полосы с поперечным сечением 40×12 мм.

В качестве объекта исследования был выбран кристаллизатор УГЛДМ, оснащенный двумя системами охлаждения, различающимися своим конструктивным исполнением. Первая система водяного циркуляционного охлаждения осуществляется с применением перфорированных глухондных стаканов, через которые вода подается в ступенчатые каналы системы охлаждения боковых стенок кристаллизатора (рис. 1, а). Вторая – с применением прямоточных стаканов (рис. 1, б). Количество и диаметр отверстий в глухондном стакане выбирали из условия равенства расхода охлаждающей воды, который создается через отверстия перфорированного стакана и торцевую поверхность прямоточного стакана. Регулирование рабочих параметров систем охлаждения производилось изменением характеристик номинального давления в системе охлаждения и начальной температуры воды на входе в систему охлаждения.

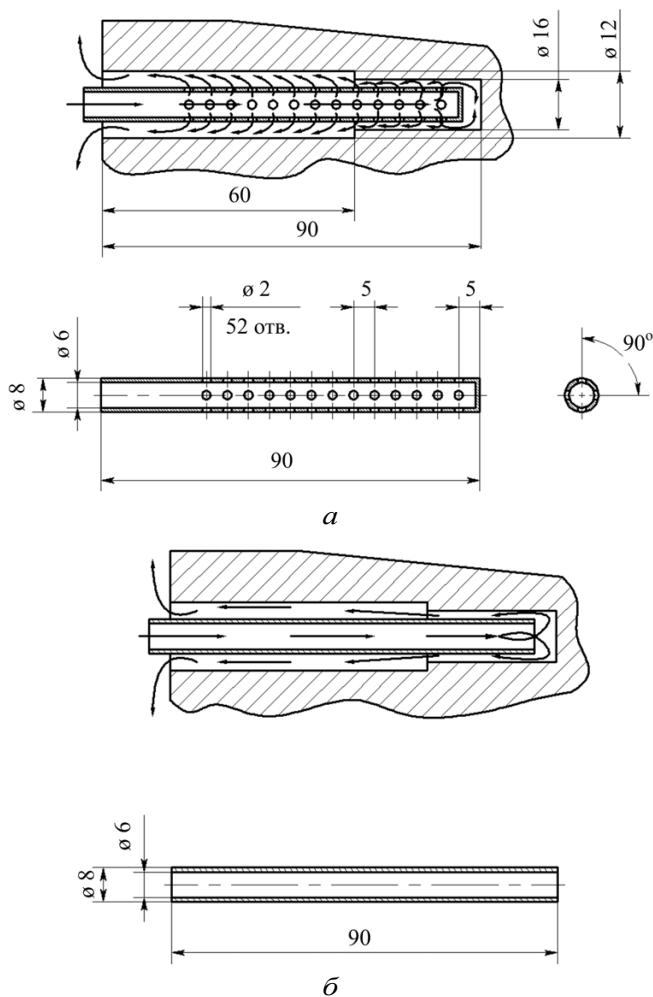


Рис. 1. Конструкции систем охлаждения кристаллизатора УНГЛДМ:

a – с перфорированным глухонным стаканом;
б – с прямоточным стаканом

1. Методика проведения исследований

Исходными данными для исследования теплового режима кристаллизатора УНГЛДМ является распределение температур на продольной плоскости симметрии кристаллизатора вблизи поверхности нижней и верхней стенок при предварительном прогреве кристаллизатора, а также температуры охлаждающей воды на входе и выходе из системы охлаждения кристаллизатора. Наличие продольной и поперечной плоскостей симметрии кристаллизатора УНГЛДМ позволяет определить распределение температур на рабочих поверхностях верхней и нижней стенок одной четвертой части составного кристаллизатора.

На рис. 2 представлен вид одной четвертой части составного кристаллизатора, где схематично показаны точки, в которых установлены

датчики измерения температуры. В качестве датчиков измерения температуры верхней и нижней стенок кристаллизатора использованы термоэлектрические преобразователи (термопары) градуировки ХА(К) по ГОСТ Р8.585-2001 с диаметром проволоки 0,5 мм, а для контроля температур охлаждающей воды – термопреобразователи сопротивления марки ТСМ-50М по ГОСТ 6651-94. Показания датчиков температуры фиксировали с помощью многоканального измерителя температуры марки «Термодат-29М1» (ТУ 4218-004-12023213-2004, государственный реестр средств измерения России № 17602-04).

Влияние системы охлаждения кристаллизатора на устойчивость процесса получения металлоизделий из алюминиевых сплавов оценивали исходя из продолжительности рабочего прогрева кристаллизатора ($\tau_{\text{рп}}$), разницы температур (ΔT) охлаждающей воды на выходе ($T_{\text{вых}}$) и входе ($T_{\text{в}}$) в системе охлаждения и равномерности распределения температур рабочих поверхностей верхней и нижней стенок кристаллизатора по их длине. При этом распределение температур рабочих стенок кристаллизатора по его областям должно соответствовать температурному критерию устойчивости технологического процесса [1].

Очевидно, что разница температур (ΔT) охлаждающей воды на выходе и входе в системе охлаждения характеризует ее эффективность: чем больше значение ΔT , тем выше КПД системы охлаждения.

Продолжительность рабочего прогрева кристаллизатора УНГЛДМ оценивали исходя из длительности выравнивания температуры воды на выходе из системы охлаждения от начала момента нарастания температуры охлаждающей воды, характерного для момента заполнения кристаллизатора расплавленным металлом,

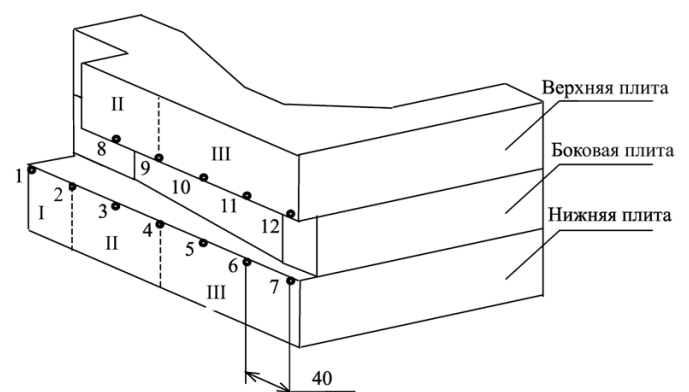


Рис. 2. Схема 1/4 части кристаллизатора УНГЛДМ



до установившегося значения, характерного для устойчивого процесса получения металлоизделия.

Равномерность распределения температур рабочих поверхностей верхней и нижней стенок кристаллизатора по их длине оценивали как величину разности температур перед и за условной границей соответствующей области кристаллизатора. Для нижней стенки (см. рис. 2) – разница между значениями температур в точках 1 и 3 (граница области I и II (ΔT_{1-3})) и точках 3 и 5 (граница области II и III (ΔT_{3-5})). Для верхней стенки (рис. 2) – разница между значениями температур в точках 8 и 10 (граница области II и III (ΔT_{8-10})).

Исследование теплового режима кристаллизатора УНГЛДМ проводили при следующих начальных условиях и параметрах:

- сортament металлоизделия: полоса поперечного сечения 40×12 мм;
- материал заготовки: технический алюминий АД0 ГОСТ 4784-97;
- материал кристаллизатора: сталь 45 ГОСТ 1050-88;
- температура заливки расплава: 700 °С;
- степень обжатия заготовки: 0,25;
- производительность: 1,5 м/мин;
- номинальное давление в системе охлаждения (p_b): регулируемое (0,4...1,0 кгс/см²);
- температура воды на входе в систему охлаждения (T_b): регулируемая (20...40 °С);
- объемный расход воды в системе охлаждения: регулируемый (40...70 см³/с);
- начальная температура центральной области кристаллизатора (значение температуры в точке 1 на рис. 2): 630 °С.

В табл. 1 представлены основные режимы системы охлаждения кристаллизатора УНГЛДМ, при которых проводились исследования.

Таблица 1

Параметр	Режимы работы системы охлаждения кристаллизатора УНГЛДМ							
	с перфорированным стаканом (рис. 1, а)				с прямоточным стаканом (рис. 1, б)			
	1	2	3	4	5	6	7	8
p_b , кг/см ²	0,4	1,0	0,4	1,0	0,4	1,0	0,4	1,0
T_b , °С	20	20	40	40	20	20	40	40

2. Результаты исследований

На первом этапе были исследованы параметры рабочего прогрева кристаллизатора УНГЛДМ. На рис. 3 представлены кривые, описывающие зависимость температуры воды на выходе из системы охлаждения кристаллизатора от продолжительности технологического цикла получения металлоизделия для 1-го и 5-го режимов.

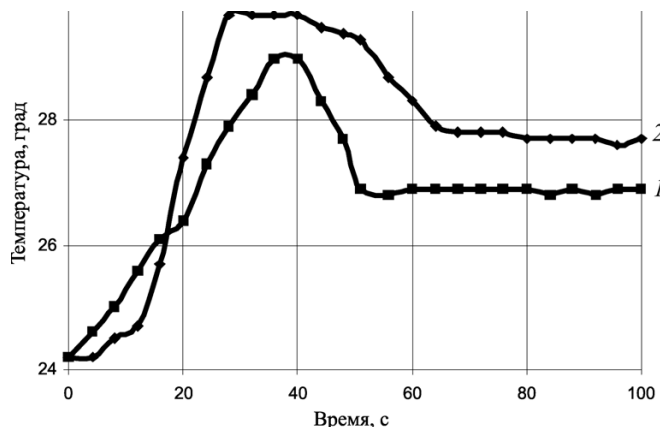


Рис. 3. Изменение температуры воды на выходе из системы охлаждения: 1–5-й режим; 2–1-й режим

За начало отсчета временного интервала выбирали момент заливки кристаллизатора УНГЛДМ расплавленным металлом. Своего пикового значения температура охлаждающей воды для 5-го режима работы системы охлаждения (кривая 1, рис. 3) достигала через 36 с от начала процесса и составляла 29 °С, в течение последующих 28 секунд происходило выравнивание температур до установившегося значения. Через 64 с от начала процесса температура достигала 27,7 °С при ее значении на входе в систему охлаждения 20 °С. Для 1-го режима работы системы охлаждения (кривая 2, рис. 3) пиковое значение температуры охлаждающей воды (29,7 °С) достигалось через 28 с, а продолжительность выравнивания температур после пикового значения составляла 48 с. Соответственно установившийся режим работы системы охлаждения наступал через 76 с после заливки кристаллизатора расплавом и соответствовал температуре воды на выходе из кристаллизатора, равной 27,2 °С.

Увеличение температуры воды на входе в систему охлаждения кристаллизатора до 40 °С при постоянном давлении (режимы 3-й и 7-й)

способствовало изменению температуры воды на выходе из системы охлаждения (рис. 4).

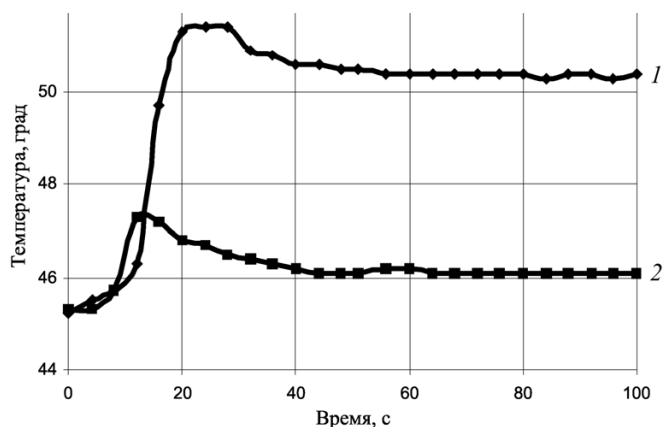


Рис. 4. Изменение температуры воды на выходе из системы охлаждения:
1—3-й режим; 2—7-й режим

Пиковые значения температуры охлаждающей воды для 3-го и 7-го режимов работы системы охлаждения достигались соответственно через 24 и 12 с от начала процесса и составляли 51,4 и 46,8 °C.

Продолжительность рабочего прогрева кристаллизатора, исходя из равенства продолжительности выравнивания температур после пикового значения этих режимов работы кристаллизатора (32 с), достигалась соответственно через 56 и 44 с. Значения температур после рабочего прогрева кристаллизатора соответствовали 50,4 и 46,1 °C для 3-го и 7-го режимов работы системы охлаждения. Используя аналогичные рассуждения, были получены данные и для остальных режимов работы системы охлаждения. Их численные значения представлены в табл. 2.

Наибольшая продолжительность рабочего прогрева кристаллизатора соответствует 1-му режиму, наименьшая — 6-му режиму. Наиболь-

шая разница температур воды на выходе и входе в систему охлаждения составляла 10,4 °C при 3-м режиме, наименьшая — 4,7 °C при 6-м режиме. Использование в конструкции системы охлаждения перфорированного стакана приводило к увеличению общей продолжительности рабочего прогрева кристаллизатора по сравнению с прямоточным стаканом в среднем на 10 с в условиях равенства давлений и температур на входе в систему охлаждения (соответственно режимы 1–5, 2–6, 3–7, 4–8). Отмечалось увеличение перепада температур воды на выходе и входе в систему охлаждения для сравниваемых режимов в среднем на 3,8 °C.

На втором этапе было исследовано распределение температур по длине кристаллизатора УНГЛДМ. Значения температур по длине в соответствующих точках кристаллизатора для установившегося процесса работы системы охлаждения представлены в табл. 3.

Для всех режимов, представленных в табл. 3, на границах условных областей кристаллизатора (границы областей соответствовали температурам в точках 2, 4 и 9) выполнялся температурный критерий устойчивости процесса ($T_2 \geq 420$ °C, $T_4 \geq 270$ °C, $T_9 \geq 270$ °C) [1].

Максимальная разница температур вблизи границы II и III области кристаллизатора (ΔT_{3-5}) соответствует 1-му режиму — 148 °C, минимальная — 3-му режиму (105,6 °C) при нормируемом значении этой величины в пределах 75...150 °C.

Для определения взаимного влияния конструкции системы охлаждения, а также давления и температуры воды на входе в систему охлаждения на исследуемые параметры процесса был реализован полный факторный эксперимент (ПФЭ) типа 2^x для трех независимых переменных, в качестве которых были выбраны давление в системе охлаждения ($p_B = 0,4 \dots 1,0$ кгс/см²), температура воды на входе в систему охлаждения ($T_B = 20 \dots 40$ °C) и параметр S_R , характеризующий конструкцию системы охлаждения. Этот параметр определялся отношением величины суммарного поперечного сечения отверстий на выходе из системы охлаждения к внутреннему поперечному сечению стакана ($S_R = 1,0 \dots 5,8$). Откликами являлись продолжительность рабочего прогрева кристаллизатора, величина перепада температур на выходе и входе в систему охлаждения и разница температур вблизи границы II и III области кри-

Таблица 2

Параметр	Режимы работы системы охлаждения кристаллизатора УНГЛДМ							
	с перфорированным стаканом (рис. 1, а)				с прямоточным стаканом (рис. 1, б)			
	1	2	3	4	5	6	7	8
$T_{\text{вых}},$ °C	27,7	26,2	50,4	47,3	26,9	24,7	46,1	45,8
$\Delta T,$ °C	7,7	6,2	10,4	7,3	6,9	4,7	6,1	5,8
$\tau_{\text{пр}},$ с	76	48	56	44	64	40	44	36

Таблица 3

Параметр	Режимы работы системы охлаждения кристаллизатора							
	1	2	3	4	5	6	7	8
Нижняя стенка кристаллизатора								
$T_1, ^\circ\text{C}$	650,5	645	643,8	641,3	643,8	642,2	646,7	651,4
$T_2, ^\circ\text{C}$	590,9	573,8	574,8	600	588,7	557,1	572,3	565,3
$T_3, ^\circ\text{C}$	537	518,2	526,2	555,1	533,3	502,9	508,1	490,6
$T_4, ^\circ\text{C}$	470,4	457	480,1	500	470,6	443,3	448,3	424
$T_5, ^\circ\text{C}$	388,3	383,8	420,6	423,2	392,9	375	380,1	358,1
$T_6, ^\circ\text{C}$	337,7	337,5	381,3	371,8	344,2	333,3	346,6	320
$T_7, ^\circ\text{C}$	336,8	309,1	355,6	339,5	321,1	309,1	322,8	316,9
Верхняя стенка кристаллизатора								
$T_8, ^\circ\text{C}$	346,8	356,5	374,3	353,6	371	359,3	383,8	393
$T_9, ^\circ\text{C}$	309	325,5	332,6	328,7	328,4	326,2	313,6	350
$T_{10}, ^\circ\text{C}$	273,8	293,5	395,1	302,5	286,4	290,3	274,9	310
$T_{11}, ^\circ\text{C}$	246,3	267,1	265,6	278,6	245,5	356,6	268,5	267
$T_{12}, ^\circ\text{C}$	230,9	254,5	249,3	267	237,8	229,8	253,8	253,1
Разность температур вблизи границ условных областей кристаллизатора								
$\Delta T_{1-3}, ^\circ\text{C}$	113,5	126,5	117,6	86,2	110,5	139,3	138,6	160,8
$\Delta T_{3-5}, ^\circ\text{C}$	148,7	134,4	105,6	128,3	140,4	127,9	128	132,5
$\Delta T_{8-10}, ^\circ\text{C}$	73	63	79,2	51,1	84,6	69	108,9	83

сталлизатора. Границы варьирования независимыми факторами (максимальные и минимальные значения), а также значения фиксированных факторов принимали исходя из условий устойчивости технологического процесса. Значения откликов представлены в табл. 2 и 3. После статистической обработки результатов ПФЭ были построены линейные модели, описывающие совместное влияние указанных факторов на отклики.

$$\Delta T = 7,42 - 3,48 \times p_B + 0,12 \times T_B + 0,3 \times p_B \times S_R - 0,02 \times T_B \times S_R; \quad (1)$$

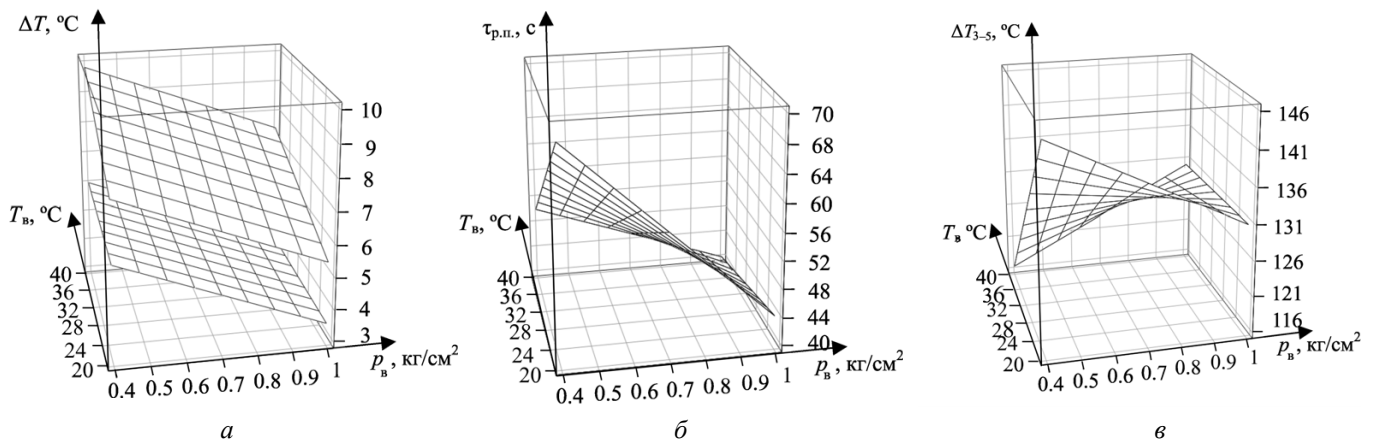
$$\tau_{\text{пр}} = 118 - 70 \times p_B - 1,53 \times T_B + 1,33 \times p_B \times T_B; \quad (2)$$

$$\Delta T_{3-5} = 199 - 67,33 \times p_B - 2,29 \times T_B + 2,25 \times p_B \times T_B. \quad (3)$$

3. Обсуждение результатов

Уравнения регрессии (1)–(3) представлены в окончательном виде с учетом исключения слагаемых, для которых значимость коэффициентов регрессии, оцениваемая по критерию Стьюдента, не подтвердилась. Гипотеза об адекватности

построенных линейных моделей, оцениваемая по критерию Фишера, подтверждается для всех уравнений. Необходимо отметить, что в уравнения (2) и (3) не входит параметр S_R , поскольку гипотеза о статистической значимости коэффициентов регрессии, включавших этот параметр, подтвердилась только для уравнения (1) и только при парных взаимодействиях с p_B и T_B . С увеличением параметра S_R (переход к системе охлаждения с перфорированным стаканом) ΔT увеличивается при уменьшении давления в системе охлаждения и увеличении температуры воды на входе в систему охлаждения. На продолжительность рабочего прогрева кристаллизатора и равномерность распределения температур по длине кристаллизатора конструкция системы охлаждения по сравнению с другими факторами в рамках их интервала варьирования практически не оказывает влияния. Это можно объяснить тем, что конструкция системы предусматривает охлаждение только боковых стенок в области калибрования (III область), верхняя и нижняя


 Рис. 5. Поверхности отклика: ΔT (а); $\tau_{p.l.}$ (б); ΔT_{3-5} (в)

стенки не охлаждаются исходя из технологических соображений. Общий теплообмен верхней и нижней стенок кристаллизатора складывается из их конвективного теплообмена с окружающей средой и теплопередачи в области контакта между боковыми стенками и верхней и нижней стенками кристаллизатора. Причем последний, по сравнению с конвективным теплообменом, вносит несущественный для данного процесса вклад и практически не влияет на устойчивость процесса. Однако теплообмен между формирующимся металлоизделием и боковыми стенками кристаллизатора в области калибрования, характеризуемый градиентом температур на поверхностях их контакта, очевидно, оказывает влияние на структурообразование поверхностных слоев формирующегося металлоизделия.

Заключительным этапом исследований был поиск оптимальных значений технологических параметров. Поиск оптимума производили графическим методом из анализа поверхностей откликов. Очевидно, что значения откликов должны удовлетворять следующим условиям:

$$\Delta T \rightarrow \max; \tau_{p.l.} \rightarrow \min; \Delta T_{3-5} \rightarrow \min. \quad (4)$$

На рис. 5 представлены поверхности отклика, соответствующие линейным моделям (1)–(3).

Условие (4) выполняется при следующих соотношениях величины факторов:

$$\text{для } \Delta T: T_b = 40 \text{ }^\circ\text{C}; p_b = 0,4 \text{ кг/см}^2; S_R = 5,8;$$

$$\tau_{p.l.}: T_b = 40 \text{ }^\circ\text{C}; p_b = 1,0 \text{ кг/см}^2;$$

$$\Delta T_{3-5}: T_b = 40 \text{ }^\circ\text{C}; p_b = 0,4 \text{ кг/см}^2.$$

Отмечено, что условие (4) для ΔT и ΔT_{3-5} выполняется при одних и тех же сочетаниях параметров T_b и p_b . В этом случае указанные частные критерии подобны.

Для учета частного критерия $\tau_{p.l.}$ необходимо свести задачу оптимизации к интегральному (обобщенному) критерию устойчивости технологического процесса. Для построения интегрального отклика пользовались принципом оптимальности по Парето, сущность которого сводится к поиску оптимального компромиссного варианта, сбалансированного по противоречивости частных критериев [2]. Задача сводится к минимизации интегрального критерия (K), построенного от двух частных откликов, $\tau_{p.l.}$ и ΔT_{3-5} при одном варьируемом параметре, p_b (значения температур для обоих откликов одинаковы, $40 \text{ }^\circ\text{C}$).

В табл. 4 представлены значения частных критериев в зависимости от интервала изменения величины p_b .

После приведения значений частных критериев к безразмерному нормируемому виду (со-

Таблица 4

p_b , кг/см ²	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
ΔT_{3-5} , °C	116,5	118,7	121	123,3	125,5	127,8	130,1
$\tau_{p.l.}$, с	50,1	48,4	46,7	45	43,4	41,7	40
n_1	0,8955	0,9124	0,9301	0,9477	0,9646	0,9823	1
n_2	1	0,9661	0,9321	0,8982	0,8663	0,8323	0,7984
ω_1	0,7074						
ω_2	0,3666						
K	0,0926	0,0786	0,0675	0,0617	0,0633	0,0700	0,0825
$K \rightarrow \min$	–	–	–	min	–	–	–

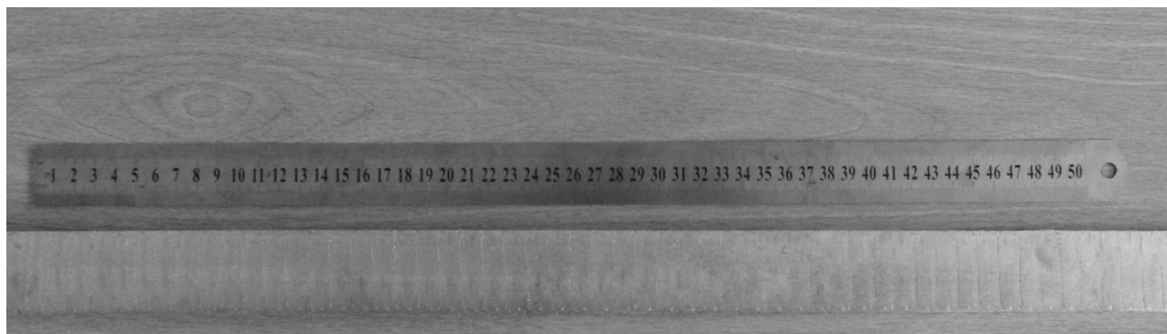


Рис. 6. Внешний вид полосы с поперечным сечением 40×12 мм из технического алюминия АД0

ответственно n_1 и n_2) матрица частных критериев Φ , позволяющая определить область возможных изменений частных критериев, имеет вид

$$\Phi = \begin{pmatrix} 0,8955 & 1 \\ 1 & 0,7984 \end{pmatrix}.$$

Значения весов частных критериев ω_i определяем из решения матричного уравнения [2]:

$$\Phi \begin{pmatrix} \omega_1 \\ \omega_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \end{pmatrix}.$$

Вычисление значений интегрального критерия K производили по зависимости [2]:

$$K = \sqrt{\sum_i \omega_i^2 \left(\frac{n_i}{n_{i\min}} - 1 \right)^2}.$$

Оптимальным с точки зрения компромиссного решения является величина номинального давления в системе охлаждения $p_b = 0,7 \text{ кг/см}^2$.

Для проверки адекватности полученных данных на экспериментальном стенде УНГЛДМ был реализован процесс получения полосы при расчетных оптимальных параметрах процесса. Результаты экспериментального опробования подтвердили возможность получения полосы из технического алюминия АД0 с поперечным сечением 40×12 мм (рис. 6) в устойчивом режиме.

Выводы

Установлена взаимосвязь тепловых режимов процесса с его устойчивостью. На основе полученных данных определены оптимальные параметры процесса получения металлоизделий из алюминиевых сплавов ($T_b = 40 \text{ }^\circ\text{C}$; $p_b = 0,7 \text{ кг/см}^2$; $S_R = 5,8$) на примере полосы с поперечным сечением 40×12 мм, что подтверждается результатами экспериментального опробования процесса получения полосы из технического алюминия АД0.

Работа выполнена при поддержке гранта №12-И-П25-02 и в рамках интеграционного проекта институтов ИМиМ ДВО РАН (12-И-УО-03-005) и ИМАШ УрО РАН (12-С-1-1016).

Список литературы

1. Черномас В.В. Исследование процесса изготовления металлоизделий совмещенным методом литья и штамповки // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2011. – № 3. – С. 3–10.
2. Дьячков Ю.А. Моделирование технических систем: учеб. пособие / Ю.А. Дьячков, И.П. Торопцев, М.А. Черемшанов. – Пенза, 2011. – 239 с.

Optimization of technological parameters of the process of obtaining a combined method of strip casting and deformation.

V.V. Chernomas, S.R. Salikov, A.V. Kononov

The process of obtaining a combined method of metal casting and metal deformation is discussed. Established the mutual influence of process parameters on its stability and determined the optimal value of these parameters for the strip cross-section of 40×12 mm of technical aluminum AD0.

Key words: installation of continuous casting and horizontal deformation of the metal, the thermal regime of the mold, the optimization of process parameters.

ТОЛЩИНА УПРОЧНЕННОГО СЛОЯ ПРИ ДОРНОВАНИИ ОТВЕРСТИЙ В ТОЛСТОСТЕННЫХ ЦИЛИНДРАХ

*В.Ф. СКВОРЦОВ, канд. техн. наук, доцент,
И.С. ОХОТИН, канд. техн. наук, ассистент,
Т.С. САИСПАЕВА, магистрант,
(ТПУ, г. Томск)*

Статья получена 14 марта 2012 года

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

Показано, что толщина упрочненного дорнованием слоя в толстостенных цилиндрах, выполненных из материала с линейным упрочнением и материала с площадкой текучести и линейным упрочнением, не зависит от степени их толстостенности и может быть с достаточной для практики точностью определена по предложенным формулам.

Ключевые слова: дорнование отверстий, толстостенные цилиндры, толщина упрочненного слоя.

Для обоснованного выбора режимов дорнования отверстий нужно знать влияние его основных факторов – натяга, механических свойств материала детали и ее геометрических параметров на толщину упрочненного слоя. Анализ литературы [1–3] показал, что применительно к дорнованию отверстий в деталях типа толстостенных цилиндров (степень толстостенности $D/d \geq 3$, где D , d – наружный диаметр и диаметр отверстия цилиндра) зависимость толщины упрочненного слоя от указанных факторов остается не совсем ясной. Так, в работах [1, 2] утверждается, что пластические деформации и упрочнение при дорновании отверстий в цилиндрах с $D/d \geq 3$ при любом натяге не могут достигать их наружной поверхности. В то же время нами установлено [4], что с увеличением натяга дорнования все толстостенные цилиндры (вплоть до имеющих $D/d = 6,5$) испытывают сквозные пластические деформации и, следовательно, нужно ожидать их сквозного упрочнения. Таким образом, вопрос о толщине упрочненного слоя, формирующегося при дорновании отверстий в толстостенных цилиндрах, требует дальнейшего изучения.

Расчет толщины упрочненного слоя

Для расчета толщины упрочненного слоя воспользуемся решением задачи об упругопластическом состоянии толстостенного цилиндра, нагруженного внутренним давлением и осевой силой [5]. Возможность такого подхода к анализу деформированного состояния обрабатываемых дорнованием толстостенных цилиндров обоснована в работах [1-3]. Запишем выражение радиального перемещения u на произвольном радиусе r цилиндра, справедливое как в упругой, так и в пластической области. Оно имеет вид [5]

$$u = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\sigma_T}{E} \frac{r_T^2}{r}, \quad (1)$$

где σ_T , E – предел текучести и модуль упругости материала цилиндра; r_T – радиус пластической области. Выражение (1) получено в предположении о несжимаемости материала цилиндра и отсутствии его осевой деформации. Оно справедливо как для неупрочняющегося материала, так и для материала с линейным упрочнением.

Радиальное перемещение u_0 на внутреннем радиусе r_0 цилиндра запишется так:

$$u_0 = \frac{\sqrt{3} \sigma_T r_T^2}{2 E r_0}. \quad (2)$$

Принимая, что радиальное перемещение u_0 равно половине натяга дорнования a , из уравнения (2) после преобразований получаем

$$r_T = \sqrt{\frac{a r_0 E}{\sqrt{3} \sigma_T}}. \quad (3)$$

Если пренебречь упругим восстановлением материала цилиндра после дорнования отверстия, то толщина упрочненного слоя h_y в цилиндрах из материала с линейным упрочнением составит

$$h_y = r_T - \left(r_0 + \frac{a}{2} \right) = \sqrt{\frac{a r_0 E}{\sqrt{3} \sigma_T}} - \left(r_0 + \frac{a}{2} \right). \quad (4)$$

Для обрабатываемых дорнованием цилиндров из материала с площадкой текучести и линейным упрочнением при интенсивности деформаций на внутреннем радиусе ε_{i0} , не превышающей интенсивности деформаций ε_{iT} , которая соответствует концу площадки текучести, толщина упрочненного слоя будет равна нулю. Найдем величину натяга a' , отвечающего условию

$$\varepsilon_{i0} = \varepsilon_{iT}.$$

Интенсивность деформаций на внутреннем радиусе цилиндра запишется в виде

$$\varepsilon_{i0} = 1,155 \varepsilon_{i0},$$

где ε_{i0} – окружная деформация на этом радиусе. Учитывая, что

$$\varepsilon_{i0} = \frac{u_0}{r_0} = \frac{a'}{2r_0},$$

получаем

$$a' = \frac{2r_0 \varepsilon_{iT}}{1,155}.$$

Очевидно, что толщина упрочненного слоя для цилиндров из материала с площадкой текучести и линейным упрочнением может быть рассчитана по формуле (4), в которую вместо на-

тяга a нужно подставить значение $a - a'$. Таким образом, получим

$$h_y = \sqrt{\frac{\left(a - \frac{2r_0 \varepsilon_{iT}}{1,155} \right) r_0 E}{\sqrt{3} \sigma_T}} - \left(r_0 + \frac{a}{2} \right). \quad (5)$$

Из формул (4) и (5) видно, что толщина упрочненного слоя h_y возрастает с увеличением натяга дорнования, радиуса отверстия и модуля упругости материала цилиндра и уменьшается с повышением предела текучести и увеличением протяженности площадки текучести этого материала. Степень толстостенности цилиндров на толщину упрочненного слоя влияния не оказывает. Другими словами, при дорновании отверстий данного диаметра с одинаковым натягом в цилиндрах различной степени толстостенности, изготовленных из материала с линейным упрочнением и из материала с площадкой текучести и линейным упрочнением, следует ожидать одинаковой толщины упрочненного слоя.

Найдем величину натяга дорнования a , которая вызовет сквозное упрочнение цилиндров. Принимая $r_T = R_0$ (R_0 – наружный радиус цилиндра), из уравнения (3) для цилиндров из материала с линейным упрочнением получим

$$a = \frac{\sqrt{3} \sigma_T R_0^2}{E r_0}. \quad (6)$$

Очевидно, что для цилиндров из материала с площадкой текучести и линейным упрочнением

$$a = \frac{\sqrt{3} \sigma_T R_0^2}{E r_0} + \frac{2r_0 \varepsilon_{iT}}{1,155}. \quad (7)$$

Экспериментальная проверка результатов расчета

Для проверки формул (4) и (5) были выполнены эксперименты по определению толщины упрочненного дорнованием слоя методом измерения микротвердости. Их проводили на толстостенных цилиндрах из сталей 45 и X12Ф1. Диаметр отверстий цилиндров перед дорнованием составлял 2,16 мм (сталь 45) и 5 мм (сталь X12Ф1). Степень толстостенности цилиндров изменялась от 3,2 до 10. Принятая технология изготовления обеспечи-

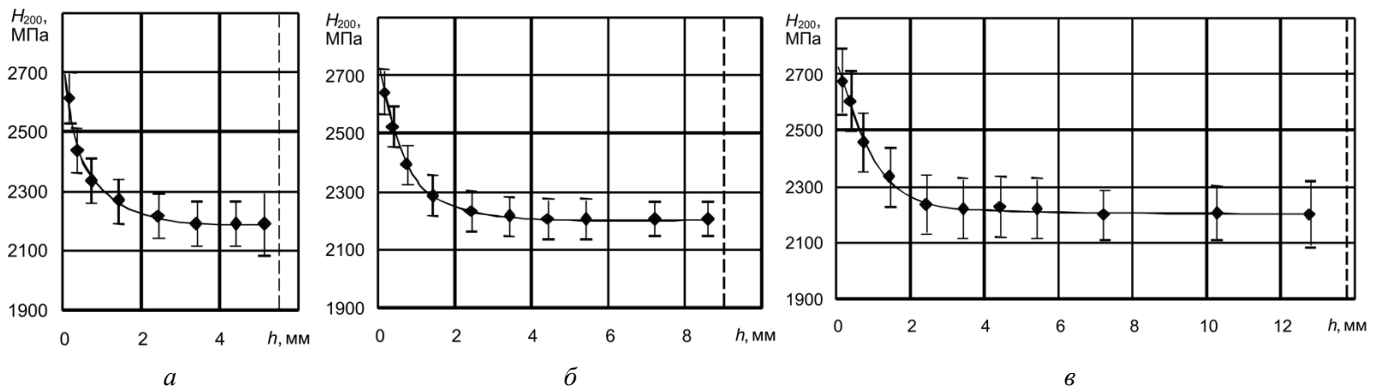


Рис. 1. Зависимости микротвердости подвергнутых дорнованию толстостенных цилиндров из стали X12Φ1 от расстояния от поверхности отверстия: диаметр отверстий $d = 5$ мм, натяг $a = 0,06$ мм, степень толстостенности $D/d = 3,2$ (а); $D/d = 4,6$ (б); $D/d = 6,5$ (в) (пунктирными линиями здесь и на рис. 2 показана наружная поверхность цилиндров)

вала высокую точность отверстий цилиндров ($IT 7$) и малую шероховатость их поверхностей ($Ra \leq 0,63$ мкм). Перед дорнованием отверстий цилиндры отжигали в вакууме при температуре 880°C в течение одного часа. Дорнование отверстий выполняли с помощью специального приспособления [6] на вертикально-сверлильном станке однозубыми дорнами из твердого сплава ВК8 при скорости $0,008$ м/с по схеме сжатия. Углы рабочего и обратного конусов дорнов составляли 6° . В качестве смазочных материалов при дорновании применяли жидкость МР-7 (сталь 45) и смесь этой жидкости с дисульфидом молибдена (сталь X12Φ1). Натяги дорнования a были приняты равными $0,06$ мм (сталь X12Φ1) и $0,10$ мм (сталь 45). Обработку производили за один цикл. Измерение микротвердости выполняли на косых и прямых шлифах с помощью прибора ПМТ-3 при нагрузке на пирамиду $1,96$ Н.

Результаты исследования упрочнения обработанных дорнованием цилиндров в виде графиков зависимостей микротвердости от расстояния от поверхности отверстия представлены на рис. 1 и 2. Каждая точка на графиках представляет собой среднее арифметическое значение микротвердости, полученное в результате не менее 10 измерений. Около средних значений микротвердости показаны доверительные интервалы, соответствующие вероятности 95 %.

Как видно из рис. 1 и 2, толщина упрочненного слоя h_y в толстостенных цилиндрах оказывается в десятки

раз больше величины натяга дорнования a . При этом толщина упрочненного слоя (рис. 1) в соответствии с формулами (4) и (5) практически не зависит от степени толстостенности цилиндров. При относительно небольшой степени толстостенности ($D/d = 3,2$) цилиндров из стали 45, когда значение использованного при дорновании натяга ($a = 0,10$ мм) оказывается больше, чем определенное по формуле (6), их упрочнение становится сквозным (рис. 2, а).

В таблице дано сопоставление толщин упрочненных дорнованием слоев h_y , определенных расчетом и экспериментально на основе зависимостей, приведенных на рис. 1 и 2. Расчет значений h_y для цилиндров из стали X12Φ1 выполняли по формуле (4), а для цилиндров из стали 45 – по формуле (5). Значение пределов текучести сталей и протяженности площадки текучести ϵ_{IT}

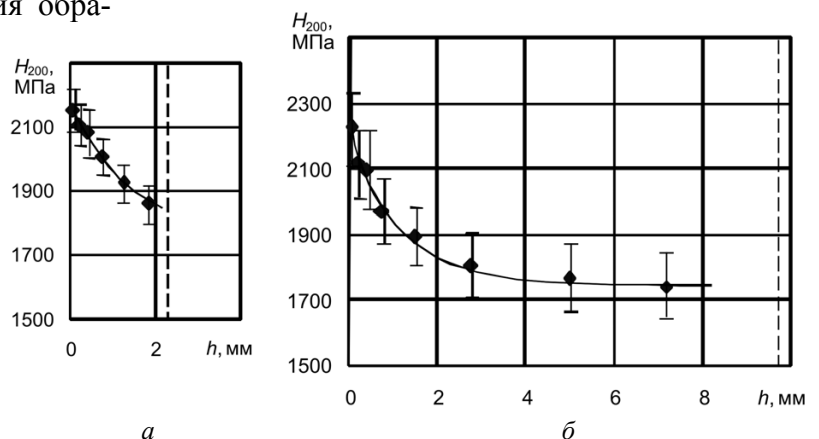


Рис. 2. Зависимости микротвердости подвергнутых дорнованию толстостенных цилиндров из стали 45 от расстояния от поверхности отверстия: диаметр отверстий $d = 2,16$ мм, натяг $a = 0,1$ мм, степень толстостенности $D/d = 3,2$ (а); $D/d = 10$ (б)

**Расчетные и экспериментальные значения толщин
упрочненных дорнованием слоев в толстостенных цилиндрах**

Материал цилиндра	Диаметр отверстия d , мм	Степень толстостенности D/d	Натяг дорнования a , мм	Толщина упрочненного слоя h_y , мм	
				расчет	эксперимент
Сталь X12Ф1 (НВ 2100 МПа, $\sigma_{0,2} = 450$ МПа)	5,0	3,2	0,06	3,7	3,5
	5,0	4,6	0,06	3,7	3,5
	5,0	6,5	0,06	3,7	3,5
Сталь 45 (НВ 1700 МПа, $\sigma_{0,2} = 350$ МПа, $\varepsilon_{ит} = 0,012$)	2,16	10	0,10	4,2	4,6

для стали 45 (см. таблицу) были приняты по данным [7]. Модуль упругости E сталей был взят равным $2 \cdot 10^5$ МПа. Из таблицы видно, что величины h_y , определенные расчетом и экспериментально, различаются не более чем на 10 %.

Таким образом, толщина упрочненного дорнованием слоя в толстостенных цилиндрах, изготовленных из материала с линейным упрочнением и материала с площадкой текучести и линейным упрочнением, не зависит от степени их толстостенности и с достаточной для практики точностью может быть рассчитана по формулам (4) и (5). Если натяг дорнования достигает значений, определенных по формулам (6) и (7), то упрочнение цилиндров становится сквозным.

Список литературы

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

2. Розенберг О.А., Цеханов Ю.А., Шейкин С.Е. Технологическая механика деформирующего протягивания. – Воронеж: ВГТА, 2001. – 203 с.

3. Проскураков Ю.Г. Дорнование отверстий. – Свердловск: Машгиз, 1961. – 192 с.

4. Скворцов В.Ф., Арляпов А.Ю., Охотин И.С. О влиянии геометрических параметров заготовок на процесс дорнования // Известия вузов. Машиностроение. – 2008. – № 9. – С. 55–59.

5. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. – М.: Машиностроение, 1975. – 400 с.

6. Скворцов В.Ф., Арляпов А.Ю., Охотин И.С. Дорнование глубоких отверстий малого диаметра в толстостенных заготовках с большими натягами // Современные проблемы в технологии машиностроения: сб. трудов Всерос. научно-практ. конф. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2009. – С. 164–167.

7. Охотин И.С. Дорнование глубоких отверстий малого диаметра в полых толстостенных цилиндрах с большими натягами: дис. ... канд. техн. наук. – Томск: Томский политехнический университет, 2010. – 171 с.

Thickness of the hardened layer of the holes mandrelled in thick-walled cylinders

V.F. Skvortsov, I.S. Okhotin, T.S. Saispayeva

It is shown that the thickness of the mandrelling hardened layer of the thick-walled cylinders made of linear hardened material or linear hardened material without yield plateau does not depend on wall thickness ratio and can be accurately calculated by the given equations.

Key words: hole mandrelling, thick-walled cylinders, hardened layer thickness.

МЕТОДИКА ВЫБОРА ЭЛЕКТРОЛИТА ДЛЯ ЛАЗЕРНО-ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ*

*Х.М. РАХИМЯНОВ, доктор техн. наук, профессор,
Б.А. КРАСИЛЬНИКОВ, канд. тех. наук, профессор,
Н.П. ГААР, канд. тех. наук, доцент,
А.И. ЖУРАВЛЕВ, доцент,
А.А. ЛОКТИОНОВ, аспирант,
(НГТУ, г. Новосибирск)*

Статья поступила 15 мая 2012 года

Гаар Н.П. – 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20,
Новосибирский государственный технический университет, e-mail: lianelas@mail.ru

Предложена методика оценки оптических свойств электролита для лазерно-электрохимической обработки.

Ключевые слова: лазерно-электрохимическая обработка, электролит, лазерное излучение.

Введение

Увеличение производства новых конструктивных материалов, покрытий и изделий на основе металлических порошков требует разработки и использования методов не только механической обработки, но и электрофизических. К последним относится и лазерно-электрохимическая размерная обработка, основанная на электрохимической размерной обработке с активацией процесса лазерным излучением. Благодаря такой комбинации сохраняются все преимущества электрохимической размерной обработки (получение сложных форм при использовании простых схем движения инструмента и детали, отсутствие значимых силовых и температурных воздействий на поверхностный слой обрабатываемой детали), а применение лазерного излучения приводит к значительному повышению производительности процесса электрохимического растворения. Независимость обрабатываемости материалов от их физико-механических свойств обеспечивает перспективность данного метода для обработки труднообрабатываемых материалов. Однако при использовании лазерно-

электрохимической обработки перед технологом встает вопрос выбора состава электролита, так как в литературе отсутствуют сведения о критериях назначения состава электролита для лазерно-электрохимической обработки.

Подробности экспериментов

Сложность выбора химических составов электролитов при лазерно-электрохимической обработке заключается в необходимости обеспечения, с одной стороны, протекания электрохимических реакций, а с другой – наличия определенных оптических свойств электролита.

При традиционной электрохимической обработке к электролитам предъявляют следующие требования [1–5]: высокая растворимость и большая степень диссоциации; высокая активизирующая способность анионов электролита или близкое сродство анионов электролита к обрабатываемому металлу; образование нерастворимых продуктов реакции; высокая электропроводность; небольшая вязкость; отсутствие протекания побочных реакций.

* Исследования проведены при финансовой поддержке проекта, выполняемого в рамках государственного задания Министерства образования и науки РФ в 2012 г. и в плановом периоде в 2013-2014 гг. (Шифр заявки 7.759.2011 «Повышение конструктивной прочности материалов конструкционного и инструментального назначения методами, основанными на высокоэнергетическом воздействии»).

Для лазерно-электрохимической обработки необходимо, чтобы электролит обладал определенными оптическими свойствами, позволяющими пропускать лазерное излучение в межэлектродный промежуток (рис. 1).

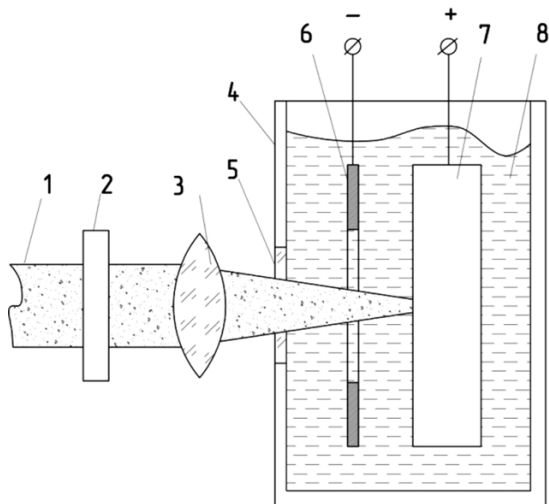


Рис. 1. Схема введения лазерного излучения через полый катод в жидкую среду:

1 – лазерное излучение; 2 – маска; 3 – фокусирующая система; 4 – электрохимическая ячейка; 5 – кварцевое стекло; 6 – полый катод; 7 – анод (обрабатываемая поверхность); 8 – электролит

Одной из важных характеристик, определяющих оптические свойства электролита, является коэффициент отражения на границе раздела сред. При большом значении коэффициента отражения лазерное излучение почти полностью отразится от границы сред ячейка – электролит или воздух–электролит в зависимости от схемы ввода лазерного излучения. В этом случае граница раздела сред будет оптически непрозрачной для конкретной длины волны. Если отражение от границ сред будет незначительным, то большая часть лазерного излучения попадает в толщу электролита, что обеспечит возможность ускорения процесса электрохимического растворения. При добавлении в дистиллированную воду небольшой концентрации соли (10...25 %) этот показатель является равным показателю отражения воды.

Следующей характеристикой, определяющей оптические свойства электролита, является коэффициент пропускания излучения. Каждой длине волны соответствует определенное значение данного параметра.

После оценки коэффициента отражения необходимо определить коэффициент пропускания электролита. Он позволяет оценить диапазон длин волн, которые пропускает электролит.

Для определения коэффициента пропускания электролита были проведены исследования на спектрофотометре СФ-2000 для 10- и 25 %-х водных растворах хлорида натрия в диапазоне длин волн от 0,19 до 1,1 мкм с использованием кварцевой кюветы с длиной оптического пути 10 мм.

Доля мощности излучения, дошедшего до обрабатываемой поверхности (анода), определяется поглощательной способностью электролита. При малой поглощательной способности электролита мощность лазерного излучения почти полностью достигнет обрабатываемой поверхности, что обеспечивает активацию электрохимических процессов в межэлектродном промежутке. В случае использования электролита с большой поглощательной способностью большая часть мощности излучения будет поглощена малым слоем электролита в области входа лазерного излучения в электрохимическую ячейку, и ускорения электрохимического растворения в зоне обработки не произойдет. Для оценки поглощательных свойств электролитов используется коэффициент экстинкции K , который рассчитывается из закона Бугера–Ламберта [6]:

$$K = \frac{2,303}{d} \lg \frac{I_1}{I_2} \text{ [см}^{-1}\text{]},$$

где d – слой жидкости, см; I_1 – мощность вводимого в жидкость излучения, Вт; I_2 – мощность излучения на выходе из жидкости, Вт.

Для определения коэффициентов экстинкции электролитов в данной работе с некоторыми допущениями (без учета потерь мощности излучения на втором кварцевом стекле в месте выхода излучения) использовалась кювета, изображенная на рис. 2. Кювета представляет собой емкость, изготовленную из оргстекла со вставками из кварцевого стекла в месте входа (входное кварцевое окно) и выхода (выходное кварцевое окно) лазерного излучения.

Для измерения мощности лазерного излучения использовался лазерный измеритель мощности и энергии излучения SOLO 2 с головкой для измерения мощности, характеристики которого приведены в табл. 1. Использование данно-

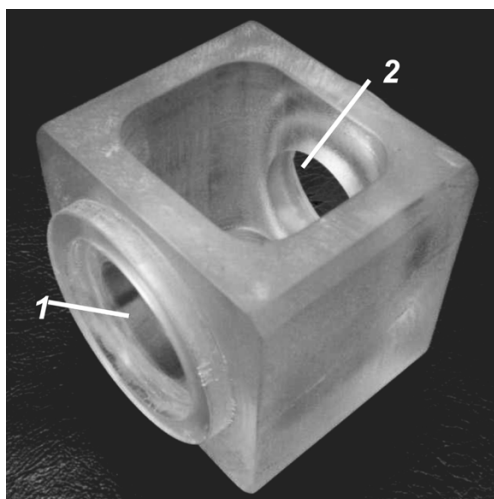


Рис. 2. Кювета для определения поглотительной способности электролита:
1 – входное кварцевое стекло; 2 – выходное кварцевое стекло

го прибора позволяет определять мощность излучения в диапазоне длин волн от 1,32 мкм до 0,35 мкм с высокой точностью.

Для измерения вводимой мощности лазерного излучения измерительный прибор устанавливают перед кюветой за источником лазерного излучения. После оценки вводимой в электрохимическую ячейку мощности излучения измерительную головку устанавливают за выходным окном кюветы для определения мощности излучения после прохождения через слой электролита. По разности измеренных мощностей на входе и выходе из кюветы определяется коэффициент экстинкции конкретного электролита.

В качестве электролитов в экспериментах использовались водные растворы хлорида натрия с концентрацией солей 10 и 25 %, как широко используемые в качестве электролитов при элек-

трохимической обработке различного класса материалов (нержавеющие стали, титановые сплавы и т.д.) [7].

Результаты исследования и их обсуждение

Результаты экспериментов по определению коэффициента пропускания представлены на рис. 2.

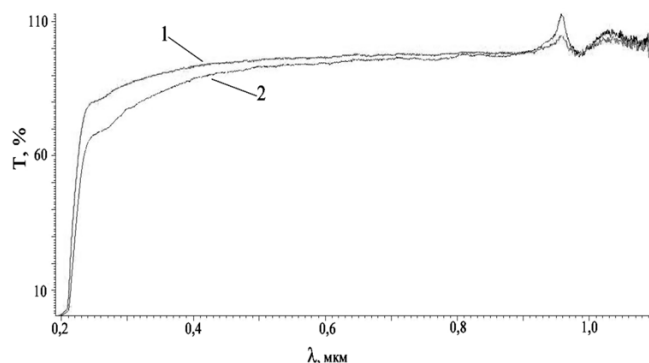


Рис. 2. Коэффициент пропускания для водных растворов хлорида натрия с концентрацией соли:
1 – 10 %; 2 – 25 %

Анализируя полученные данные, можно утверждать, что водные растворы хлорида натрия являются оптически проницаемыми в диапазоне длин волн лазерного излучения от 0,21 до 1,1 мкм. В диапазоне длин волн от 0,19 до 0,21 мкм коэффициент пропускания практически равен нулю, что говорит о том, что этот диапазон лазерного излучения не может использоваться при лазерно-электрохимической размерной обработке с использованием водных растворов хлорида натрия в качестве электролита.

В табл. 2 приведены значения поглотительных способностей водного раствора хлорида натрия в различном процентном содержании для двух длин волн (1,06 и 0,53 мкм) разного спектра. Из приведенной таблицы коэффициентов экстинкции следует, что даже для одной и той же длины волны в импульсном и непрерывном режиме значение коэффициента меняется. Это приведет к тому, что при использовании одного и того же лазерного излучения мощность, дошедшая до поверхности анода, будет различной. Концентрация соли в электролите также играет роль в поглотительной способности электролита, так как с ее ростом количество поглощенной энергии увеличивается.

Таблица 1

Технические характеристики измерительной головки мощности прибора SOLO2

Название характеристики	Значение
Спектральный диапазон	От 0,19 до 20 мкм
Диапазон мощности	От 1 мВт до 110 Вт
Диапазон энергий	От 20 мДж до 5 Дж
Время отклика	0,3 с
Чувствительность	0,5 мВ/Вт

Поглощательные свойства электролитов

Состав электролита	Коэффициент экстинкции, см ⁻¹		
	Непрерывный режим лазерного излучения с длиной волны 1,06 мкм	Импульсный режим лазерного излучения с длиной волны 1,06 мкм и частотой следования импульсов 5 кГц	Импульсный режим лазерного излучения с длиной волны 0,53 мкм и частотой следования импульсов 5 кГц
100 гр NaCl + 900 мл. дист. воды	0,16	0,18	0,18
250 гр NaCl + 750 мл. дист. воды	0,15	0,16	0,16

Выводы

Критериями выбора электролита для лазерно-электрохимической обработки на первоначальном этапе проведения исследований являются отражающая способность электролита и значение коэффициента пропускания на границе сред. При этом отражательные свойства электролита на границе раздела сред должны быть минимальными, а пропускающая способность электролита должна быть максимальной в диапазоне используемых длин волн лазерного излучения.

После установления коэффициента отражения и коэффициента пропускания для количественной оценки мощности лазерного излучения, дошедшей до образца, необходимо знание коэффициента экстинкции. Всем вышеперечисленным требованиям удовлетворяют водные растворы хлорида натрия. Они имеют пропускающую способность в диапазоне длин волн от 0,21 до 1,1 мкм, которые чаще всего используются для активации процессов электрохимического растворения.

Список литературы

1. Дамаскин Б.Б. Электрохимия: учеб. для вузов / Б.Б. Дамаскин, О.А. Петрий, Г.А. Цирлина. – М. : Химия, 2001. – 624 с.
2. Вишницкий А.Л. Электрохимическая и электро-механическая обработка металлов / А.Л. Вишницкий, И.З. Ясногородский, И.П. Григорьчук. – Л.: Машиностроение, 1971. – Вып.3. – 211 с.
3. Скорчеллетти В.В. Теоретическая электрохимия / В.В. Скорчеллетти. – Л. : ГОСХИМИЗДАТ, 1963. – 609 с.
4. Коваленко, В.С. Электрофизические и электрохимические методы обработки материалов / В.С. Коваленко. – Киев : Вища шк., 1975. – 236 с.
5. Лившиц А.Л. Научно-технические направления развития электрофизических и электрохимических методов размерной обработки // В кн.: Материалы 17 Международ. симпоз. по электр. методам обраб. материалов. ИСШ-4. Братислава, 1974. – С. 245–250.
6. Сивухин Д.В. Общий курс физики. В 5 т. Т. 4. Оптика / Д.В. Сивухин. – М. : ФИЗМАТЛИТ, 2005. – 792 с.
7. Седыкин Ф.В. Размерная электрохимическая обработка деталей машин /Ф.В. Седыкин. – М.: Машиностроение, 1976. – 302 с.

Method of selection electrolyte for laser-electrochemical treatment

K.M. Rakhimyanov, B.A. Krasilnikov, N.P. Gaar,
A. I. Zhuravlev, A.A. Loktionov

The method for evaluation of the optical properties of the electrolyte for the laser-electrochemical treatment.

Key words: laser-electrochemical treatment, the electrolyte, the laser radiation was.

ИССЛЕДОВАНИЕ УГЛА СДВИГА ПРИ РОТАЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ

*Д.Т. ХОДЖИБЕРГЕНОВ, канд. техн. наук, доцент,
(ЮКГУ им. М. Ауезова, Республика Казахстан, г. Шымкент)*

Статья поступила 17 января 2012 года

160002, Республика Казахстан, Южно-Казахстанская область,
г. Шымкент, ул. Гагарина, 147/26,

Южно-Казахстанский государственный университет им. М. Ауезова, e-mail: had_ji@mail.ru

Приводятся результаты исследований угла сдвига при ротационной обработке, которые дают методическую возможность по уточнению его взаимосвязи с режимами резания, которые обуславливают силовые и температурные зависимости, а также качество обработанной поверхности.

Ключевые слова: угол сдвига, степень деформации, схема резания, вращение режущего инструмента, ротационные способы обработки, кинематический коэффициент, срезаемый слой.

Под действием режущего инструмента срезаемый слой подвергается пластической деформации. Образование зоны деформации при резании и доказательства природы деформации весьма противоречивы, что привело к возникновению двух направлений в подходе к данному вопросу. Возможно, доказательства модели с одной плоскостью сдвига превалируют над аналитическими исследованиями на модели с развитой зоной деформации. Однако В.Ф. Бобров [1], разделяя зону деформации на первичную и вторичную, предлагает упрощенную модель деформации. Он считает, что зона первичной деформации по своей толщине соизмерима с толщиной срезаемого слоя только при малых передних углах инструмента. Если бы между передней поверхностью инструмента и контактной поверхностью стружки отсутствовало трение, то на этом деформирование срезаемого слоя закончилось бы. Но, как показал Н.Н. Зорев [2], степень деформации в зоне вторичной деформации в 20 раз превышает среднюю деформацию стружки. При этом степень деформации определяется интенсивностью трения на передней поверхности.

Анализируя существующие методы изучения зоны деформации, можно предположить, что вытекающие аспекты деформации зависят от применяемых кинематических схем резания. В большинстве этих схем передняя грань резца, производя давление на металл, создает в небольшой зоне впереди резца первоначально сложное

упругонапряженное состояние, переходящее затем по мере продвижения резца в состояние пластической деформации. Последняя отчетливо распространяется в зоне, ограниченной поверхностью, расположенной под некоторым углом β_1 . При определенных условиях резания, например при обработке хрупких, твердых или сильно наклепывающихся металлов, сдвиг и даже полное скалывание элемента стружки происходит вдоль этой плоскости (точнее, поверхности). Легкость, с которой осуществляется деформация металла, существенно зависит от того, насколько направление действующих сил совпадает с направлением плоскости возможного сдвига. Деформация облегчается, когда срезающая сила параллельна плоскости сдвига. Обычно сдвиг происходит в плоскости, перпендикулярной пространственной диагонали куба [1].

Исследование зоны деформации, полученной традиционными методами обработки, затруднительно из-за присутствия трения скольжения на передней поверхности инструмента. Если же создать схему резания и иметь соответствующий инструмент, при котором возможно исключение трения скольжения между контактирующими поверхностями режущего инструмента и обрабатываемой детали, а сдвиг или разрушение металла производить строго в состоянии чистого сдвига, достигая значений угла поверхности сдвига $\beta_1 \approx 45^\circ$, то при этом должны иметь место минимальные силы деформации.

Существует ряд способов, при которых степень деформации снижается с уменьшением интенсивности трения на передней поверхности режущего инструмента за счет его вращения. К таким способам относятся ротационные способы обработки. В последнее время реализовано много способов ротационной обработки, но схемы резания и применяемые инструменты не дают большого различия в деформации срезаемого слоя [3]. Проскальзывание ротационного режущего инструмента (РРИ) в процессе резания создает трение скольжения между его режущей частью, сбегавшей стружкой и обработанной поверхностью, что приближает процесс деформирования к традиционным методам. Самовращение РРИ неравномерное, так как оно происходит за счет сходящей стружки. При этом наклон режущей кромки, который создает сцепление сходящей стружки с передней поверхностью РРИ, является обязательным условием. Кроме этого существуют РРИ с принудительным вращением, где скорости инструмента и детали тоже имеют разные направления и значения. Большие расхождения значений, особенно в направлении скоростей детали и инструмента, создают условия для появления трения скольжения на контактных поверхностях [4].

Самовращение РРИ можно осуществлять, используя внутренние ресурсы процесса обработки, т. е. вращение детали и инструмента происходит так же, как в процессе ППД. Для этого необходимо участие задней поверхности режущего инструмента в процессе резания. Задние углы режущих элементов РРИ необходимо заточить так, чтобы не произошло существенной деформации обработанной поверхности. В процессе работы статический угол задней поверхности режущих элементов в кинематике должен достигнуть нулевого значения [5]. РРИ, как ведомый, и обрабатываемая деталь, как ведущая, создают фрикционную пару. Это дает возможность замены трения скольжения между контактирующими поверхностями режущего инструмента и обрабатываемой деталью на трение качения. При этом кинематический коэффициент [6] равняется единице, т. е. процесс самовращения будет происходить равномерно за счет геометрии режущих элементов, при этом наклон режущей кромки β_y не является обязатель-

ным условием. Предполагаем, что угол плоскости сдвига β_1 при ротационной обработке непосредственно связан с углом установки β_y , что и является целью исследования в настоящей работе.

Для определения угла сдвига исследования проведены при ротационной обработке с использованием многолезвийного ротационного инструмента (рис. 1) на токарно-винторезном станке модели 1К62 с бесступенчатым регулированием частоты вращения шпинделя. Обработке подвергались следующие материалы:

- наиболее вязкие – алюминий, латунь, как характерные материалы для изучения пластической деформации ($\sigma_b = 320$ Па, НВ 55);
- широко применяемые в исследованиях как эталон сталь 40Х ($\sigma_b = 580$ Па, НВ 183) и сталь 45 ($\sigma_b = 610$ Па, НВ 245).

На рис. 1 представлен ротационный режущий инструмент 1, содержащий универсальную оправку 2, предназначенную для обработки тел вращения и устанавливаемую в резцедержатель токарного станка наряду с обычными призматическими резцами [7]. Державка 3 устанавливается под определенным углом установки β_y (рис. 1, разрез В-В) в резцедержатель станка и закрепляется. Геометрия режущих элементов ротационного режущего инструмента после заточки представлена на выносном элементе I (см. рис. 1). Ротационный режущий инструмент содержит три параллельно расположенных режущих элемента, которые имеют статические углы режущего клина $1_1, 1_2, 1_3$, равные $\beta_{ci} = 98,5 \dots 99^\circ$, задней поверхности $2_1, 2_2, 2_3$ не более $\alpha_{ci} = 1 \dots 1,5^\circ$, передней поверхности $3_1, 3_2, 3_3 - \gamma_{ci} = 0$.

Режущие элементы 1, изображенные на рис. 2, а, с определенным углом установки β_y приводят в соприкосновение с обрабатываемой

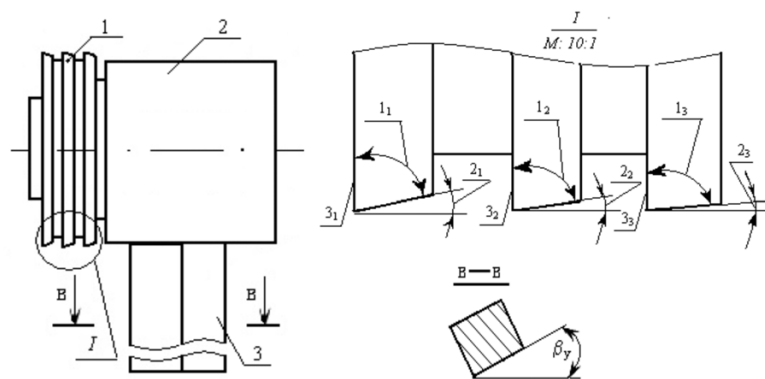


Рис. 1. Ротационный режущий инструмент: 1 – режущие элементы; 2 – корпус; 3 – державка

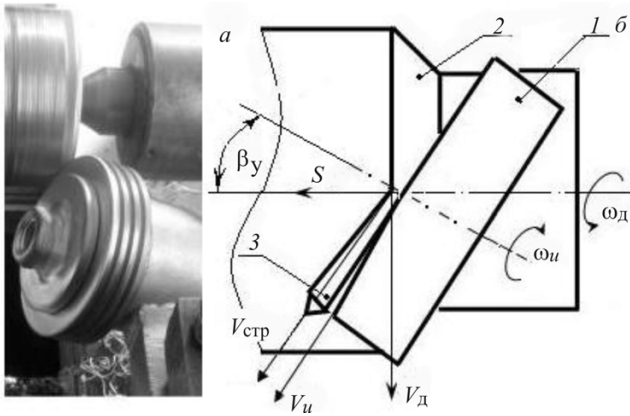


Рис. 2. Схема установки РРИ для точения:

a – врезание РРИ в заготовку; *б* – схема резания РРИ; 1 – режущие элементы; 2 – обрабатываемая деталь; 3 – отделяющаяся стружка; β_y – угол установки режущих элементов; ω_d – угловая скорость детали; ω_u – угловая скорость режущих элементов; V_d – линейная скорость детали; V_u – линейная скорость режущих элементов

поверхностью заготовки 2. Взаимодействие тел (как пара качения) задней поверхности 2₁, 2₂, 2₃ (см. рис. 1) режущих элементов и поверхности обрабатываемой детали придает самовращение режущим элементам.

С целью исключения влияния температуры в процессе ротационной обработки выбрана низкая скорость резания – 2...3 м/мин. Другие параметры режима резания, а также угол установки изменялись в следующих диапазонах (так как они не очень способствуют повышению температуры):

- подача $S = 0,07 \dots 0,95$ мм/об;
- глубина резания $t = 0,25 \dots 2$ мм;
- угол поворота оси МРРИ в горизонтальной плоскости $\beta_y = 0^\circ \dots 55^\circ$.

Мгновенным прекращением процесса ротационного резания можно фиксировать процесс стружкообразования [1, 3], иллюстрированного на рис. 3.

Величина угла сдвига β_1 измерялась на инструментальном микроскопе УИМ-1. Особо следует отметить, что измерения не требуют применения метода «корня стружки», так как в отличие от других схем резания плоскость сдвига 3 (рис. 3) в нашем случае реально существует и совпадает с линией разрыва (скалывания), которая является огибающей линией скольжения [1, 3]. Угол сдвига β'_1 , изображенный в разрезе А-А

(рис. 3, *в*), проведенном в плоскости параллельно линии центров станка и вдоль обрабатываемой детали, является проекцией угла сдвига β_1 в истинном сечении. Измерение угла сдвига β'_1 осуществляется между линией \overline{nA} , проходящей по обработанной поверхности 1 (рис. 3, *в*), и линией \overline{mA} , которая, совпадая с плоскостью сдвига, пересекает касательную k к выпуклой кривой в точке C , а также линию \overline{nA} в точке A .

На рис. 3, *а* видно, как срезаемый слой 2, деформируясь, превращается в стружку ΔABC (сечение А-А). Передняя поверхность РРИ, соприкасаясь со стороной \overline{AB} срезаемого слоя 2, легко деформируя [8], уводит его из зоны резания в виде стружки (рис. 3). Образовавшаяся стружка, имея треугольную форму, принимает значение $\angle ACB \approx 45^\circ$ со стороной, которая получилась при скольжении по \overline{CA} поверхности сдвига 3 (рис. 3). Если провести линию \overline{Ct} перпендикулярно к линии \overline{nA} , то получим четырехугольную форму $ABCD$, которая состоит из двух треугольников: ΔACB и ΔACD . Известно, что внутренние накрест лежащие углы ACB и CAD диагонали \overline{AC} равны. Следовательно, при значениях $\angle ACB \approx 45^\circ$ $\angle CAD$ должен

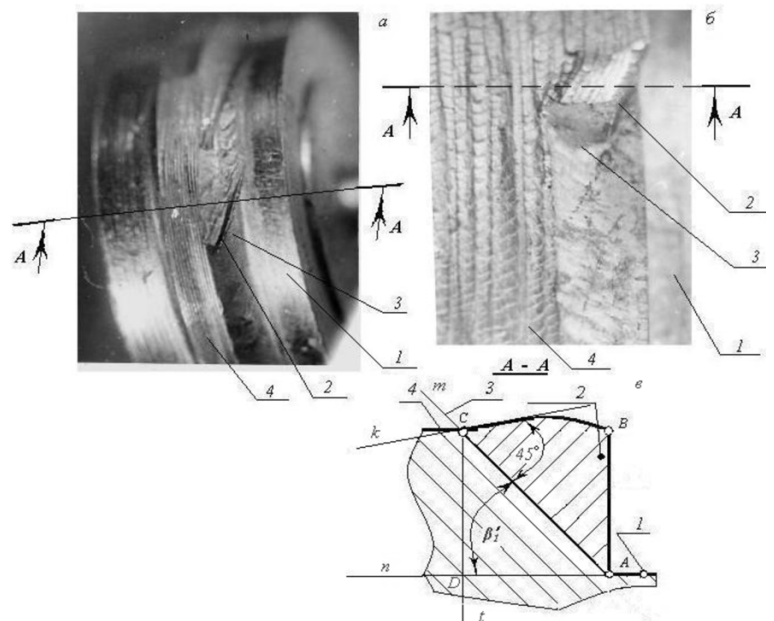


Рис. 3. Характер плоскости сдвига при ротационной обработке:

a – сталь 40Х; *б* – алюминий АЛ 68; *в* – схема измерения угла сдвига; 1 – обработанная поверхность; 2 – срезаемый слой; 3 – плоскость сдвига; 4 – необработанная поверхность заготовки

иметь значение 45° . Из схемы видно, что $\angle CAD$ и исследуемый параметр угла сдвига β'_1 одно и то же.

Для определения формы и размеров стружки изготавливался специальный шлиф (для фиксации стружки использовалась эпоксидная смола). Измерив $\angle ACB$ стружки, определяли расчетное значение угла сдвига β'_1 , что точно подтверждается экспериментально (рис. 4). Сломав сдвигаемый слой 2 (рис. 3, б) до начала линии скалывания, произведено измерение значений угла сдвига β'_1 по схеме рис. 3, в.

Кроме этого, измерялась твердость стружки на ПМТ-3 при нагрузке $P = 50$ г, при этом величина микротвердости $1,854 P/d^2$ кг/мм², P – нагрузка на индентор, г; d – диагональ отпечатка, мкм. Результаты измерений показывают, что с увеличением угла установки деформирование срезаемого слоя возрастает, так как при углах установки $\beta_y = 20 \dots 25^\circ$ твердость не превышает 260 кг/мм², а при $20^\circ < \beta_y < 25^\circ$ твердость больше 290 кг/мм². При этом величина коэффициента усадки стружки K_L близка к единице, а срезанный слой – стружка (в нашем случае сдвигаемый слой) незначительно подвергается деформации [8]. Угол схода стружки имеет одинаковые значения с углом установки в кинематике $\beta_{yк}$. Отделившаяся стружка направляется в сторону направления скорости детали (см. рис. 2).

Приводим некоторые экспериментальные данные по измерению угла сдвига β'_1 (рис. 4). Из рис. 4 видно, что в некоторых определенных значениях угла установки β_y и подачи S угол сдвига β'_1 достигает примерно 45° . В случае, если угол сдвига равен $\beta'_1 \approx 45^\circ$, то должен происходить «чистый сдвиг» [6].

При возрастании подачи S увеличивается значение β'_1 . Причиной этому служит зависимость значения результирующей скорости резания V_e от подачи. Создавая отрицательный задний угол α_k в режущих элементах РРИ и получая фрикционную пару деталь – режущий инструмент (рис. 2), можно предположить, что для самовращения наклон режущей кромки не является обязательным условием. Стружка, охватывая переднюю поверхность РРИ, перемещается вместе с ним в одном направлении. Практически полностью исключается тангенциальное про-

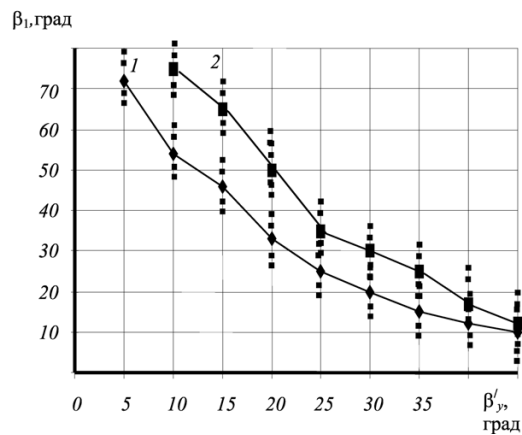


Рис. 4. Зависимость угла сдвига β'_1 от угла установки β_y при различных подачах S . Режимы резания: $V = 3$ м/мин; $t = 1$ мм; обрабатываемый материал – сталь 40Х; инструментальный материал – Р6М5;

1 – $S = 0,1$ мм/об; 2 – $S = 0,26$ мм/об

скальзывание между стружкой и передней поверхностью РРИ. Стружка обтекает переднюю поверхность резца (можно провести аналогию с парой ремень – шкив) и принимает форму пространственной спирали с шагом, примерно равным длине периметра лезвия.

По результатам экспериментов выяснилось, что наиболее заметное влияние на угол сдвига β'_1 оказывает угол установки β_y . Это обстоятельство объясняется тем, что при увеличении β_y передний кинематический угол уменьшается.

Многие исследователи считают, что угол сдвига β_1 имеет большое значение для процесса резания, ибо его величиной определяется усадка стружки [1].

Выполненные эксперименты по определению угла сдвига β'_1 , коэффициентов усадки стружки [8], аналитического переднего угла γ_k дают методическую возможность по уточнению взаимосвязи переднего угла γ и угла сдвига β'_1 .

Проведены расчеты угла сдвига β_1 по теории Тиме [9] и Мерчанта [10]:

$$\text{tg}\beta_1 = \frac{\cos \gamma}{K_l - \sin \gamma} \tag{1}$$

где K_l – коэффициент усадки стружки;

$$\text{tg}\beta_q = \frac{r \cos \gamma}{l - r \sin \gamma} \tag{2}$$

где β_q эквивалентно β_1 ; r – коэффициент уширения стружки; l – эффект укорочения передней поверхности режущего лезвия.

Если сопоставить расчетные и экспериментальные данные угла сдвига β'_1 , то можно заметить, что в диапазонах угла установки $\beta_y = 20 \dots 25^\circ$ использование уравнений (1) и (2) правомочно, так как в этом диапазоне разница значений расчетного и экспериментального углов сдвига составляет $+3^\circ 50'$, -4° , $+0^\circ 10'$. При $\beta_y < 20^\circ$ погрешность расчетного и экспериментального углов сдвига возрастает до $+13^\circ 50'$, -15° .

Для аналитических исследований угла сдвига и уточнений экспериментальных данных в нашем случае правомочной оказалась формула по теории Мерчанта, так как расхождение в значениях экспериментальных данных и расчетных составляют $+13^\circ 50'$, -15° , а по теории Тиме $+19^\circ 50'$, -23° .

Результаты проведенных исследований показали, что в условиях рационального построения схемы резания при ротационной обработке механизм деформации иной, нежели в традиционных способах обработки. Изменяется направление плоскости сдвига (угол β_1) относительно передней поверхности инструмента. Это изменение позволяет практически минимизировать непосредственный и непрерывный контакт поверхностей инструмента с материалом, находящимся на этой плоскости. Обновляя режущую кромку РРИ со скоростью, равной скорости схода стружки, скорости детали $V_{др}$, стружки $V_{стр}$ и инструмента $V_{ин}$ имеют небольшие расхождения в направлениях и значениях (рис. 2), в то время как при традиционных схемах они практически направлены противоположно.

В процессе исследований разработана новая методическая возможность по уточнению зависимости угла сдвига от геометрии инструмента за счет замены трения скольжения на контактных поверхностях обкатыванием.

Принцип прогрессивности – многолезвийность, он позволяет предусматривать в конструкции инструмента черновые, чистовые и калибрующие режущие кромки, что должно способствовать получению весьма качественной обработанной поверхности с повышенными ме-

ханическими свойствами и точностью геометрических размеров.

Многолезвийная ротационная обработка может быть реализована на токарном, строгальном и фрезерном станках на режимах черного и получистого точения:

- скорость резания $V = 50 \dots 200$ м/мин;
- подача $S = 0,2 \dots 1,2$ мм/об;
- глубина резания $t = 0,1 \dots 5$ мм.

Возможна комбинированная обработка непосредственно в процессе резания, т.е. реализация поверхностного пластического деформирования, упрочнения и выглаживания.

Список литературы

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с.
3. Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А., Соусь А.В. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов. – Минск: Наука и техника, 1972. – 272 с.
4. Ящерицин П.И., Борисенко А.В. и др. Ротационное резание материалов. – Минск.: Наука и техника, 1987. – 229 с.
5. Ходжибергенов Д.Т., Абдукаримов А. Кинематические параметры процесса резания при ротационной обработке // Проблемы механики. Журнал Академии наук РУз (Ташкент). – 2000. – С. 66–69.
6. Ходырев В.И. Анализ и классификация схем ротационного резания // Известия ВУЗов. Машиностроение. – 1975. – № 4. – С. 159–162.
7. Патент РК № 24688. Ротационный режущий инструмент / Д.Т. Ходжибергенов, А.К. Жусипбеков, Б.М. Суннатов: опубл. 17.10.2011, бюл. № 10.
8. Ходжибергенов Д.Т. Влияние режимов резания на поперечную усадку стружки при многолезвийной ротационной обработке // Техника машиностроения. – 2011. – № 1 (77). – С. 13–16.
9. Клушин М.И. Резание металлов: элементы теории пластического деформирования срезаемого слоя. – М.: Машгиз, 1956.
10. Merchant M.E. Mechanics of the metal cutting process // J. Appl. Phys. 1945. V. 16, N 5/6. P. 267–318.

Research of shearing angle at rotary treatment

D.T. Hodjibergenov

The article presents the results of research of shearing angle at rotary treatment, that give methodical opportunity to specify their interrelationships with other aspects of cutting condition, that determine the structural and temperature dependencies, and also the quality of the treated surface.

Key words: shearing angle, deformation degree, scheme of cutting, rotation of the cutting tool, rotary ways of treatment, kinematic coefficient, cut off layer.

УДК 621.9.06

ОПТИМАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ КОРПУСА ШПИНДЕЛЬНОЙ БАБКИ ТЯЖЕЛОГО МНОГОЦЕЛЕВОГО СТАНКА

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

Статья поступила 15 января 2012 года

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

Рассматривается оптимальное проектирование корпуса шпиндельной бабки тяжелого многоцелевого станка на основе интегрированной работы метода конечных элементов и методов оптимизации.

Ключевые слова: многоцелевой станок, шпиндельная бабка, оптимальное проектирование, метод конечных элементов, методы оптимизации.

Введение

В соответствии с технологией проектирования рациональных несущих конструкций [1, 2] в настоящей статье рассматривается этап проектирования отдельной несущей конструкции – корпуса шпиндельной бабки, входящей в состав несущей системы тяжелого многоцелевого станка (рис. 1). Шпиндельная бабка скомпонована со стойкой, имеет подвижность в вертикальном направлении и предназначена для размещения горизонтально выдвигного шпинделя, ползуна

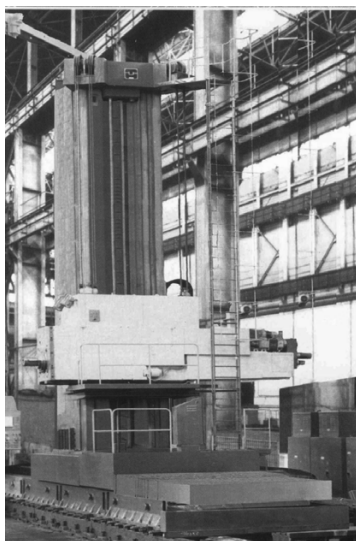


Рис. 1. Тяжелый многоцелевой станок сверлильно-фрезерно-расточной группы

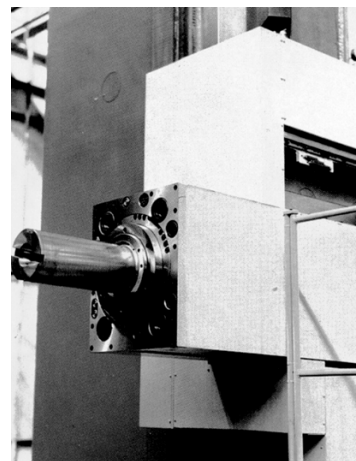


Рис. 2. Шпиндельная бабка с выдвигным ползуном и шпинделем

и других элементов, например привода (рис. 2). При проектировании шпиндельной бабки на предприятии решен ряд задач по достижению заданных величин точности, стабильности, надежности и долговечности. Анализ характерных нарушений положения оси шпинделя выявил следующие причины (рис. 3):

- осадка Δ_1 и Δ_2 оси шпинделя в вертикальной плоскости;
- нестабильная траектория конца шпинделя при движении в направлении оси шпинделя;
- скручивание α корпуса ползуна.

Рассмотрим в этой связи наиболее распространенные компоновки шпиндельных бабок

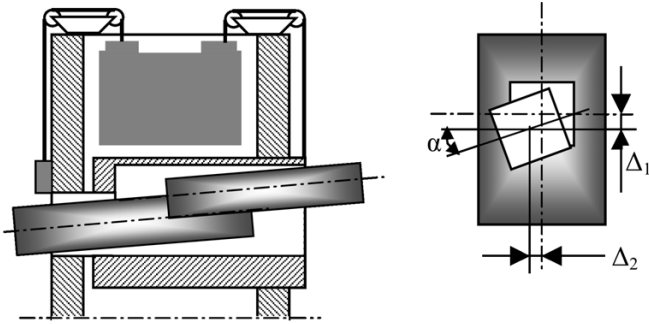


Рис. 3. Схема погрешностей положения шпиндельной бабки и ползуна

тяжелых горизонтальных фрезерно-расточных станков, имеющих ползун.

1. Компоновка с облегченным ползуном, у которого главный привод и привода подачи вынесены на сани закрытого профиля, механическая энергия передается на ползун длинными шлицевыми валами. Места крепления подвески расположены в верхней части корпуса. Компоновка позволяет сконструировать симметричный ползун, замкнуть профиль саней, увеличить величину хода. Недостатком компоновки является наличие длинных шлицевых валов относительно небольшого диаметра.

2. Компоновка с разгружающими роликами на ползуне, главный привод и привод подачи встроены в ползун. Для уменьшения удельных давлений на направляющие скольжения ползун снабжен разгружающими роликами, установленными на кронштейн в районе общего центра тяжести ползуна. Ролики опираются на балку, являющуюся частью подвески. Недостаток компоновки – неидентичность траектории оси шпинделя при движении в прямом и обратном направлении.

3. Компоновка с открытыми С-образного профиля санями, стянутыми поперечной балкой в месте передней заделки ползуна. Сила веса ползуна действует на нижнюю полку С-образного профиля, места крепления подвески размещены на верхней части. Недостатком компоновки является возможность раскрытия саней, что приводит к неравномерному износу направляющих.

Доля изгиба и кручения конструкций рассмотренных компоновок шпиндельных бабок достигает 90 % в общем балансе деформаций.

В серийной конструкции шпиндельной бабки рассматриваемого здесь тяжелого многоцеле-

вого станка (см. рис. 1) до 40 % конструктивных элементов бабки работают на растяжение и сжатие, 60 % – на прямой изгиб. Это обеспечивают следующие мероприятия:

- симметричная закрытая компоновка саней исключает их изгиб в плоскости, перпендикулярной оси шпинделя;
- подвеска шпиндельной бабки в точках Бесселя с расстоянием между ними $0,554l$ (l – длина корпуса шпиндельной бабки) [3] обеспечивает наименьшие прогибы от собственного веса корпуса бабки (условие максимальной жесткости);
- обеспечивается постоянный прогиб ползуна при разных величинах консольности и независимость удельных давлений в направляющих от вылета ползуна;
- введена термосимметричная компоновка узлов и др.

Анализ реакций серийной несущей конструкции

Цель такого анализа – исследование реакции конструкции (перемещения, напряжения и др.) на действие внешних нагрузок. Результаты анализа служат основой для формирования математических моделей несущих конструкций на этапе оптимального проектирования.

Корпус шпиндельной бабки представляет собой пространственную тонкостенную конструкцию со сложным поперечным сечением (многосвязный контур, разная толщина стенок и др.) и моделируется пластинчатым прямоугольным четырехузловым конечным элементом (рис. 4).

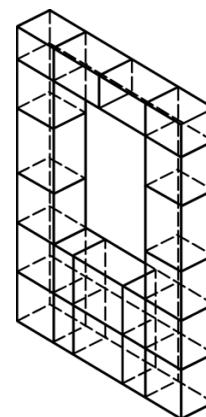


Рис. 4. Фрагмент поперечного сечения корпуса шпиндельной бабки с конечно-элементной сеткой

Внешней нагрузкой являются собственные веса корпуса шпиндельной бабки и ползуна со шпинделем, силы резания (черновое торцовое фрезерование) (рис. 5). Полагаем, что в местах контакта бабки с направляющими стойки и подвеса бабки на тросах отсутствуют линейные перемещения, т.е. исследуется деформированное состояние собственно корпуса бабки.

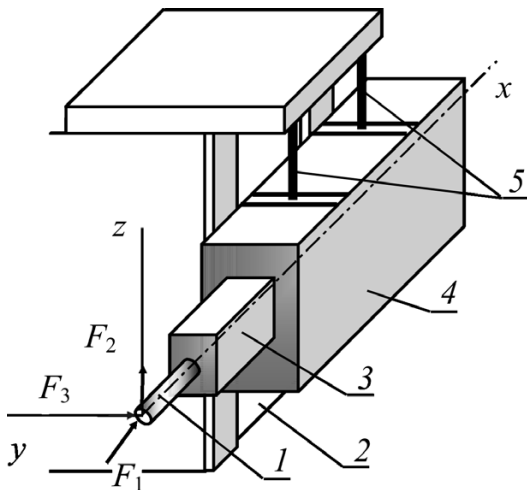


Рис. 5. Схема нагружения корпуса шпиндельной бабки:

1 – шпиндель; 2 – стойка; 3 – ползун; 4 – корпус шпиндельной бабки; 5 – трос

При решении задач, связанных с расчетом конструкций по методу конечных элементов (МКЭ) и с интегрированной работой МКЭ и методов оптимизации, использовалось авторское программное обеспечение [4]. На рис. 6 приведена блок-схема программного обеспечения, которое предназначено для решения задач линейной статики (используется метод конечных элементов), оптимального проектирования конструкций (параметрическая оптимизация), динамики. Основная программа вызывает следующие подпрограммы: INPUT – считывание исходных данных и формирование массивов данных для работы всех подпрограмм; STAT – решение задач статики; OPT – решение задач параметрической оптимизации; REAK – вычисление реакций отдельного конечного элемента; FORMK – формирование матрицы жесткости конструкции; SOLVE – решение системы алгебраических уравнений; STRESS – вычисление напряжений в конечном элементе; STAB – решение задач устойчивости; FREQ – решение задачи на собственные значения (собственные частоты); DIN – решение задач динамики.

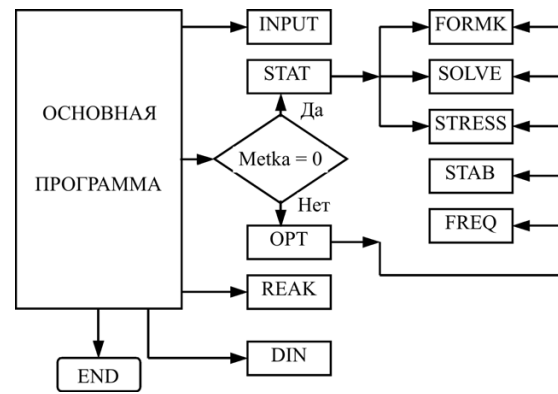


Рис. 6. Блок-схема программного обеспечения

Тестирование ПО проводилось на различных эталонных решениях или задачах с известными в литературе решениями. Так, при решении задачи оптимизации с ограничениями основным методом ее решения в работе является метод штрафных функций [5] в форме

$$\varphi(\mathbf{X}, r) = \psi_0 + r \sum_{j=1}^J \left(\frac{1}{\psi_j} \right),$$

где \mathbf{X} – вектор переменных проектирования; ψ_0 – целевая функция (например, масса конструкции); r – малый положительный параметр; ψ_j – ограничения задачи. Итерационная процедура вычислительного метода штрафных функций на k -м шаге минимизирует функцию

$$\varphi(\mathbf{X}, r_k) = \psi_0 + r_k \sum_{j=1}^J \left(\frac{1}{\psi_j} \right)$$

методом Давидона–Флетчера–Пауэлла (ДФП). В свою очередь, метод ДФП использует при одномерном поиске кубическую интерполяцию. Для тестирования метода штрафных функций рассмотрена следующая задача, имеющая точное решение [6] (табл. 1):

$$\begin{aligned} &\text{минимизировать } \psi_0 = (X_1 - 1)(X_1 - 2)(X_1 - 3) \\ &\text{при ограничениях } X_1 \geq 0, X_2 \geq 0, X_3 \geq 0, X_3 \leq 5, \\ &X_3^2 - X_1^2 - X_2^2 \geq 0, \\ &X_1^2 + X_2^2 + X_3^2 - 4 \geq 0. \end{aligned}$$

Преобразованная задача принимает следующий вид:

$$\begin{aligned} \varphi(\mathbf{X}, r) = &\psi_0 + r[1/(X_3^2 - X_1^2 - X_2^2) + \\ &+ 1/(X_1^2 + X_2^2 + X_3^2 - 4) + \\ &+ 1/(5 - X_3) + 1/X_1 + 1/X_2 + 1/X_3]. \end{aligned}$$

Таблица 1

 Результаты тестирования метода штрафных функций
 (начальная точка $X^{(0)} = [0,1; 2,0; 2,1]$)

Метод	Число итераций	Значение Ψ_0	Значения переменных		
			X_1	X_2	X_3
Точное решение (истинный минимум)	–	$-6 + \sqrt{2}$	0	$\sqrt{2}$	$\sqrt{2}$
Решение [6]	48	-4,585752	1,619098E-06	1,414208	1,41423
Авторская программа	43	-4,585750	1,763193E-06	1,414223	1,414231

Деформированное состояние поперечного сечения корпуса бабки в плоскостях yz и xz показано на рис. 7 для расчетной схемы, имеющей 612 узлов, 1044 конечных элемента. Максимальные напряжения не превышают 10,3 МПа. Смещение центра симметрии шпинделя составляет $1 \cdot 10^{-4}$ м, $2,3 \cdot 10^{-5}$ м, $3,5 \cdot 10^{-6}$ м по осям y , z , x соответственно. Картина деформаций показывает, что необходимо усиление правой боковой стенки, для которой отсутствует поддержка со стороны стойки.

Анализ формы поперечного сечения. Корпус шпиндельной бабки и ползуна имеют форму параллелепипеда. Представляет интерес исследование формы поперечного сечения серийных конструкций (прямоугольник) в условиях косоугольного изгиба от составляющих сил резания F_2 и F_3 (см. рис. 5), которые для чистового торцового фрезерования равны $F_2 = 2,1$ кН, $F_3 = 3,0$ кН.

Жесткость поперечного сечения при косоугольном изгибе определяется соотношением моментов

инерции I_y и I_z [3]. В связи с непостоянством величины и направления силы резания желательно, чтобы поперечное сечение обладало одинаковой жесткостью в любом направлении. Это возможно в случае поперечного сечения в форме квадрата, т.е. $I_y/I_z = 1$. В нашем случае поперечное сечение ползуна и корпуса бабки имеет отношение $I_y/I_z > 1$.

▪ Для анализа формы поперечного сечения ползуна сделаем вспомогательное построение (рис. 8): опишем вокруг прямоугольника, имеющего размеры серийной конструкции, окружность, считая, что это возможная рабочая зона, внутри которой варьируются размеры b , h . Используя формулы сопротивления материалов для моментов инерции при изгибе [3], выразим их через одну переменную, например высоту сечения h , с учетом, что $D^2 = h^2 + b^2$:

$$I_y = (\sqrt{D^2 - h^2})h^3 / 12, \quad I_z = (\sqrt{D^2 - h^2})^3 h / 12.$$

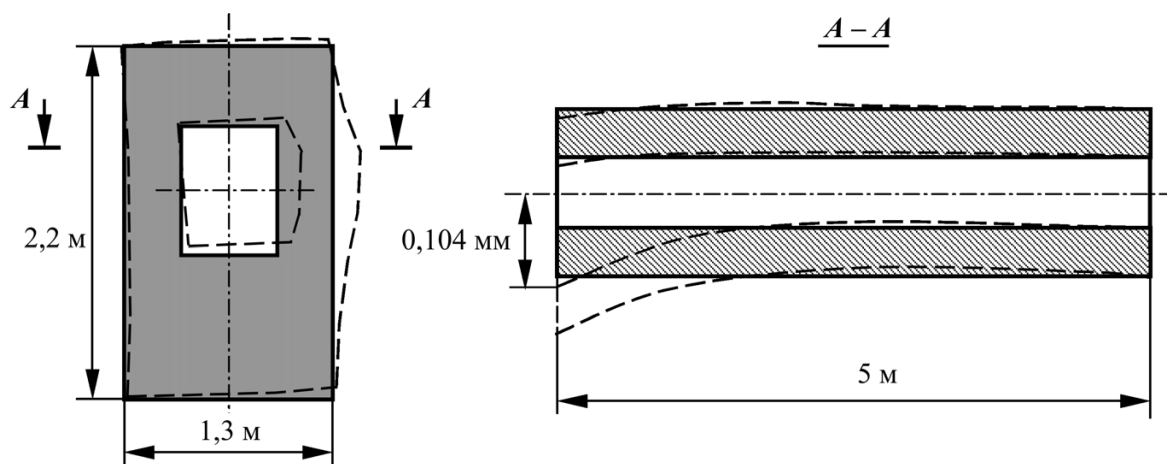


Рис. 7. Деформированное состояние корпуса шпиндельной бабки

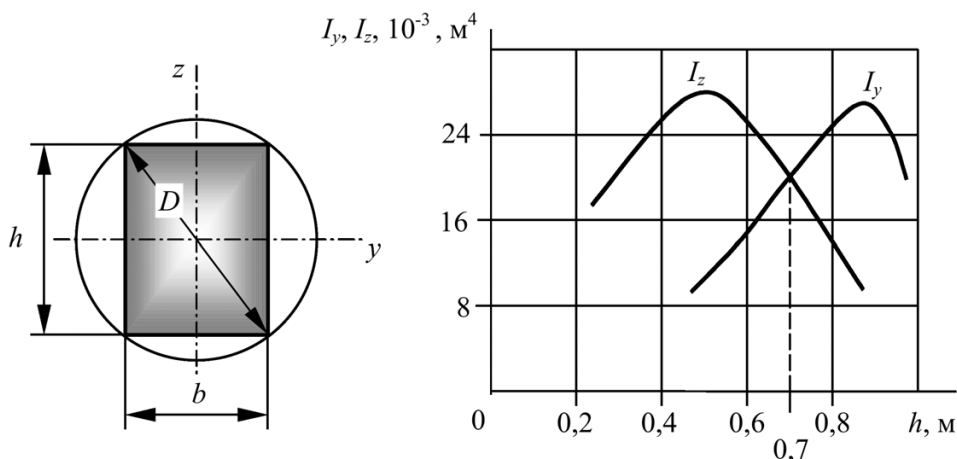


Рис. 8. Изменение моментов инерции поперечного сечения ползуна

Графики $I_y = I_y(h)$, $I_z = I_z(h)$ при $D = \text{const}$ представлены на рис. 8. Для серийного сечения с $b = 0,6$ м, $h = 0,8$ м имеем почти максимум значения I_y и очень малое значение I_z , хотя соотношение сил иное – $F_2 < F_3$. Таким образом, данная форма поперечного сечения с соотношением $I_y/I_z = 1,85$ обладает наименьшей жесткостью по направлению наибольшей составляющей силы резания. Соотношение $I_y/I_z = 1$ имеет место при $h = 0,7$ м.

▪ Поперечное сечение корпуса шпиндельной бабки является сложным (рис. 9). Центр

наибольшей силы. Соотношение $I_y/I_z = 1$ имеет место при $h = 1,84$ м.

Таким образом, проведенный анализ реакций конструкций на внешние воздействия показал, что для рассмотренных конструкций имеются резервы по улучшению их компоновки. Так как наибольшая составляющая силы резания действует в горизонтальном направлении (по оси y), необходимо увеличить габаритный размер рассмотренных конструкций по этой оси, приближая сечение к форме квадрата.

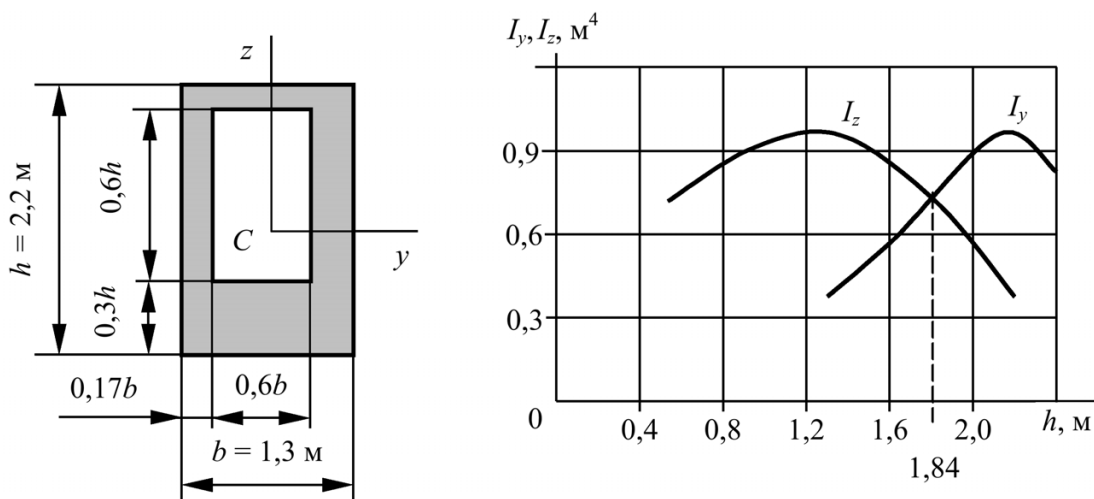


Рис. 9. Поперечное сечение и изменение моментов инерции сечения корпуса шпиндельной бабки

тяжести такого сложного сечения определяется по формулам сопротивления материалов [3] и имеет координаты $y_C = 0,517b$, $z_C = 0,444h$. Соотношение моментов инерции, вычисленных с использованием формул сопротивления материалов, равно $I_y/I_z = 2,65$, т.е. сечение также имеет наименьшую жесткость по направлению

Оптимальное проектирование корпуса шпиндельной бабки

В работе [2] на этапе проектирования несущей системы станка были определены внешние габаритные размеры несущих конструкций, отвечающие оптимальному варианту. Так, для корпуса

Таблица 2

Результаты расчета

Проект	Размеры сечения, м	Толщина, мм				Масса, т
		Боковые стенки	Внутренние стенки	Под направляющими	Низ	
Базовый	1,3·2,2	22; 30	12,0	30,0	40,0	13,31
Оптимальный	1,7·2,0	18,8; 24,4	9,8	32,2	32,2	11,81

шпиндельной бабки имеем размеры поперечного сечения $bh = 1,7 \cdot 2,0$ м, а размеры поперечного сечения ползуна $bh = 0,8 \cdot 0,8$ м. Далее на этапе расчета отдельной конструкции с реальной геометрией определяют недостающие размеры, здесь – толщину стенок. Расчетная схема корпуса шпиндельной бабки соответствует рис. 5.

Задача проектирования корпуса шпиндельной бабки формулируется как задача математического программирования в виде

$$\text{минимизировать (масса)} \quad \psi_0 = \rho \sum_{i=1}^k V_i \quad (1)$$

при ограничениях

$$\text{на перемещения} \quad \psi_1 = 1 - \delta / [\delta] \geq 0,$$

$$\text{на напряжения} \quad \psi_2 = 1 - \sigma_{\text{экв}} / [\sigma] \geq 0$$

$$\text{на переменные проектирования} \quad \psi_3 = V_i \geq 0, \\ i = 1, \dots, k,$$

где k – число пластинчатых конечных элементов; ρ – плотность материала; V – объем конечного элемента; δ , $[\delta]$ – расчетные и допускаемые перемещения; $\sigma_{\text{экв}}$, $[\sigma] = 100$ МПа – эквивалентное и допускаемое напряжения.

Переменной проектирования является толщина стенки корпуса. Допускаемые перемещения равны перемещениям, найденным на этапе расчета несущей системы станка [2].

Задача (1) решается методом штрафных функций в форме

$$\varphi = \psi_0 + r \sum_{i=1}^3 (1 / \psi_i), \quad (2)$$

где r – малый положительный параметр. Основные результаты расчета приведены в табл. 2.

Таким образом, предварительное рассмотрение анализа реакций корпуса шпиндельной бабки на внешние воздействия и анализа формы поперечного сечения установило пути возможного улучшения конструкций. Проведенное далее оптимальное проектирование шпиндельной бабки с реальной геометрией поперечного сечения позволило найти недостающие геометрические размеры и предложить корпус шпиндельной бабки меньшей массы.

Список литературы

1. Атапин В.Г. Проектирование несущих конструкций тяжелых многоцелевых станков с учетом точности, производительности, массы // Вестник машиностроения. – 2001. – № 2. – С. 3–6.
2. Атапин В.Г. Расчетное проектирование несущих конструкций тяжелых многоцелевых станков // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2011. – № 3(52). – С. 27–34.
3. Атапин В.Г. Сопротивление материалов. Базовый курс. Дополнительные главы: учебник / В.Г. Атапин, А.Н. Пель, А.И. Темников. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2011. – 508 с. – (Серия «Учебники НГТУ»).
4. Атапин В.Г., Гапонов И.Е., Павин А.Г. Автоматизация проектирования тяжелых многоцелевых станков // I Всесоюзный съезд технологов-машиностроителей. – М., 1989. – С. 42–43.
5. Реклейтис Г. Оптимизация в технике: В 2 кн. / Г. Реклейтис, А. Рейвиндран, К. Рэгсдел. – М.: Мир, 1986. – Кн. 1. – 350 с. – Кн. 2. – 320 с.
6. Банди Б. Методы оптимизации. Вводный курс: пер. с англ. – М.: Радио и связь, 1988. – 128 с.

Optimization spindle head of metal-cutting machine-tool

V.G. Atapin

Optimization spindle head of metal-cutting machine-tool on the base of integration work of finite elements method and optimization methods is considered.

Key words: metal-cutting machine-tools, spindle head, design, finite elements method, optimization methods.

УДК 621.01

ИССЛЕДОВАНИЕ ВИБРОИЗОЛИРУЮЩИХ СВОЙСТВ СОСТАВНОГО ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

*А.М. МЕДВЕДЕВ, канд. техн. наук, доцент,
Г.В. ЛИТОВКА, доктор техн. наук, профессор,
(Амурский государственный университет,
г. Благовещенск)*

Статья поступила 5 марта 2012 года

Медведев А.М. – 675027, г. Благовещенск, ул. Игнатьевское шоссе, 21,
Амурский государственный университет, e-mail: design@amursu.ru

Исследуются пути снижения виброакустической активности механических приводов технологического оборудования.

Ключевые слова: технологическое оборудование, виброизоляция, составные зубчатые колеса.

Развитие современного машиностроительного оборудования связано, с одной стороны, с увеличением мощности и быстроходности механизмов, являющихся во многих случаях источниками интенсивного шума и вибраций, с другой – со все большими требованиями, предъявляемыми к динамическому качеству станка. Причиной вибрации конструкций станочного оборудования, передающейся на обрабатываемую заготовку и режущий инструмент, является работа зубчатых передач станочного оборудования. Перспективным является использование виброизолирующего эффекта в зубчатых передачах механических приводов металлорежущих станков.

Авторами были разработаны конструкции составных зубчатых колес с полной виброизоляцией зубчатого венца (рис. 1) [1]. Составное зубчатое колесо состоит из зубчатого венца 1 и разъемной в диаметральной плоскости ступицы, состоящей из двух частей 2 и 3, скрепленных между собой винтами 4, что гарантирует соединение от возможности поворота венца относительно ступицы в процессе эксплуатации. В качестве фиксирующих упругих элементов использованы ролики 5 оси, которые параллельны оси колеса и лежат на окружности разъема венца и ступицы, помещенные во втулки 6 и по торцам снабженные прокладками 7. Усилия, возникающие на рабочих поверхностях зубьев, передаются венцу 1. Колебания от зубчатого венца 1 проходят резиновую

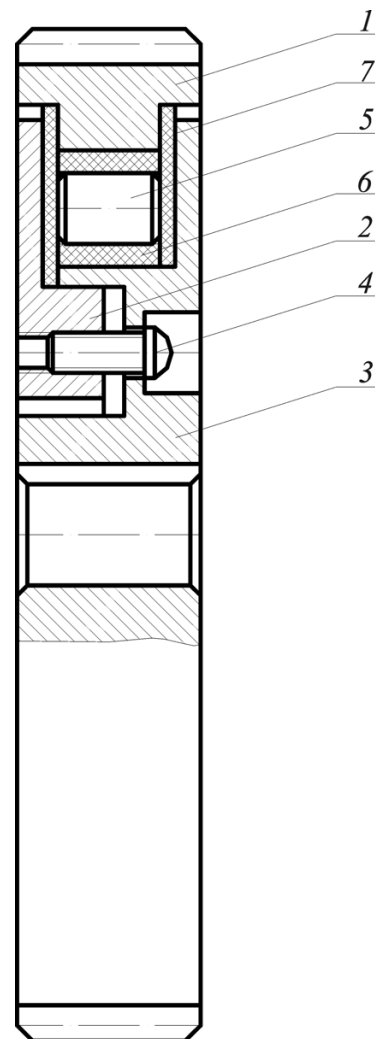


Рис. 1. Составное зубчатое колесо с полной виброизоляцией венца:
1 – зубчатый венец; 2, 3 – ступица; 4 – винт;
5 – ролик; 6 – втулка; 7 – прокладка

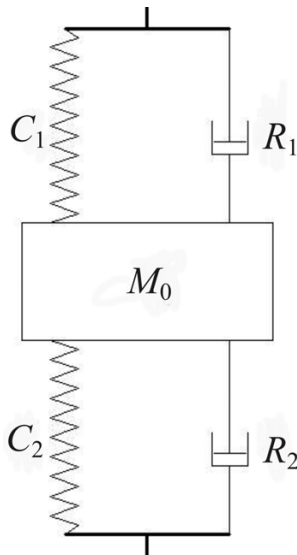


Рис. 2. Принципиальная схема виброизолирующего крепления составного зубчатого колеса с промежуточной массой

втулку 6 и прокладку 7, где и происходит их активное гашение. Конструкция разработанного составного зубчатого колеса позволяет варьировать диаметром и количеством роликов с целью настройки на противорезонанс системы, тем самым снижая ее виброакустическую активность. Совокупность втулки 6 и прокладок 7 создает многозвенную полностью виброизолированную систему. В результате упругих деформаций прокладок и втулок обеспечивается не только самоустановка зубчатого венца от действия возникающих в зацеплении динамических нагрузок, но их активное гашение.

Виброизолирующая втулка 6 и фиксирующий ролик 5 конструкции составного зубчатого колеса рассматриваются в качестве двухконечного механического звена. Считая величину промежуточной массы M_0 (масса фиксирующих роликов) переменным параметром, выясним, как ее изменение влияет на виброизоляцию составного колеса.

Коэффициент эффективности вибрационной защиты запишем в следующем виде [2]:

$$U = 20 \lg \left| \frac{\bar{A}_a + Z_\Phi + \bar{B}_a + Z_M(\bar{C}_a Z_\Phi + \bar{D}_a)}{Z_M + Z_\Phi} \right|, \quad (1)$$

где

$$\bar{A}_a = 1 - \frac{\omega^2 M}{1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}} + i \frac{\omega R}{1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}} \frac{\omega^2 M}{C}; \quad \bar{B}_a = i \omega M;$$

$$\bar{C}_a = \frac{\omega}{C} \left[2 \frac{\omega R}{C} \frac{1 - \frac{\omega^2 M}{C} + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}}{\left(1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}\right)^2} + 2 \left(1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}\right) + \frac{\omega^2 M}{C} \left(\frac{\omega^2 R^2}{C^2} - 1\right) \right];$$

$$\bar{D}_a = 1 - \frac{\frac{\omega^2 M}{C}}{1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}} + i \frac{\frac{\omega R}{C} \frac{\omega^2 M}{C}}{1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}}.$$

где $\bar{A}_a, \bar{B}_a, \bar{C}_a, \bar{D}_a$ – характеристические коэффициенты механического четырехполюсника; Z – механический импеданс; C – коэффициент жесткости; R – коэффициент сопротивления; M – масса; ω – угловая частота.

Ограничиваясь частным случаем симметричного рабочего элемента, так что $C_1 = C_2 = C$; $R_1 = R_2 = R$, воспользуемся коэффициентами механического четырехполюсника. При условии, что механизм (зубчатый венец) и фундамент (ступица зубчатого колеса) могут рассматриваться как сосредоточенные массы M и M_Φ , используем для вычисления коэффициента эффективности вибрационной защиты формулу (1). После подстановки в нее значений $\bar{A}_a = \bar{D}_a, \bar{B}_a, \bar{C}_a$ и при использовании обозначения

$$M_{M\Phi} = \frac{M M_\Phi}{M + M_\Phi} \quad (2)$$

коэффициент эффективности вибрационной защиты может быть записан в развернутом виде:

$$U = 10 \lg \left[1 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}\right)^2} \left\{ \left[\left(1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}\right) \times \left(1 + \frac{M_0 M_\Phi}{M + M_\Phi}\right) - \frac{\omega^2 M_0}{C} \left(1 + 2 \frac{M_{M\Phi}}{M_0} + \frac{\omega^2 M_{M\Phi}}{C}\right) \right]^2 + \right.$$

$$\begin{aligned}
 & + \frac{\omega^2 R^2}{C^2} \frac{\omega^4 M_0^2}{C^2} \left(1 + 2 \frac{M_{\text{мф}}}{M_0}\right)^2 - \left(1 + \frac{\omega^2 R^2}{C^2}\right)^2 + \\
 & + 4 \frac{\omega^2 M_0}{C} \frac{\omega^2 M_{\text{мф}}}{C} \left[1 + \frac{M_0}{M + M_{\text{ф}}} - \frac{\omega^2 M_0}{C} \times \right. \\
 & \left. \times \left(1 + 2 \frac{M_{\text{мф}}}{M_0}\right)\right] \Bigg\}. \tag{3}
 \end{aligned}$$

При достаточно больших ω можно пользоваться вместо записи (3) следующей приближенной формулой:

$$U \approx 40 \lg \frac{\omega}{R} \sqrt{M_0 M_{\text{мф}}}. \tag{4}$$

В области высоких частот коэффициент эффективности вибрационной защиты, обеспечиваемый виброизолятором с промежуточной массой, имеющей безынерционный упругий подвес с вязким трением, возрастает на 12 дБ при увеличении частоты на октаву. При отсутствии трения ($R = 0$).

$$\begin{aligned}
 U = 20 \lg \left| 1 + \frac{M_0}{M + M_0} + \frac{\omega^2 M_0}{C} \frac{\omega^2 M_{\text{мф}}}{C} - \right. \\
 \left. - \omega^2 \frac{M_0 + 2M_{\text{мф}}}{C} \right|. \tag{5}
 \end{aligned}$$

При достаточно больших ω

$$U \approx 80 \lg \omega^4 \sqrt{\frac{M_0 M_{\text{мф}}}{C}}. \tag{6}$$

Коэффициент эффективности вибрационной защиты в области высоких частот составляет 24 дБ на октаву.

Корнями многочлена, стоящего внутри скобок выражения (5), определяются частоты λ_1 и λ_2 свободных колебаний системы (рис. 3).

Обозначая $\omega \sqrt{\frac{M}{C_a}} = \eta$ (здесь $C_a = \frac{C}{2}$), запишем частотное уравнение в виде

$$\begin{aligned}
 \eta^4 - 2\eta^2 \left(1 + \frac{M}{M_{\text{ф}}} + 2 \frac{M}{M_0}\right) + \\
 + 4 \left(\frac{M}{M_{\text{ф}}} + \frac{M}{M_0} + \frac{M}{M_{\text{ф}}} \frac{M}{M_0}\right) = 0. \tag{7}
 \end{aligned}$$

Отсюда

$$\eta_{1,2}^2 = 1 + \frac{M}{M_{\text{ф}}} + 2 \frac{M}{M_0} \pm \sqrt{\left(1 - \frac{M}{M_{\text{ф}}}\right)^2 + 4 \frac{M}{M_0^2}}; \tag{8}$$

$$\lambda_{1,2}^2 = \frac{C}{2M} \eta_{1,2}^2 = \frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}} \pm$$

$$\pm \sqrt{\left(\frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}}\right)^2 - \frac{C}{M_0} \frac{C}{M_{\text{мф}}} - \frac{C}{M} \frac{C}{M_{\text{ф}}}}. \tag{9}$$

Приближенно

$$\lambda \approx C \frac{M_0 + M + M_{\text{ф}}}{2MM_{\text{ф}} + M_0(M + M_{\text{ф}})}. \tag{10}$$

Обычно промежуточная масса фиксирующего ролика M_0 мала по сравнению с массой обода составного зубчатого и массой ступицы. При этом условии

$$\lambda_1^2 = \frac{C}{2M_{\text{мф}}}; \lambda_2^2 = 2 \frac{C}{M_0}. \tag{11}$$

Малая промежуточная масса фиксирующего ролика почти не оказывает влияния на низшую частоту λ_1 свободных колебаний системы (рис. 3). Этой частоте соответствуют, главным образом, колебания масс M и $M_{\text{ф}}$ относительно

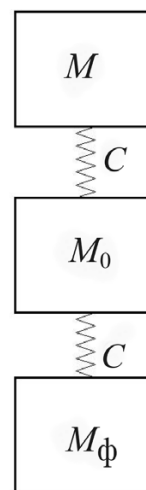


Рис. 3. Простейшая колебательная система, возникающая при установке зубчатого венца массы M на ступице $M_{\text{ф}}$, через посредство виброизолятора с промежуточной массой, не обладающего трением

друг друга. Что касается частоты λ_2 , то она определяется почти исключительно колебаниями промежуточной массы относительно масс M и M_ϕ .

При $M_0 = 0$, $\lambda_1 = \sqrt{\frac{C}{2M_{\text{мф}}}}$, а $\lambda_2 \rightarrow \infty$. В результате получается система с одной собственной частотой (λ_1).

При угловых частотах возмущающей силы, совпадающих с определяемыми формулой (9) собственными частотами λ_1 и λ_2 , коэффициент эффективности вибрационной защиты (8) стремится к минус бесконечности.

Корни уравнения $U(\omega) = 0$ обращают величину внутри скобок (5) в минус либо плюс единицу. Значения квадратов этих корней, перенумерованных в порядке их возрастания, будут:

$$\left. \begin{aligned} \omega_1^2 &= \frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}} - \sqrt{\left(\frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}}\right)^2 - \frac{C^2}{MM_{\text{мф}}}}; \\ \omega_{11}^2 &= \frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}} - \\ &- \sqrt{\left(\frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}}\right)^2 - \frac{C^2}{MM_{\text{мф}}}\left(1 + 2\frac{M + M_\phi}{M_0}\right)}; \\ \omega_{111}^2 &= \frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}} + \\ &+ \sqrt{\left(\frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}}\right)^2 - \frac{C^2}{MM_{\text{мф}}}\left(1 + 2\frac{M + M_\phi}{M_0}\right)}; \\ \omega_{1V}^2 &= \frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}} + \\ &+ \sqrt{\left(\frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}}\right)^2 - \frac{C^2}{MM_{\text{мф}}}}. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Вид кривой коэффициента эффективности вибрационной защиты (5), как функции безразмерного аргумента η , представлен на рис. 4.

Значения корней η_1 , η_{11} , η_{111} , η_{1V} получаются соответственно из ω_1 , ω_{11} , ω_{111} , ω_{1V} умножением последних на $\sqrt{\frac{2M}{C}}$. При $\omega = 0$

коэффициент эффективности вибрационной защиты

$$U = 20 \lg \left(1 + \frac{M_0}{M + M_\phi} \right). \quad (13)$$

Таким образом, U положителен, но при малой величине отношения $\frac{M_0}{M + M_\phi}$

лика. Участками, где коэффициент эффективности вибрационной защиты (5) больше нуля, являются $0 < \omega < \omega_1$; $\omega_{11} < \omega < \omega_{111}$; $\omega < \omega_{1V}$.

На втором из этих участков коэффициент эффективности вибрационной защиты (5) имеет экстремум при $\omega^2 = \frac{C}{M_0} + \frac{C}{2M_{\text{мф}}}$, причем его

экстремальное значение

$$U_e = 20 \lg \left[\frac{M_{\text{мф}}}{M_0} + \frac{M_0}{4M_{\text{мф}}} \left(\frac{M - M_\phi}{M + M_\phi} \right)^2 \right]. \quad (14)$$

Если $M = M_\phi$, то

$$U_e = 20 \lg \left[\frac{M_{\text{мф}}}{M_0} \right] = 20 \lg \left[\frac{M}{2M_0} \right]. \quad (15)$$

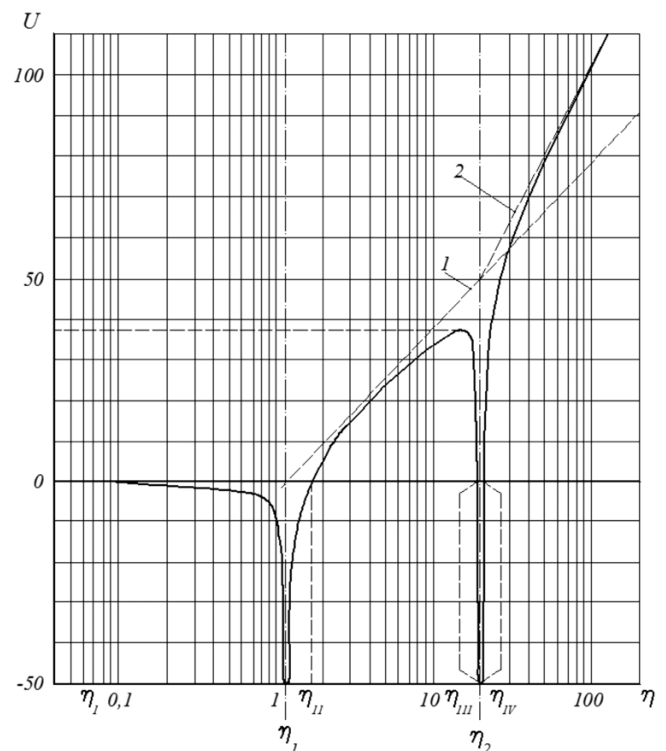


Рис. 4. Вид кривой коэффициента эффективности вибрационной защиты и способ ее приближенного построения:

1 – прямая имеет уклон 12 дБ на октаву;
2 – уклон 24 дБ на октаву

Левее указанного экстремума на кривой, рис. 4, расположен участок, характеризующийся возрастанием коэффициента эффективности вибрационной защиты примерно на 12 дБ с увеличением частоты на октаву. Его существование обусловлено тем, что в соответствующем интервале частот влияние на коэффициент эффективности вибрационной защиты оказывает последнее слагаемое из стоящих внутри скобок выражения (5).

На участках $\omega_1 < \omega < \omega_{11}$ и $\omega_{111} < \omega < \omega_{1V}$ коэффициент эффективности вибрационной защиты (5) отрицателен. Чем больше промежуточная масса, тем меньше частота ω_{1V} , определяющая нижнюю границу области высоких частот, где достигается наибольшая эффективность виброизоляции.

В области высоких частот, как это следует из (6), увеличение промежуточной массы в n раз дает прибавку коэффициенту эффективности вибрационной защиты, равную

$$\Delta U \approx 20 \lg n \text{ (дБ)}. \quad (16)$$

В то же время нижняя граница указанной области отодвигается с увеличением M_0 в сторону низких частот. Это сопровождается сокращением и смещением влево остальных областей положительной и отрицательной коэффициента эффективности вибрационной защиты, так как корни (12) сближаются и уменьшаются. Наибольшее значение (14) коэффициента эффективности вибрационной защиты внутри промежутка $\omega_{11} < \omega < \omega_{111}$ снижается. В случае, когда $M = M_\phi$, указанное снижение составляет

$$\Delta U = 20 \lg n. \quad (17)$$

Сравнительный анализ спектрограмм шума показал, что характер амплитудно-частотного спектра составных зубчатых колес не существенно отличается от спектра зубчатой передачи серийного исполнения. Максимальное снижение до 5...14 дБ отмечено на 6 и 7 гармонике зубцовой частоты. Уровень звука зубчатой передачи снижен на 5 дБА, а шум привода на 3 дБА.

Результаты экспериментальных исследований составного зубчатого колеса показали эффективность использования разработки для виброизоляции и демпфирования рамы и присоединенных конструкций от виброакустической нагрузки, возникающей в зубчатых передачах. По абсолютной величине уровни звукового давления, зарегистрированные при испытаниях составных зубчатых колес для отдельных зубцовых частот, были в 2–3 раза ниже, чем при испытаниях серийных передач, что соответствует 6...10 дБ в относительных логарифмических единицах. Расчет спектра собственных частот позволит варьированием геометрических характеристик зубчатого колеса спроектировать безрезонансные режимы работы зубчатой передачи при максимальной виброизолирующей способности.

Список литературы

- 1 А.с. № 1551913 СССР, МКИ5 F 16 Н 55/17, 55/14. Составное зубчатое колесо / А.М. Медведев, Н.Л. Суханов, А.В. Бушманов А.С. Чурилин. – № 4424362/25-28; заявл. 12.05.88, опубл. 23.03.1990, Бюл. № 11. – С. 140.
2. Клюкин И.И. Борьба с шумом и вибрацией на судах. – Л.: Судостроение, 1982. – 256 с.

Research of vibroisolation properties compound cogwheel

A.M. Medvedev, G.V. Litovka

The article ways of decrease in vibrating activity of mechanical drives of the process equipment are investigated.

Key words: process equipment, vibroisolation, compound cogwheel.

ТЕМПЕРАТУРНО-СИЛОВЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ НА ПЛОЩАДКЕ ИЗНОСА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТОЧЕНИИ АУСТЕНИТНОЙ СТАЛИ

*А. А. ЛИПАТОВ, канд. техн. наук, доцент
 Ю. Л. ЧИГИРИНСКИЙ, канд. техн. наук, доцент
 С. И. КОРМИЛИЦИН, ст. преподаватель
 (ВолгГТУ, г. Волгоград)*

Статья получена 25 апреля 2012 года

Чигиринский Ю. Л. – 600005, г. Волгоград, пр. Ленина, 28,
 Волгоградский государственный технический университет, e-mail: techmash@vstu.ru

По усовершенствованной методике произведен расчет температуры задней поверхности инструмента при точении аустенитной стали. Результаты сопоставлены с данными экспериментального определения коэффициента трения на площадке износа, выполненного с помощью методики раздельного определения сил на передней и задней поверхностях режущего инструмента путем экстраполяции составляющих усилия резания на нулевую площадку износа. Выявлено снижение коэффициента трения при одновременном увеличении температуры с ростом скорости резания и величины площадки износа.

Ключевые слова: точение, аустенитная сталь, задняя поверхность, площадка износа, расчет температуры, расчет коэффициента трения, пластический контакт.

Температура резания является важнейшим фактором, определяющим интенсивность износа твердосплавного инструмента при резании сталей. Работами Н.В. Талантова [1] и других авторов показано, что температура контактных поверхностей влияет на износ как непосредственно, так и через вид взаимодействия, определяемый характером контакта и условиями деформации контактных слоев обрабатываемого материала. При резании труднообрабатываемых аустенитных сталей лимитирующий износ твердосплавного инструмента осуществляется в большинстве случаев по задней поверхности с формированием площадки износа. Поэтому вопрос об уровне температуры и характере взаимодействия на площадке износа имеет первостепенное значение.

Целью настоящей публикации является обобщение и комплексный анализ экспериментальных и расчетных данных о характере контактного взаимодействия, в том числе о коэффициенте трения μ_3 [2, 3] и температуре θ_3 на площадке износа [4] при точении аустенитной стали на

расширенной доказательной базе для подтверждения корректности использованных методик, а следовательно, и самих полученных результатов и выдвинутых предположений.

Расчет коэффициента трения μ_3 производился после определения нормальной P_{hn} и тангенциальной P_{ht} сил на площадке износа, для чего был использован разработанный авторами метод экстраполяции на нулевую площадку износа [5]. Эти же данные (о силах P_{hn} и P_{ht}) были использованы для расчета температуры, выполненного на базе методики профессора А.Н. Резникова [6] при дополнительном учете зависимостей теплофизических параметров стали от температуры (использовался алгоритм итерационного приближения) [4].

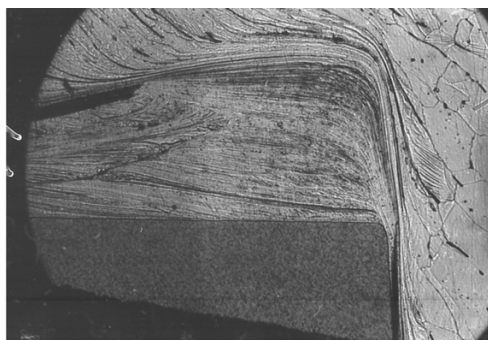
Исходные экспериментальные данные для расчетов μ_3 и θ_3 были получены при точении стали 12X18H10T инструментами из твердых сплавов ТТ20К9 и ВК6 с подачей 0,3 мм/об при глубине резания 1,5 мм (основные геометрические параметры резцов: $\gamma = 0^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $\phi = 45^\circ$). Для обеспечения корректности использования пред-

ложенных расчетных методик значения скорости резания v принимались такими, чтобы отсутствовали застойные явления на передней поверхности и в то же время отсутствовало интенсивное лункообразование: для ВК6 $v = 0,75 \dots 1,5$ м/с, для ТТ20К9 $v = 0,5 \dots 2,0$ м/с. Измерение составляющих силы резания P_z , P_y и P_x производилось динамометром УДМ-600 с тензостанцией ТА-5. Подробнее методика определения сил представлена в [5]. Корни стружек получали с помощью устройства «падающий резец» (в более широком диапазоне скоростей, начиная с 0,2 м/с).

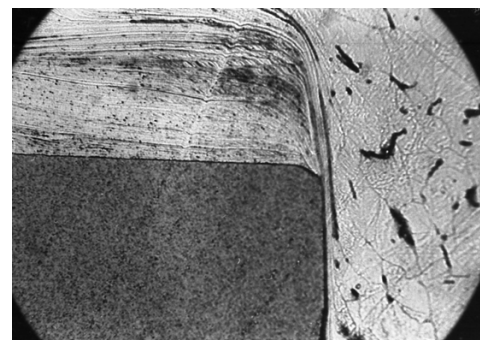
Путем исследования микрошлифов корней стружек было показано, что в широком диапазоне скоростей резания на площадке износа имеет место один вид взаимодействия – пластическое течение контактных слоев обрабатываемого материала с полным прилипанием их к инструменту (пластический контакт) [2]. При этом переход к взаимодействию с пластическим контактом с ростом v осуществляется при низких скоростях резания, практически не используемых в случае токарной обработки. Кроме того, этот переход осуществляется непосредственно от нароста, минуя какие-либо переходные виды взаимодействия – застойные зоны и т. д., зафиксированные на площадке износа при обработке перлитных сталей [1], а также на передней поверхности для стали аустенитной [2]. Мало того, оба вида взаимодействия могут иметь место одновременно, при одной скорости v . На рисунке представлены две фотографии микрошлифов одного и того же корня стружки: на краю ширины среза (где температура ниже) может еще сохраняться нарост (см. рисунок, а), в то же время в средней части режущей кромки уже установился пластический контакт (рисунок, б).

Переход с ростом скорости к пластическому течению контактных слоев при резании аустенитной стали происходит при меньших v , чем на передней поверхности. Как видно из рисунка, б, на площадке износа имеет место пластический контакт уже тогда, когда на передней поверхности еще имеется развитый нарост. При небольшом возрастании скорости резания (от 0,29 до 0,3 м/с) пластический контакт на площадке износа устанавливается по всей ширине среза. При дальнейшем увеличении v картина принципиально не изменяется (наблюдается лишь уменьшение толщины слоя деформированного металла). Отметим, что несмотря на большую разницу теплопроводности вольфрамкобальтового и титанталового твердых сплавов, скорость перехода от нароста к взаимодействию с пластическим контактом на площадке износа (в отличие от скоростных границ видов взаимодействия на передней поверхности) оказалась для резцов из ВК6 и ТТ20К9 почти неразличимой (для менее теплопроводного твердого сплава ТТ20К9 переход наблюдался при v порядка 0,27...0,3 м/с, для более теплопроводного ВК6 – при 0,3...0,33 м/с). Это объясняется сохранением нароста на передней поверхности резцов из обоих твердых сплавов, нивелирующего разницу интенсивностей стока тепла в инструмент, а следовательно, и разницу в уровнях температур режущего клина для твердых сплавов с разной теплопроводностью.

Однако представленный на рисунке, б вид взаимодействия оставляет место сомнениям в наличии полного прилипания контактных слоев стали к площадке износа, а весьма малая толщина зоны вторичных деформаций даже не позволяет однозначно идентифицировать ее как зону



а



б

Микрошлифы корня стружки. Твердый сплав ТТ20К9; $v = 0,29$ м/с; искусственная площадка износа шириной $h_3 = 0,2$ мм (после приработки):

а – сечение у края ширины среза ($\times 160$); б – среднее сечение ($\times 200$)

Таблица 1

Величины расчетной температуры θ_3 (°C) и коэффициента трения μ_3 на площадке износа задней поверхности инструмента из ВК6

Величина площадки износа, h_3 , мм	Скорость резания, v , м/с					
	0,75		1,0		1,5	
	θ_3	μ_3	θ_3	μ_3	θ_3	μ_3
0,05	496	1,87	503	1,79	514	1,72
0,1	526	1,83	538	1,74	561	1,66
0,2	555	1,78	570	1,67	599	1,58
0,3	569	1,74	587	1,62	622	1,52
0,4	577	1,71	596	1,58	636	1,48

контактных (а не реализовавшихся на «задней поверхности» нароста) деформаций. Здесь следует отметить, что получить корень аустенитной стружки в полном контакте стали с резцом на площадке износа крайне проблематично из-за большой разницы (в 2,5 раза) коэффициентов термического расширения твердого сплава и аустенитной стали. При остывании корня разрыв происходит, естественно, по поверхности меньшей протяженности – по площадке износа. То что на рисунке, б представлено взаимодействие с пластическим контактом (а не внешнее трение), косвенно подтверждается топографией поверхности резания. При переходе с ростом v от картины контактного взаимодействия, представленной на рисунке, а, к картине на рисунке, б поверхность резания из шероховатой, со следами срывов нароста, трансформируется в гладкую и блестящую. Однако тезис о наличии на площадке износа полного прилипания обрабатываемой стали к инструменту с пластическим течением

контактных слоев стали нуждается в более весомых доказательствах, которые и будут рассмотрены.

Результаты расчетов величин θ_3 и μ_3 в зависимости от величины площадки износа h_3 при различных скоростях резания v представлены в табличной форме: для твердого сплава ВК6 – в табл. 1, для ТТ20К9 – в табл. 2.

Теплофизические расчеты показали существенно более высокий уровень температуры на площадке износа θ_3 , чем в случае расчета по базовой методике А. Н. Резникова [4, 6]. Это несомненно свидетельствует в пользу наличия на площадке износа пластического контакта.

Прямым количественным подтверждением отсутствия внешнего трения на площадке износа оказалось то, что для обоих твердых сплавов во всем исследованном диапазоне скоростей резания при различных h_3 величина μ_3 оказалась значительно больше единицы. Используя термин «коэффициент трения», авторы отстаи-

Таблица 2

Величины расчетной температуры θ_3 (°C) и коэффициента трения μ_3 на площадке износа задней поверхности инструмента из ТТ20К9

Величина площадки износа h_3 , мм	Скорость резания, v , м/с									
	0,5		0,75		1,0		1,5		2,0	
	θ_3	μ_3	θ_3	μ_3	θ_3	μ_3	θ_3	μ_3	θ_3	μ_3
0,05	445	1,94	466	1,92	475	1,89	496	1,87	521	1,84
0,1	472	1,93	501	1,90	514	1,85	543	1,80	574	1,78
0,2	495	1,90	530	1,83	546	1,76	581	1,70	621	1,67
0,3	505	1,88	542	1,80	561	1,71	596	1,62	643	1,60
0,4	509	1,87	549	1,77	567	1,66	604	1,56	651	1,53



вают как раз тезис об отсутствии внешнего трения на площадке износа; здесь и далее под трением следует понимать внутреннее трение, т. е. сопротивление сдвиговым деформациям контактных слоев обрабатываемой стали. В фундаментальном труде [7] уже приводился случай определения величины коэффициента трения на площадке износа, равного 1,19 (при свободном резании стали 20 на воздухе). В нашем случае величина μ_3 оказалась существенно выше, что объясняется жаропрочными свойствами аустенитной стали, т. е. повышенной сопротивляемостью пластическому деформированию при высоких температурах.

Подтверждает тезис о наличии на площадке износа взаимодействия с пластическим контактом и весь приведенный ниже анализ табл. 1 и 2.

Представленные в табл. 1 и 2 данные фиксируют (как для твердого сплава ВК6, так и для ТТ20К9) монотонное снижение величины коэффициента трения на площадке износа μ_3 как при росте скорости резания v , так и при увеличении площадки износа h_3 (для всех скоростей резания). Этот результат хорошо согласуется с увеличением θ_3 (т. е. со снижением сопротивления стали сдвиговым деформациям) по мере возрастания скорости v и износа h_3 .

В результате расчета температуры θ_3 получил объяснение и отмеченный ранее [3] на первый взгляд неожиданный результат (большие значения μ_3 для случая обработки менее теплопроводным, по сравнению с ВК6, твердым сплавом ТТ20К9): при прочих равных условиях (v , h_3) температура на площадке износа для резцов из ТТ20К9 оказалась на несколько десятков градусов ниже. Это объясняется влиянием на температуру площадки износа более мощного источника тепловыделения на передней поверхности (по сравнению с источником на самой площадке износа): для сплава ВК6, обладающего большей теплопроводностью, имеет место более интенсивное перетекание тепла с передней поверхности на заднюю с соответствующим ростом температуры последней.

Зафиксированный расчетами рост температуры площадки износа по мере затупления инструмента количественно согласуются с выявленной ранее сменой преобладающего механизма износа (адгезионно-усталостного на диффузионный)

резцов из ТТ20К9 при увеличении h_3 [8, 9]. Зафиксированные в [8, 9] точки перехода от преобладания адгезионно-усталостного износа к диффузионному следующие: для $v = 1,0$ м/с – $h_3 = 0,18–0,19$ мм; для $1,5$ м/с – $h_3 = 0,11–0,12$ мм; для $2,0$ м/с – $h_3 = 0,07–0,08$ мм. Этим значениям износа соответствуют следующие диапазоны значений расчетной температуры θ_3 (определенные интерполяцией из табл. 2): $540...543$ °С, $547...551$ °С и $542...553$ °С. Столь узкий температурный интервал смены преобладающего механизма износа еще раз (хотя и косвенно) свидетельствует о корректности произведенных расчетов. Для скоростей резания $0,5$ и $0,75$ м/с смены преобладающего механизма износа зафиксировано не было (исследования [8, 9] проводились до $h_3 = 0,3$ мм). Это опять-таки согласуется с данными табл. 2: для $v = 0,75$ м/с величина θ_3 (542 °С при $h_3 = 0,3$ мм) едва переходит нижнюю границу определенного выше температурного диапазона (540 °С), а для $v = 0,5$ м/с (505 °С при $h_3 = 0,3$ мм) вообще ее не достигает. Отметим, что соответствующие значения μ_3 также укладываются в весьма узкий диапазон (см. табл. 2): для $v = 1,0$ м/с – $\mu_3 = 1,77–1,78$; для $v = 1,5$ м/с – $\mu_3 = 1,81–1,82$; для $v = 2,0$ м/с – $\mu_3 = 1,805–1,815$.

Таким образом, весь комплекс полученных результатов убедительно подтверждает как адекватность используемых расчетных методик, так и правильность защищаемого положения: при точении аустенитной стали на площадке износа задней поверхности инструмента во всем практически применяемом диапазоне скоростей резания (и при различных величинах самой площадки) имеет место не внешнее трение, а взаимодействие с полным прилипанием обрабатываемого материала к твердому сплаву и пластическим течением контактных слоев стали.

Список литературы

1. *Талантов Н.В.* Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента. – М.: Машиностроение, 1992. – 240 с.
2. *Липатов А.А.* Влияние характера зависимости теплопроводности обрабатываемого материала от температуры на закономерности контактного взаимодействия и тип стружкообразования // СТИН. – 2006. – № 8. – С. 37–40.
3. *Липатов А.А., Чигиринский Ю.Л., Кормилицын С.И.* Исследование характера контактного взаимодействия на площадке износа задней поверхности

МОДЕЛЬ СТРУЖЕЧНОЙ КАНАВКИ ЧЕРВЯЧНОЙ МОДУЛЬНОЙ ФРЕЗЫ

*С.П. АНДРОСОВ, канд. техн. наук, доцент
(ОмГТУ, г. Омск)*

Статья поступила 26 марта 2012 года

644050, г. Омск, пр. Мира, д. 11,
Омский государственный технический университет, e-mail: asp57@list.ru

Рассматриваются вопросы моделирования червячной модульной фрезы для нарезания зубчатых колес. Определены уравнения винтовых поверхностей стружечной канавки фрезы, выраженные параметрическими векторными функциями. Разработана компьютерная программа для расчета и построения модели стружечных канавок фрезы.

Ключевые слова: червячная модульная фреза, поверхность стружечной канавки, векторная функция, моделирование.

Фрезерование зубьев червячными модульными фрезами за счет своей универсальности, позволяющей нарезать с высокой точностью зубчатые колеса одного модуля с различным числом зубьев и углом наклона зуба одним и тем же инструментом, получило наибольшее распространение. Простота наладки зубофрезерных станков, высокая производительность и экономичность процесса, а также технологическая надежность червячных фрез дают возможность использовать этот способ зубонарезания практически во всех видах производства.

Червячная фреза является многолезвийным инструментом со сложным профилем. Проектирование и моделирование таких инструментов представляет собой достаточно трудоемкий процесс, решение которого без применения современных вычислительных средств и методов расчета является сложной задачей.

В настоящее время с целью повышения качества и производительности проектирования широко внедряется автоматизированная система технологической подготовки производства, частью которой является система проектирования металлорежущих инструментов (СПРИ), учитывающая требования машинного проектирования. На данный момент СПРИ несколько

отстает от темпов развития САПР технологического назначения, так как пока не все этапы проектирования инструментов формализованы на математическом уровне. В работе [1] отмечается, что для практического осуществления полного автоматизированного процесса проектирования режущего инструмента необходимо исследовать возможности и, где это целесообразно, реализовывать численные методы решения задач проектирования инструмента, как наиболее эффективные при машинном проектировании. В частности, относительно зуборезных фрез необходимо обобщить и развивать материал по обоснованию габаритных размеров, числа зубьев, формы и размеров зубьев и стружечных канавок.

Размеры режущих зубьев и стружечных канавок влияют на правильную работу любого инструмента, в том числе червячной фрезы. Несоответствие стружечного пространства объему снимаемой стружки приводит к плохой работе инструмента, а часто к его поломке. Форму и размеры зуба и стружечной канавки определяют исходя из необходимости получения прочного зуба, стружечного пространства, обеспечивающего свободное размещение стружки, достаточного числа переточек и технологичности изготовления. В настоящее вре-

Для расчета размеров стружечной канавки червячной фрезы применяют графоаналитические и аналитические методы. Каждый из этих методов имеет свои достоинства и недостатки. Расчет стружечной канавки обычно ограничивается определением ее параметров в торцевом сечении фрезы [1, 2], т. е. рассматривается плоская задача, которая не описывает винтовые поверхности стружечной канавки. Процесс зубофрезерования методом обката – это объемный процесс, поэтому проектирование и моделирование червячных фрез необходимо производить в пространственном отображении.

Основным вопросом при расчете и моделировании червячных модульных фрез, применяемых для нарезания зубчатых колес, отмечается в работе [3], является определение профиля их зубьев. Для определения профиля зубьев фрезы необходимо решить ряд задач в той последовательности, в которой формиру-

ется фреза как инструмент: записать уравнения поверхностей основного червяка; определить уравнения поверхностей винтовой стружечной канавки, образующей пространство для размещения стружки и переднюю поверхность зубьев; выразить уравнение режущих кромок зубьев; определить уравнение боковых заточенных поверхностей зубьев; найти уравнение профиля в соответствующем сечении и определить его характеристики.

Данная работа является одним из этапов создания аналитической модели червячной модульной фрезы. Ее цель заключается в определении уравнений винтовых поверхностей стружечной канавки червячной фрезы в матрично-векторной форме и разработке компьютерной модели стружечных канавок фрезы.

Рассмотрим червячную фрезу, имеющую правозаходный основной червяк. Стружечная канавка у такой фрезы является левозаходной,

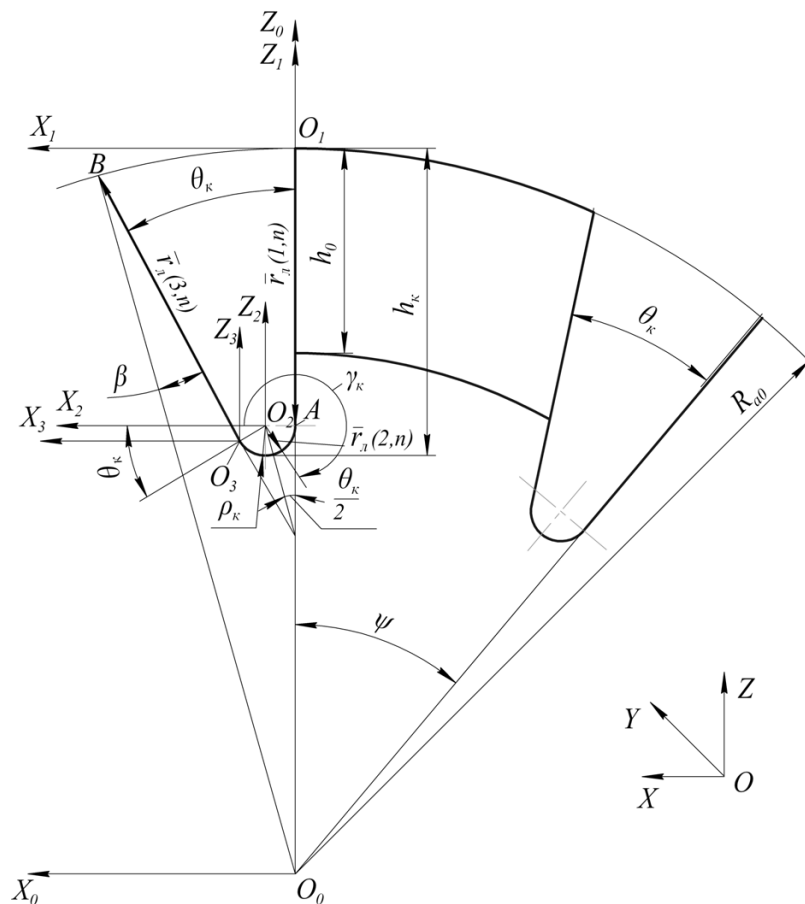


Рис. 1. Профиль стружечной канавки червячной фрезы:

R_{a0} – радиус наружного цилиндра; ρ_k – радиус закругления основания канавки; γ_k – параметрический угол дуги окружности; h_k – глубина канавки; h_0 – высота зуба; θ_k – угол между зубьями; ψ – угловой шаг между зубьями



причем она располагается перпендикулярно направлению винтовых поверхностей основного червяка фрезы. Профиль канавки в торцевом сечении фрезы (рис. 1) имеет три участка. Участок O_1A принадлежит передней поверхности зуба, участок AO_3 – поверхности закругления основания канавки, а участок O_3B – задней тыльной поверхности зуба. Следует отметить, что в модели не рассматривается затылование зуба. Указанные участки в своих локальных системах координат $X_1O_1Y_1Z_1$, $X_2O_2Y_2Z_2$ и $X_3O_3Y_3Z_3$ описываются векторами

$$\bar{r}_l(i, n) = \begin{bmatrix} x(i, n) \\ 0 \\ z(i, n) \\ 1 \end{bmatrix}, \quad (1)$$

где i – номер вектора, $i = 1, 2, 3$; n – количество точек на векторе; $0 \leq n \leq p$, p – любое целое число.

Координаты точек на участках профиля определяются выражениями

$$x(i, n) = l(i, n)\bar{e}_x(\bar{r}_l(i, n)),$$

$$z(i, n) = l(i, n)\bar{e}_z(\bar{r}_l(i, n)),$$

где $\bar{e}_x(\bar{r}_l(i, n))$ и $\bar{e}_z(\bar{r}_l(i, n))$ – орты векторов $\bar{r}_l(i, n)$; $l(i, n)$ – выбранное значение длины векторов $\bar{r}_l(i, n)$, $0 \leq l(i, n) \leq |\bar{r}_l(i, n)|$.

Участок закругления профиля AO_3 описывается вектором

$$\bar{r}_l(2, n) = \begin{bmatrix} \rho_k \cos \gamma_k \\ 0 \\ \rho_k \sin \gamma_k \\ 1 \end{bmatrix},$$

где $180^\circ \leq \gamma_k \leq 360^\circ - \theta_k$.

Модуль вектора $\bar{r}_l(2, n)$ равен радиусу закругления основания стружечной канавки ρ_k . Глубина стружечной канавки вычисляется по формуле

$$h_k = h_0 + \kappa + \rho_k,$$

где κ – величина затылования зуба.

Значение κ определяется зависимостью [4]

$$\kappa = \frac{\pi d_{a0}}{z_0} \operatorname{tg} \alpha_{a0},$$

где d_{a0} – наружный диаметр фрезы; z_0 – число зубьев фрезы; α_{a0} – задний угол периферийной режущей кромки.

Модули векторов $\bar{r}_l(1, n)$ и $\bar{r}_l(3, n)$ имеют значения:

$$|\bar{r}_l(1, n)| = h_0 + \kappa;$$

$$|\bar{r}_l(3, n)| = R_{a0} \frac{\sin(\theta_k - \beta)}{\sin(180^\circ - \theta_k)} - h_1,$$

где $h_1 = \frac{\rho_k}{\operatorname{tg}\left(\frac{\theta_k}{2}\right)}$. Угол β (рис. 1) определяется

выражением

$$\beta = \arcsin\left(\frac{[R_{a0} - h_0 - \kappa - h_1] \sin(180^\circ - \theta_k)}{R_{a0}}\right).$$

В глобальной системе координат $X_0O_0Y_0Z_0$ фрезы векторы (1) запишутся:

$$\begin{aligned} \bar{r}_0(1, n) &= [M_{10}] \bar{r}_l(1, n) = \\ &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & R_{a0} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ z(i, n) \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ R_{a0} + z(i, n) \\ 1 \end{bmatrix}; \\ \bar{r}_0(2, n) &= [M_{20}] \bar{r}_l(2, n) = \\ &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \rho_k \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & R_{a0} - (h_0 + \kappa) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(2, n) \\ 0 \\ z(2, n) \\ 1 \end{bmatrix} = \\ &= \begin{bmatrix} \rho_k(1 + \cos \gamma_k) \\ 0 \\ C + \rho_k \sin \gamma_k \\ 1 \end{bmatrix}; \end{aligned} \quad (2)$$

$$\bar{r}_0(3,n) = [M_{30}] \bar{r}_l(3,n) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \rho_k(1 + \cos \theta_k) \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & C - \rho_k \sin \theta_k \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \times$$

$$\times \begin{bmatrix} x(3,n) \\ 0 \\ z(3,n) \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \rho_k(1 + \cos \theta_k) + x(3,n) \\ 0 \\ C - \rho_k \sin \theta_k + z(3,n) \\ 1 \end{bmatrix},$$

где $[M_{i0}]$ – матрица параллельного переноса локальных систем координат $X_1O_1Y_1Z_1$, $X_2O_2Y_2Z_2$ и $X_3O_3Y_3Z_3$ соответственно; $C = R_{a0} - (h_0 + k)$.

Как известно, в производстве зубчатых колес наибольшее распространение получили червячные модульные фрезы с винтовыми стружечными канавками [5]. В этой связи рассмотрим описание винтовой поверхности стружечной канавки.

Для образования винтового движения необходимо повернуть профиль стружечной канавки на некоторый угол вокруг оси фрезы O_0Y_0 (рис. 2) и переместить его поступательно в направлении, параллельном этой оси. Поверхность стружечной канавки состоит из трех частей: $O_1AA'O_1'$ – передняя поверхность зуба; $ABB'A'$ – поверх-

ность основания канавки; $O_3BB'O_3'$ – задняя тыльная поверхность зуба.

Произвольная точка M передней поверхности зуба описывается векторной функцией

$$\bar{r}(1,n) = [M] \bar{r}_0(1,n), \quad (3)$$

где $[M]$ – матрица преобразования поворотных движений по часовой стрелке вокруг оси O_0Y_0 (рис. 2) и поступательных движений вдоль этой оси:

$$[M] = \begin{bmatrix} \cos \varphi_k & 0 & \sin \varphi_k & 0 \\ 0 & 1 & 0 & a_k \varphi_k \\ -\sin \varphi_k & 0 & \cos \varphi_k & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4)$$

В формуле (4) угол φ_k является параметрическим углом поворота винтовой поверхности относительно начального положения. Выражение $a_k \varphi_k$ определяет проекцию вектора перемещения вдоль оси O_0Y_0 . Величина a_k является винтовым параметром стружечной канавки. Значение винтового параметра a_k определяется выражением

$$a_k = \frac{P_k}{2\pi},$$

где P_k – шаг винтовой стружечной канавки.

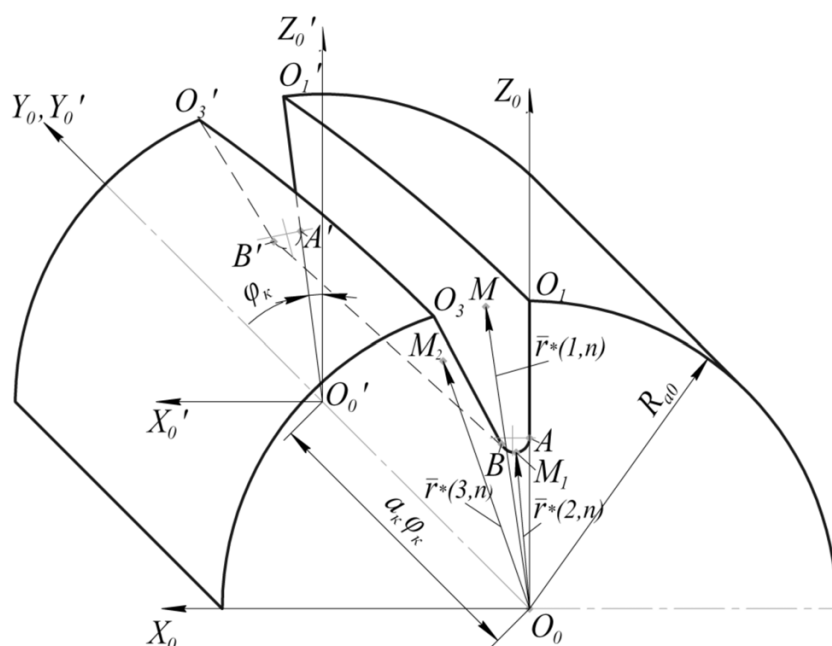


Рис. 2. Образование винтовой поверхности стружечной канавки



По делительному цилиндру фрезы диаметра d_{m0} шаг P_k вычисляется по формуле

$$P_k = \frac{\pi d_{m0}}{\operatorname{tg} \lambda_{m0}}$$

где λ_{m0} – угол наклона канавки к оси на делительном цилиндре.

Максимальное значение угла $\varphi_{k\max}$ определяется зависимостью

$$\varphi_{k\max} = \frac{L_p 2\pi}{P_k},$$

где L_p – длина рабочего участка фрезы.

После перемножения матрицы $[M]$ и вектора $\bar{r}_0(1, n)$ формула (3) принимает вид:

$$\bar{r}(1, n) = \begin{bmatrix} (R_{a0} + z(1, n)) \sin \varphi_k \\ a_k \varphi_k \\ (R_{a0} + z(1, n)) \cos \varphi_k \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (5)$$

Произвольные точки M_1 и M_2 (рис. 2) поверхности основания канавки и задней тыльной поверхности зуба соответственно описываются векторными функциями:

$$\bar{r}(2, n) = [M] \bar{r}_0(2, n); \quad \bar{r}(3, n) = [M] \bar{r}_0(3, n). \quad (6)$$

После подстановки выражений (2) и (4) в (6) и преобразований получаем

$$\bar{r}(2, n) = \begin{bmatrix} \rho_k [\cos \varphi_k + \cos(\varphi_k - \gamma_k)] + C \sin \varphi_k \\ a_k \varphi_k \\ -\rho_k [\sin \varphi_k + \sin(\varphi_k - \gamma_k)] + C \cos \varphi_k \\ 1 \end{bmatrix},$$

$$\bar{r}(3, n) = \begin{bmatrix} [\rho_k + x(3, n)] \cos \varphi_k + \\ -[\rho_k + x(3, n)] \sin \varphi_k - \\ +\rho_k \cos(\varphi_k + \theta_k) + [C + z(3, n)] \sin \varphi_k \\ a_k \varphi_k \\ -\rho_k \sin(\varphi_k + \theta_k) + [C + z(3, n)] \cos \varphi_k \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Векторные функции (5) и (7) описывают винтовые поверхности одной стружечной канавки фрезы. Остальные канавки описываются следующим образом. Номер канавки k изменяется от единицы до числа зубьев фрезы z_0 . Канавки поворачиваются на угол $\xi(k) = (k - 1)\psi$, где

$$\psi = \frac{2\pi}{z_0}.$$

В результате в общем виде векторные функции для каждой стружечной канавки определяются зависимостью

$$\bar{r}^*(i, n) = [M_1] \bar{r}(i, n),$$

где $[M_1]$ – матрица поворота вокруг оси O_0Y_0 против часовой стрелки:

$$[M_1] = \begin{bmatrix} \cos(\xi(k)) & 0 & -\sin(\xi(k)) & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \sin(\xi(k)) & 0 & \cos(\xi(k)) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}.$$

Окончательно после необходимых преобразований векторные функции, описывающие поверхности всех стружечных канавок червячной фрезы, принимают вид

$$\bar{r}^*(1, n) = \begin{bmatrix} (R_{a0} + z(1, n)) \sin(\varphi_k - \xi(k)) \\ a_k \varphi_k \\ (R_{a0} + z(1, n)) \cos(\varphi_k - \xi(k)) \end{bmatrix};$$

$$\bar{r}^*(2, n) = \begin{bmatrix} \rho_k [\cos(\varphi_k - \xi(k)) + \cos(\varphi_k - \gamma_k - \xi(k))] + \\ a_k \varphi_k \\ -\rho_k [\sin(\varphi_k - \xi(k)) + \sin(\varphi_k - \gamma_k - \xi(k))] + \\ + C \sin(\varphi_k - \xi(k)) \\ + C \cos(\varphi_k - \xi(k)) \end{bmatrix}; \quad (8)$$

$$\bar{r}^*(3, n) = \begin{bmatrix} [\rho_k + x(3, n)] \cos(\varphi_k - \xi(k)) + \\ -[\rho_k + x(3, n)] \sin(\varphi_k - \xi(k)) - \\ +\rho_k \cos(\varphi_k + \theta_k - \xi(k)) + [C + z(3, n)] \sin(\varphi_k - \xi(k)) \\ a_k \varphi_k \\ -\rho_k \sin(\varphi_k + \theta_k - \xi(k)) + [C + z(3, n)] \cos(\varphi_k - \xi(k)) \end{bmatrix}.$$

Для расчета и построения трехмерной модели стружечной канавки червячной модульной фрезы разработана компьютерная программа с использованием средств объектно-ориентированного языка *Achion script 3*. Блок-схема расчета и построения модели стружечных канавок червячной фрезы приведена на рис. 3. Главное окно компьютерной программы представлено на рис. 4.

Расчет и построение модели стружечных канавок выполнялись по параметрам червячной фрезы 2510-4344, регламентируемым ГОСТ 9324-80. Фрезы червячные чистовые однозаходные для цилиндрических зубчатых колес с эвольвентным профилем. Исходные данные имеют значения: $m_0 = 8$ мм; $d_{a0} = 125$ мм; $\alpha_{a0} = 11^\circ$; $\theta_k = 28^\circ$; $\lambda_{m0} = \gamma_{m0} = 4^\circ 26'$; $\gamma_{кбит} = 180^\circ$; $\gamma_{кmax} = 332^\circ$;

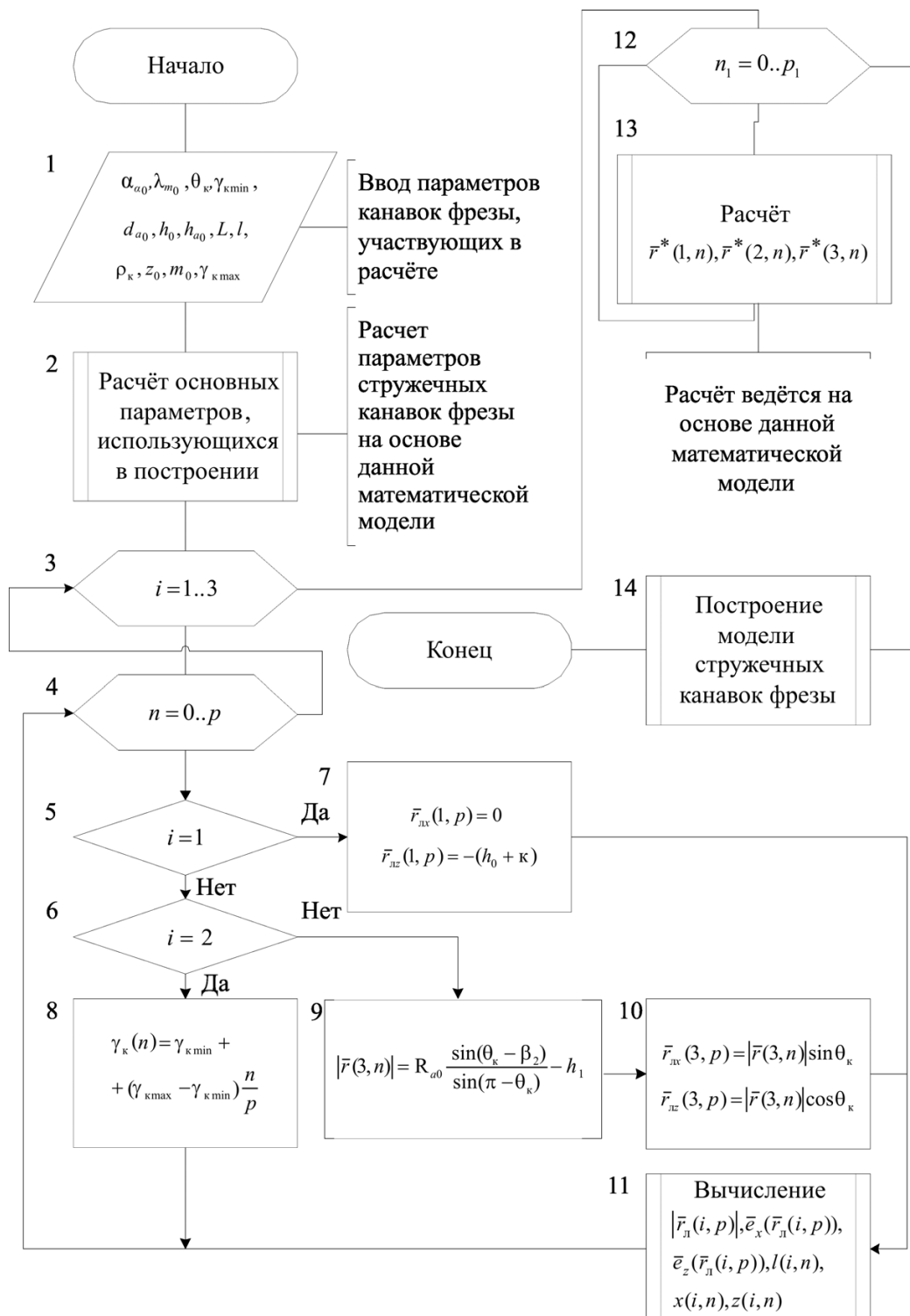


Рис. 3. Блок-схема расчета и построения модели стружечных канавок червячной фрезы

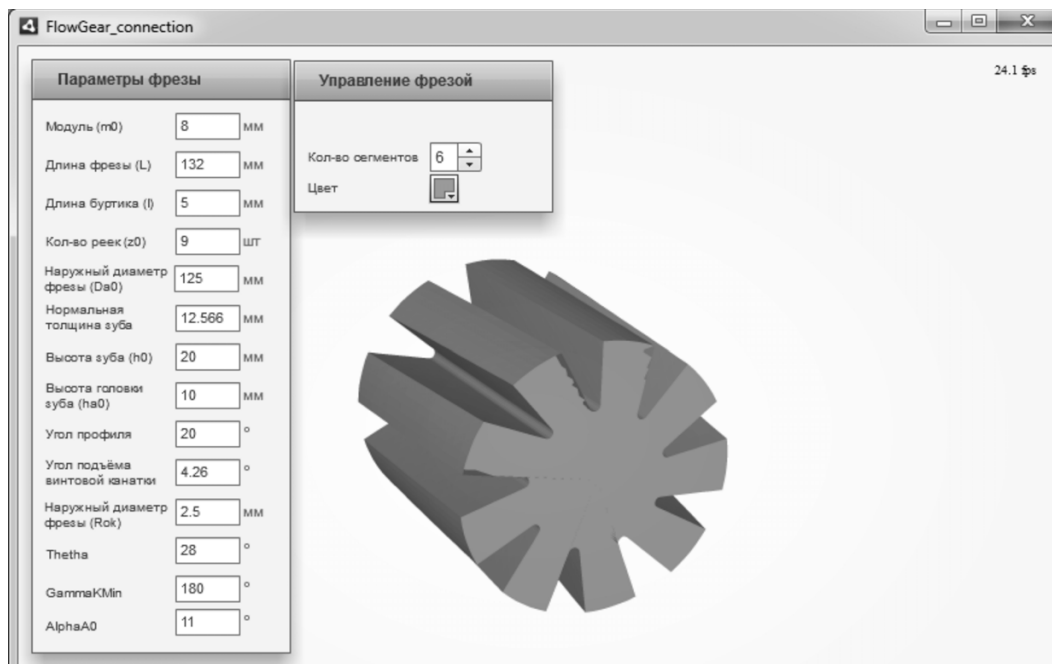


Рис. 4. Главное окно компьютерной модели стружечных канавок червячной фрезы

длина фрезы $L = 132$ мм; длина буртика $l = 5$ мм; $h_0 = 20$ мм; высота головки зуба $h_{a0} = 10$ мм; $z_0 = 9$; $\rho_k = 2,5$ мм.

Разработанная модель имеет существенные отличия от известных 3D моделей стружечных канавок червячной фрезы [6], которые реализуются в графических редакторах с использованием инструментальных средств в виде эскиза и последующим его перемещением и поворотом. Особенность предложенной модели заключается в том, что она является аналитической. С помощью уравнений (8) с высокой точностью вычисляются длина участков профиля, площадь поверхностей и объем стружечной канавки. Совместное решение уравнения передней поверхности канавки и уравнений основного червяка определяет уравнения режущих кромок зубьев, необходимых для разработки аналитической модели червячной модульной фрезы и моделирования процесса резания и формообразования при зубообработке цилиндрических зубчатых колес.

The model of chip groove of the worm module milling cutter

S.P. Androsov

The problems of modeling worm module milling cutter for machining gears are considered. The equations of screw surfaces of chip groove of the cutter expressed by the parametric vector functions are defined. The computer program is developed for the calculation of the model construction of chip groove of the cutter.

Key words: worm module milling cutter, chip groove surface, vector function, modeling.

Список литературы

1. Лапшев С.И., Юликов М.И. Проектирование режущей части инструмента с применением ЭВМ. – М.: Машиностроение, 1980. – 208 с.
2. Проектирование и расчет металлорежущего инструмента на ЭВМ: учеб. пособие для вузов / под ред. О.В. Таратынова. – М.: МГИУ, 2006. – 380 с.
3. Иноземцев Г.Г. Проектирование металлорежущих инструментов: учеб. пособие. – М.: Машиностроение, 1984. – 272 с.
4. Полохин О.В., Тарапанов А.С., Харламов Г.А. Нарезание зубчатых профилей инструментами червячного типа: справочник / под ред. Г.А. Харламова. – М.: Машиностроение, 2007. – 240 с.
5. Фингер М.Л. Цилиндрические зубчатые колеса. Теория и практика изготовления. – М.: Научная книга, 2005. – 368 с.
6. Тахман С.И., Рохин Л.В., Тюкалов О.Ф. Создание 3D модели процесса зубофрезерования // Вестник Курганского государственного университета. 2010. – № 1. – С. 118–120.

ТОЧЕНИЕ КОНСТРУКТИВНО СЛОЖНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ИНСТРУМЕНТОМ ИЗ КОМПОЗИТА

*Е.А. КУДРЯШОВ, доктор техн. наук, профессор
(Юго-Западный государственный университет,
г. Курск)*

Статья поступила 24 мая 2012 года

305040, г. Курск, ул. 50 лет Октября, д. 94,
ФГБОУ ВПО «Юго-Западный государственный университет»,
e-mail: kea-swsu@list.ru

Рассмотрены результаты научно-исследовательской работы по определению работоспособности инструментов из сверхтвердых материалов при обработке конструктивно сложных поверхностей деталей машиностроительного назначения.

Ключевые слова: технологический процесс, операция точение, резец, композит, сложная обрабатываемая поверхность, качество, точность, эффективность.

В различных отраслях промышленности достаточно широкое применение находят детали с комбинированными поверхностями, состоящие из разнородных конструкционных материалов, у которых основным элементом конструкции является металлическая основа, образующая с пластмассовым наполнителем неразъемное соединение. В изготовлении подобных деталей главной технологической проблемой является инструментальное обеспечение и выбор способа обработки для воспроизводства заданных точностных и качественных показателей. Традиционными инструментальными материалами комбинированные поверхности практически не поддаются обработке, поэтому требуются дополнительные решения, вплоть до внесения изменений в конструкцию детали.

Как свидетельствуют результаты исследования и промышленный опыт, возможности интенсификации режимов резания деталей повышенной конструктивной сложности традиционными инструментальными материалами практически исчерпаны. В настоящее время исследования в основном направлены на снижение расхода инструментальных материалов на единицу инструмента. Они касаются выявления резервов производства за счет интенсификации режимов

обработки путем оптимизации геометрических параметров режущей части инструмента. Такой подход к созданию современной технологии носит ограниченный характер, так как дальнейшее развитие механики процесса резания должно быть направлено не только по пути уточнения отдельных положений, но и раскрытия ключевых особенностей процесса резания, в том числе новыми инструментальными материалами, в приложении к точению конструктивно сложных поверхностей.

Недавние ограничения в применении современного инструментального обеспечения для обработки точением конструктивно сложных поверхностей деталей касались известных положений о высокой хрупкости инструментальных материалов, в частности композитов, особенно при обработке прерывистых, направленных и комбинированных поверхностей, состоящих из разнородных конструкционных материалов. О высокой работоспособности этих прогрессивных инструментальных материалов свидетельствует накопленный опыт исследований в области обработки композитами гладких и прерывистых, восстановленных наплавкой поверхностей деталей при чистовом и отделочном, в том числе и сверхскоростном резании, в самых экстремальных условиях [1–6].

Известны причины, обуславливающие неустойчивый характер процесса резания конструктивно сложных поверхностей деталей: цикличность за счет чередования гладких и прерывистых участков обрабатываемой поверхности, изменения и колебания сил резания, температуры, а также изменение условий стружкообразования. Нестабильность прерывистого резания влияет на износ инструментов, определяет стойкость и, в конечном счете, качественные показатели процесса.

При прерывистом резании через промежутки времени, измеряемые секундами или долями секунд, резание чередуется с холостым пробегом режущей кромки инструмента. Начало каждого резания осуществляется или при нулевой (например, при встречном фрезеровании), или при всей заданной толщине (строгание) срезаемого слоя. Возникает ряд специфических явлений, в результате которых изменение стойкости инструмента подчиняется иным зависимостям и закономерностям, чем при непрерывном резании. Особенности этих закономерностей наиболее резко проявляются при работе твердосплавным инструментом и инструментом из сверхтвердых материалов.

Вопрос обеспечения эффективной работы твердосплавного инструмента в условиях прерывистого резания за счет его особого положения относительно обрабатываемой поверхности заготовки на примере торцевого фрезерования был впервые рассмотрен в отечественной технической литературе профессором Н.И. Резниковым. В дальнейшем теория и практика оптимального контакта нашли отражение в трудах проф. М. Кроненберга, Н.Н. Зорева, В.Н. Подураева, Б.А. Кравченко и других применительно к процессам точения, растачивания и строгания.

Проблема оптимального контакта актуальна и сейчас, когда отечественная металлообрабатывающая отрасль обеспечена разнообразными инструментами, в том числе и лезвийными, оснащенными поликристаллическими сверхтвердыми материалами на основе кубического нитрида бора – торговая марка композиты.

По своей природе и специфике процесса получения все композиты относятся к

категории хрупких инструментальных материалов; их кристаллическая структура несвободна от микротрещин, что является основной причиной недостаточного использования композитов при обработке прерывистых поверхностей при ударных нагрузках на режущую часть инструмента.

Известно одно из простых решений этой проблемы – применение у режущих элементов положительного угла наклона главной режущей кромки. Действительно, при обработке прерывистых поверхностей происходит некоторое повышение стойкости инструмента, поскольку врезание в обрабатываемую поверхность заготовки происходит не вершиной (что приводит к ее выкрашиванию и разрушению), а периферией режущей кромки. Но в связи с высокой хрупкостью это решение для композитов не является приемлемым.

Обобщенный опыт исследований в области чистовой обработки композитами конструктивно сложных поверхностей деталей позволяет сделать заключение, что при точении прерывистых поверхностей имеет место закономерное чередование рабочих ходов со снятием стружки и холостых проходов инструмента. За полный цикл обработки прерывистой поверхности инструмент осуществляет: 1) врезание; 2) рабочий ход (резание); 3) выход из контакта с обрабатываемой поверхностью; 4) холостой пробег (рис. 1).

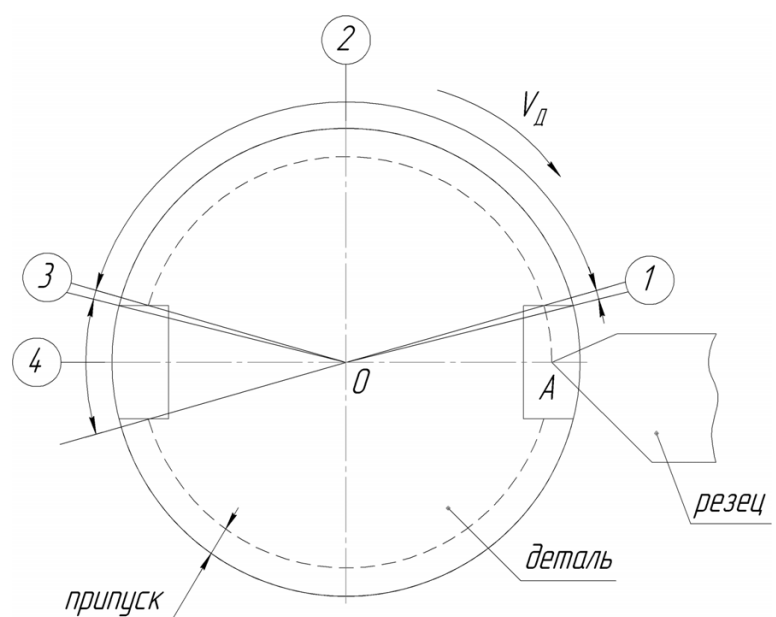


Рис. 1. Схема обработки прерывистой поверхности детали

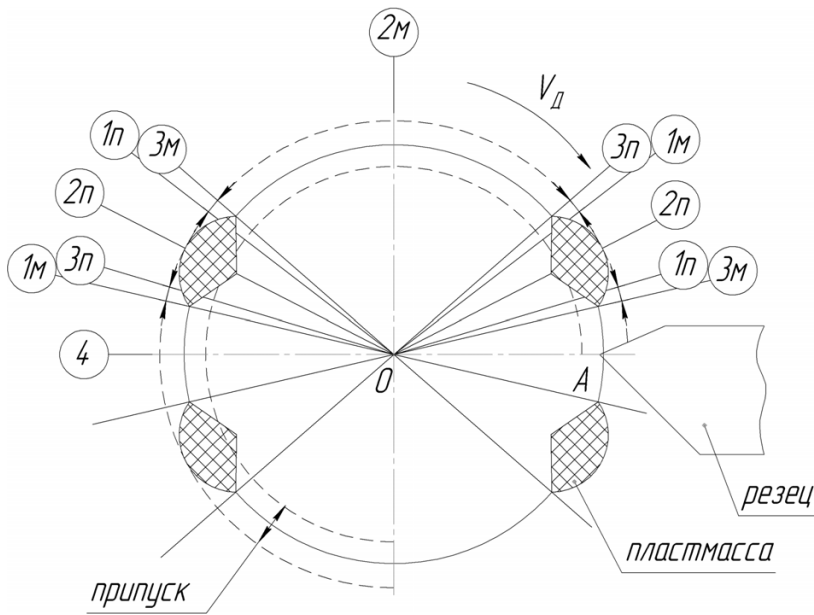


Рис. 2. Схема обработки поверхности из двух конструктивных материалов (п – пластмасса, м – металл)

Отличие обработки поверхности, например, состоящей из чередующихся участков металла и пластмассы, заключается в отсутствии холостого пробега инструмента. За обработкой металлического участка обработки следует резание пластмассового и т.д. В свою очередь, при резании каждого участка имеется три этапа: 1) врезание; 2) рабочий ход; 3) выход инструмента из контакта с металлом и врезание в пластмассу (рис. 2).

Величина припуска, частота и частость повторения этапов процесса резания имеют нерегулярный характер и определяются конструкцией детали.

В зависимости от геометрии режущей части резца и его положения относительно обрабатываемой поверхности заготовки первоначальный контакт (врезание) может произойти в одном из следующих положений режущей части инструмента и поверхности резания: а) точечный контакт вершины инструмента *A* с точками плоскости среза *S*, *T*, *U* или *V*; б) линейный контакт режущей кромки инструмента с сечением плоскости среза *ST*, *TU*, *UV* или *VS*; в) плоскостной контакт *STUV* передней поверхности резца с обрабатываемой поверхностью заготовки (рис. 3).

Из девяти возможных вариантов первоначального контакта самый неблагоприятный – контакт вершины резца *A* с точкой плоскости среза *S*, а наиболее выгодный с точки зрения стойкости инструмента – контакт передней поверхности резца с обрабатываемой поверхностью заготовки *STUV*. Очевидно, что вариант плоскостного контакта *STUV* является предпочтительным, поскольку нагрузка одновременно и равномерно принимается всей передней поверхностью резца (рис. 3). Оптимальному контакту передней поверхности резца с поверхностью заготовки *STUV* соответствует определенное значение угла β (угол поворота заготовки до первого касания передней поверхности инструмента с поверхностью резания) (рис. 4):

$$\beta = \frac{\pi}{2} - (\delta - \delta^1) - (\varepsilon - \varepsilon^1) = \frac{\pi}{2} - \Delta\delta - \Delta\varepsilon. \quad (1)$$

На рис. 4 и в формуле (1): δ и δ^1 – минимальный и максимальный угол касания вершины инструмента *A* к минимально и максимально расположенным точкам контакта обрабатываемой поверхности металлического и пластмассового участков (r_{3min} , r_{3max}); ε и ε^1 – минимальный и максимальный угол, образованный линией касания, проходящей

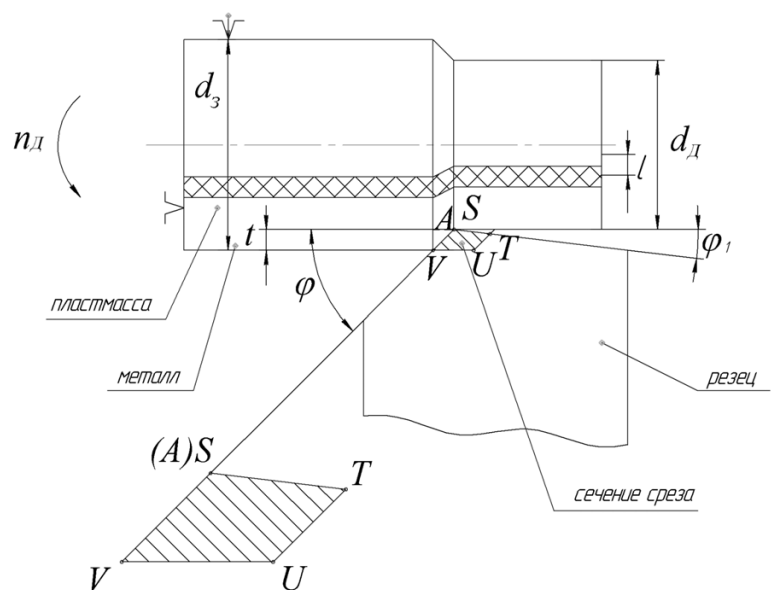


Рис. 3. Возможные варианты контакта резец – обрабатываемая поверхность

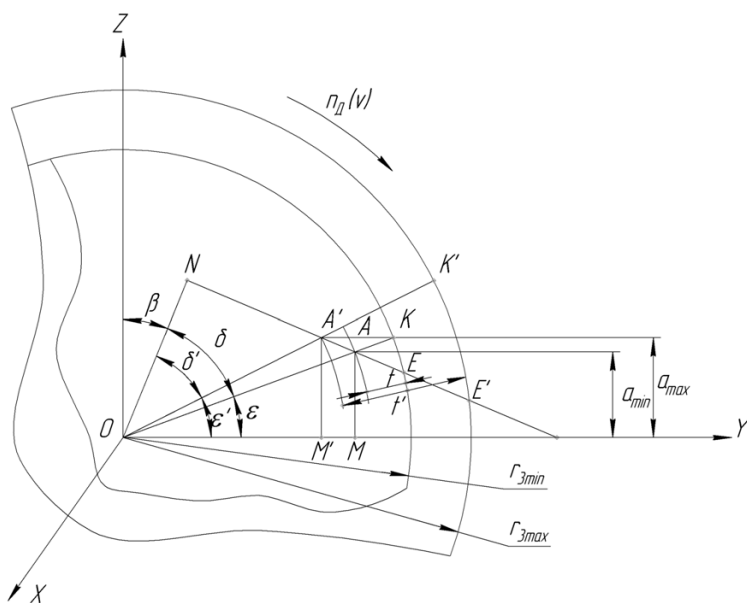


Рис. 4. Схема определения угла поворота заготовки до первого касания передней поверхности инструмента с поверхностью резания

через центр заготовки, вершину инструмента и точку *M*, образованную на оси ординат перпендикуляром из вершины инструмента *A*.

В этом положении режущей части инструмента и обрабатываемой поверхности расчетным путем найден угол поворота β , а также критические значения углов γ и λ резца, соответствующие оптимальной работоспособности инструмента.

Угол поворота:

$$\begin{aligned} \tan \beta &= \left(\frac{\pi}{2} - \delta - \varepsilon \right) - \tan \left(\frac{\pi}{2} - \delta^1 - \varepsilon^1 \right) = \\ &= \frac{l \sqrt{(r_{3\min} - t)^2 - a_{\min}^2} - a_{\min} \sqrt{(r_{3\min} - t)^2 - l^2}}{la_{\min} + \sqrt{(r_{3\min} - t)^2 - l^2} \sqrt{(r_{3\min} - t)^2 - a_{\min}^2}} - \\ &= \frac{l \sqrt{(r_{3\max} - t)^2 - a_{\max}^2} - a_{\max} \sqrt{(r_{3\max} - t)^2 - l^2}}{la_{\max} + \sqrt{(r_{3\max} - t)^2 - l^2} \sqrt{(r_{3\max} - t)^2 - a_{\max}^2}} = \\ &= \frac{l \sqrt{(\Delta r_3 - \Delta t)^2 - \Delta a^2} - \Delta a \sqrt{(\Delta r_3 - \Delta t)^2 - l^2}}{l \Delta a + \sqrt{(\Delta r_3 - \Delta t)^2 - l^2} \sqrt{(\Delta r_3 - \Delta t)^2 - \Delta a^2}}. \end{aligned} \quad (2)$$

Критическое значение углов резца:

$$\tan \gamma_{\text{кр}} = \frac{\tan \rho [\cos(\varphi + \varphi_1)]}{\cos \varphi_1 + \tan \beta \tan \varphi_1 \sin \varphi},$$

$$\tan \lambda_{\text{кр}} = \frac{\tan \rho [\sin(\varphi + \varphi_1)]}{\cos \varphi_1 + \tan \beta \tan \varphi_1 \cos \varphi}. \quad (3)$$

В формулах (2) и (3): t и t^1 – изменение глубины резания вследствие колебания величины припуска металлического и пластмассового участков, мм; a_{\min} , a_{\max} – минимальная и максимальная величина смещения вершины инструмента $A(A^1)$ в момент первоначального контакта ее с обрабатываемой поверхностью, мм; l – длина участка пластмассы, мм.

Полученные результаты можно представить наглядно на плоскости, если на одной оси координат отложить значение $\text{tg } \lambda$, а на другой значение $\text{tg } \gamma$ (рис. 5). В этой системе координат все критические сочетания параметров геометрии резца располагаются по прямым линиям, выходящим из одной точки *M*, соответствующей критическим значениям углов $\gamma_{\text{кр}}$ и $\lambda_{\text{кр}}$.

Полученные линии делят всю плоскость $\text{tg } \lambda - \text{tg } \gamma$ на четыре части с общей вершиной в точке *M*. Каждая из линий соответствует определенному касанию заготовки и передней поверхности резца в одной из точек *S*, *T*, *U*, *V*.

В результате обработки исходных данных для возможных девяти вариантов первоначального контакта режущей части инструмента с обрабатываемой поверхностью получено графическое изображение диаграммы выбора геометрии режущей части инструмента из композита для точения конструктивно сложных поверхностей деталей (рис. 6).

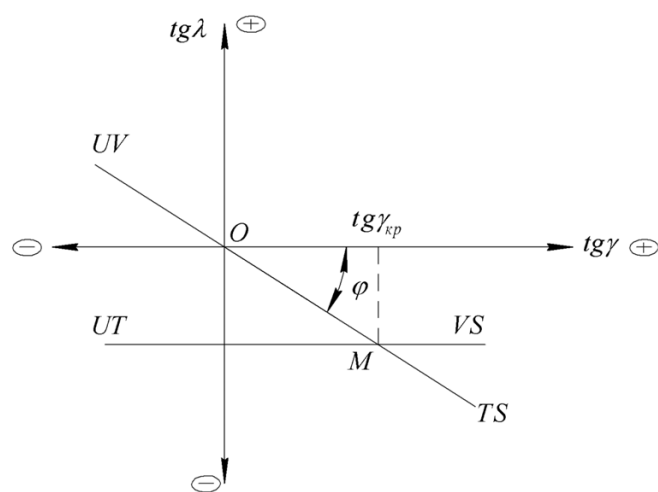


Рис. 5. Схема расположения критических углов касания режущей части инструмента и обрабатываемой поверхности

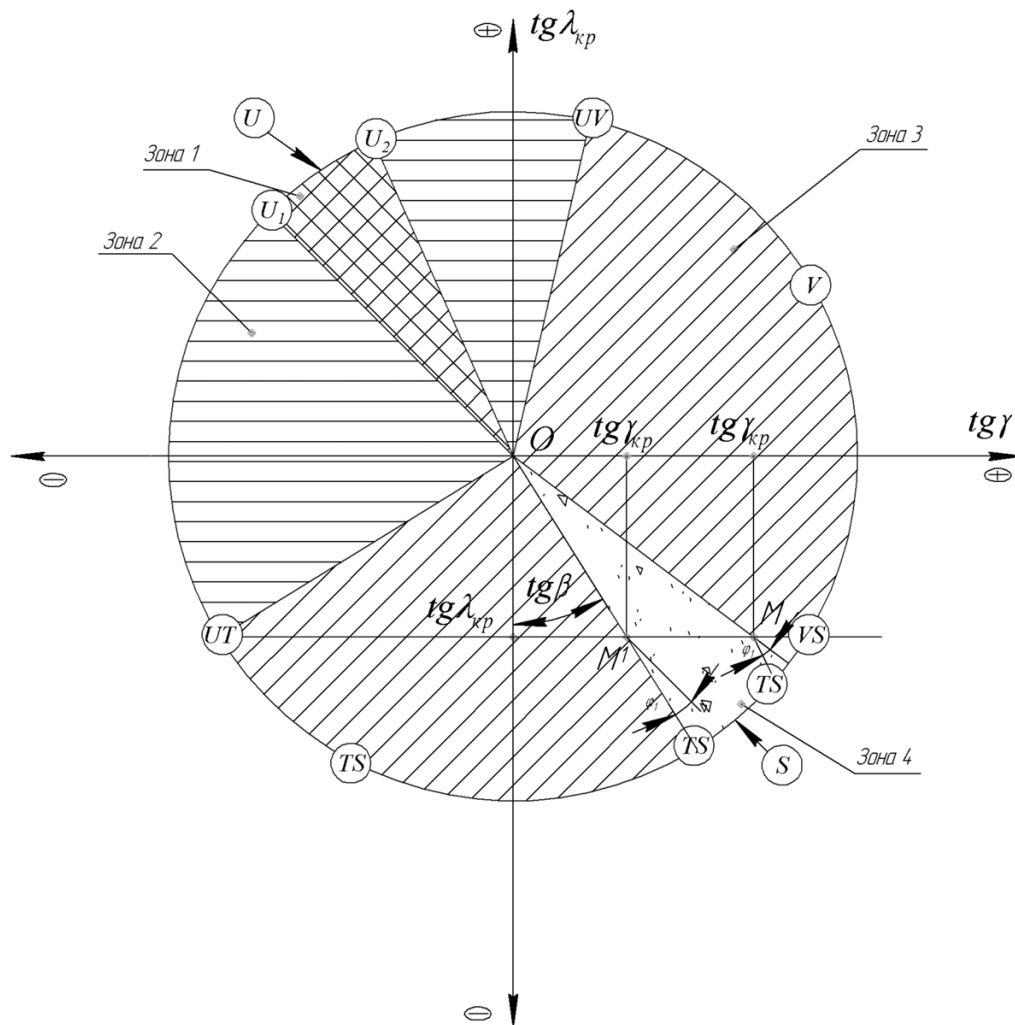


Рис. 6. Диаграмма выбора геометрии режущей части инструмента:

зона 1 – оптимальные условия резания (контакт U , $STUV$); зона 2 – хорошие условия резания (контакт U_1-UT , U_2-UV); зона 3 – удовлетворительные условия резания (контакт $UV-VS$, $UT-TS$); зона 4 – неблагоприятные условия резания (контакт $TS-VS$)

Аналитическое решение проблемы обеспечения оптимального контакта режущей части резца с обрабатываемой поверхностью заготовки, представляющей сочетание металлической основы и пластмассы, позволило установить зависимости положения инструмента в процессе точения и рабочими углами резания, как предпосылку нахождения оптимальной геометрии режущей части резца.

Оптимальные условия резания имеют место в случае выбора переднего угла и угла наклона главной режущей кромки резца в зоне 1 при контакте всей передней поверхностью инструмента $STUV$ с поверхностью заготовки в точках U между ограничительными линиями $U_1 - U_2$. Этому условию соответствует конструкция инструмента с геометрией режущей части: отрицательные

значения переднего угла и положительные значения угла наклона режущей кромки.

Все другие условия ухудшают работоспособность инструмента, а в зоне 4 (условия контакта $TS - SV$) процесс точения невозможен из-за разрушения режущей части резца, рис. 6.

Список литературы

1. Кудряшов Е.А. Обработка деталей инструментом из композитов в осложненных технологических условиях. – Чита: ЧитГУ, 2002. – Том 1. – 257 с.
2. Кудряшов Е.А. Обработка деталей инструментом из композитов в осложненных технологических условиях. – Чита: ЧитГУ, 2002. – Том 2. – 290 с.
3. Кудряшов Е.А. Технологические особенности лезвийной обработки комбинированных поверхностей деталей композитами // Обработка металлов. – Новосибирск. – 2002. – № 1(14). – С. 26–228.



4. Кудряшов Е.А. Технология лезвийной обработки деталей повышенной конструктивной сложности //Фундаментальные и прикладные проблемы технологии машиностроения. Технология – 2003. Материалы Международной научно-технической конференции, Орел, 25-27 сентября 2003; – ОрГТУ. – Орел, 2003. – С. 209–213.

5. Кудряшов Е.А. Обработка деталей из разнородных конструкционных материалов инструментом из композитов //Станки и инструменты. СТИН. – 2008. – № 12. – С. 26-28.

6. Кудряшов Е.А., Емельянов С.Г., Локтионова О.Г. Обработка пакетов из разнородных материалов инструментом из композитов //Труды Арсеньевского технологического института (филиала) ДВГТУ. – Арсеньев: АрТИ ДВГТУ, 2009. – Вып. 2. – С. 12–17.

7. Кудряшов Е.А. Зависимость качества обработки от геометрии и условий контакта резца с конструктивно-сложной поверхностью заготовки // Известия КурскГТУ. – 2010. – № 2(31). – С. 77–82.

8. Кудряшов Е.А. Эффективность инструментального материала композит 10 при обработке конструктивно сложных поверхностей деталей машин //Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. Научный журнал. – Иркутск: ИРГУПС, 2010. – № 2(26). – С. 245–247.

9. Кудряшов Е.А. Эффективная работа инструмента из композита в условиях прерывистого резания //Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – Орел, Гос. университет – УНПК, 2011. – № 6(290). – С. 79–84.

Turning structurally complex surfaces of the parts of a composite tool

E.A. Kudryashov

In this article contains the results of scientific - research works for definition of efficiency of the tools of superhard materials of the processing of structurally complex surfaces of parts of machine-building application.

Key words: technological process, the operation of the making, cutters, composite, complex machined surface, quality, accuracy and effectively.

ВЛИЯНИЕ ФАКТОРОВ ХОЛОДНОГО КЛИМАТА НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА КОМПОЗИТНЫХ СТЕРЖНЕЙ ИЗ СТЕКЛО- И БАЗАЛЬТОПЛАСТИКОВ

¹Ю.Ю. ФЕДОРОВ, канд. техн. наук, с.н.с.,

¹Ф.И. БАБЕНКО канд. техн. наук, в.н.с.,

²А.А. ГЕРАСИМОВ, канд. техн. наук, доцент,

¹Г.П. ЛАПИЙ, м.н.с.

(¹ИПНГ СО РАН, ²СВФУ, г. Якутск)

Статья поступила 17 ноября 2011 года

Федоров Ю.Ю. – 677980, г. Якутск, ул. Октябрьская, 1 ИПНГ СО РАН, yuristan@yandex.ru

Экспериментально исследовано влияние низких температур и трехлетней экспозиции в холодном климате (условия неотапливаемого склада) на механические свойства однонаправленных стекло- и базальтопластиковых стержней строительного назначения. Показатели свойств определялись методом продольного изгиба стержней в условиях шарнирного закрепления образцов при температуре 20 и минус 60 °С. Результаты исследования показали существенное, до 20 %, увеличение деформационно-прочностных показателей свойств при низких температурах и высокую климатическую стойкость изделий.

Ключевые слова: стеклопластик, базальтопластик, деформация, прочность, модуль упругости, климатическая стойкость.

Введение

В последние годы в России и за рубежом резко увеличился объем применения новых прогрессивных конструкций, изготовленных с использованием композитных полимерных материалов. Эти материалы успешно употребляются рядом фирм в производстве гибких связей стеновых панелей, строительных дюбелей, опор при сооружении линий электропередачи, автодорожных пролетных строений и т.п. Вопросы эффективного применения композитных материалов (КМ) в строительстве освещены в работе [1].

Один из факторов, ограничивающих широкое применение элементов строительных конструкций из КМ, – отсутствие исчерпывающих и достоверных данных об их механическом поведении, атмосферостойкости и долговечности, ибо срок службы конструкции инфраструктуры должен превышать 50 лет [2]. Для условий с морским климатом, характерным для южной Европы, подобные предварительные исследования для изделий из стеклопластика показали

их высокую атмосферостойкость – УФ облучение затрагивает главным образом поверхность материала и его эстетические свойства [2,3]. В то же время в условиях Якутии (резкоконтинентальный климат) ряд полимерных материалов и композиций на их основе стареет гораздо интенсивнее, чем в зоне умеренного климата [4]. Свой вклад в этот процесс вносят низкие температуры в зимнее время года (до –64 °С). Суточные колебания температуры с широкой амплитудой и переходом через 0 °С в весенне-осенний период приводят к появлению термических напряжений, накоплению микротрещин, хрупкому разрушению материала, сорбции и десорбции влаги с последующим ее замораживанием и оттаиванием.

В настоящей работе представлены результаты исследований, позволяющие произвести предварительную оценку эксплуатационной пригодности изделий из стекло- и базальтопластиков в условиях холодного климата в отсутствие непосредственного воздействия прямых солнечных лучей.

1. Материалы

Были исследованы механические свойства промышленных образцов стеклопластиковых стержней двух типов (на основе полиэфирного и эпоксидного связующего) и базальтопластиковых стержней на основе эпоксидного связующего диаметром 5,0 и 5,5 мм производства ООО «Бийский завод стеклопластиков». Образцы – однонаправленно армированные стержни длиной 200 мм. Армирующие волокна стеклопластика – ровинги из алюмоборосиликатного стекла (стекло Е) с диаметром элементарной нити 17 мкм, а базальтопластика – ровинги с диаметром нити 13 мкм, связующее – на основе отверждаемых эпоксидных и полиэфирных смол. Стержни изготавливают методом непрерывной протяжки через формующую фильеру однонаправленных волокнистых материалов, предварительно пропитанных полимерным связующим, с последующим отверждением в полимеризаторе [5].

2. Методы

Сложность испытаний армированных композиционных материалов на растяжение и изгиб состоит в том, что контактные нагрузки от механизмов нагружения влияют на напряженное состояние в зоне разрушения образца. Поэтому был выбран метод продольного изгиба [5–7], ко-

торый имеет преимущества по сравнению с трех- и четырехточечными схемами изгиба образца, поскольку расчетная зона разрушения находится далеко от точек приложения нагрузки [6]. Еще одним преимуществом этого метода является то, что для продольного изгиба требуется нагрузка, примерно в 50 раз меньшая, чем для растяжения/сжатия образца такого же диаметра [7].

Для проведения исследований было разработано устройство для испытаний на продольный изгиб стержней при шарнирном закреплении образцов (рис. 1, а). Испытания проводили на универсальной испытательной машине UTS-20К с термокриокамерой при температуре 20 и минус 60 °С со скоростью движения активного захвата 5 мм/мин.

Образцы нагружали до разрушения с одновременной записью в компьютер значений текущей нагрузки, времени и сближения концов стержня. Типичная диаграмма нагружения стержня приведена на рис. 1, б. Обработка массива данных проводилась по выражениям (1), (2) и (3), которые были получены в работе [7]:

$$\sigma \approx \frac{32}{\pi d^3} PL \times \sqrt{\frac{1(\delta + 0,2519\delta^2 + 0,0773\delta^3 + 0,0788\delta^4)}{2(0,125 - 0,0152\delta - 0,0083\delta^2)}}; \quad (1)$$

$$\times \frac{1}{\pi(1 + 0,5038\delta + 0,2318\delta^2 + 0,3151\delta^3)}$$

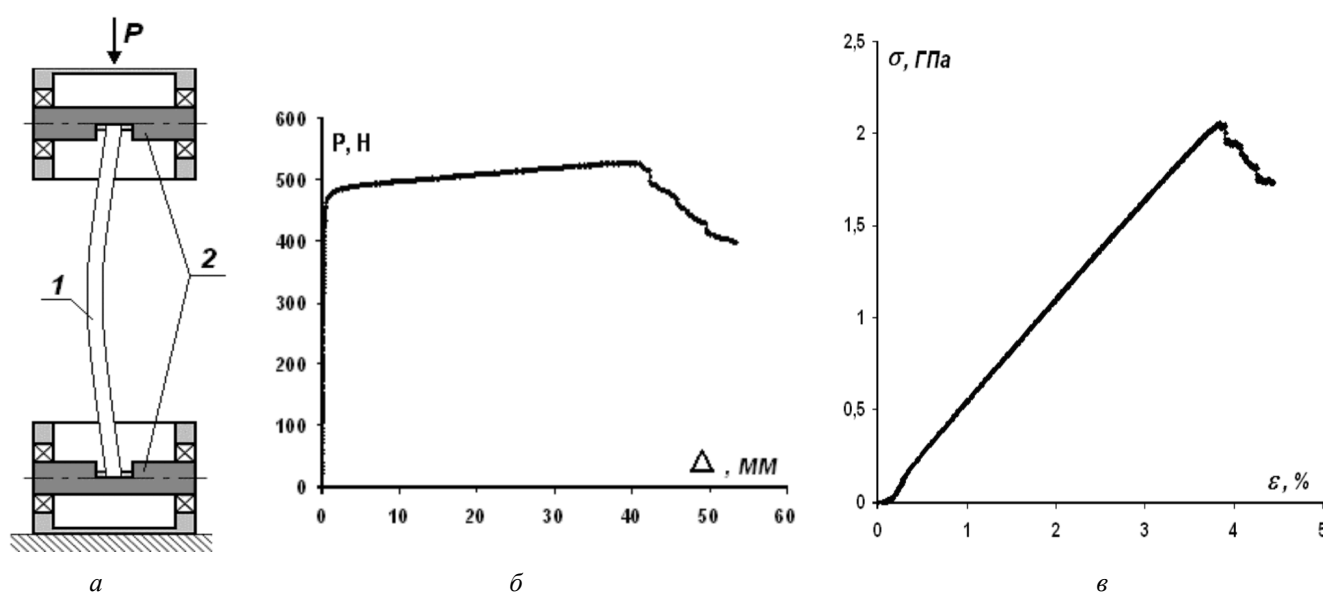


Рис. 1. Схема установки (а): 1 – образец; 2 – шарнирные опоры; типичная диаграмма нагружения (б) и типичная диаграмма деформирования (в) стеклопластикового стержня при нагружении методом продольного изгиба

$$\varepsilon \approx \frac{1}{2L} d\pi \times \sqrt{\frac{1(\delta + 0,2519\delta^2 + 0,0773\delta^3 + 0,0788\delta^4)}{(0,125 - 0,152\delta - 0,0083\delta^2)}}; \quad (2)$$

$$E \approx \frac{64L^2}{\pi^3 d^4} \frac{P}{(1 + 0,5038\delta + 0,2318\delta^2 + 0,3151\delta^3)}; \quad (3)$$

где σ – напряжение, МПа; ε – относительная деформация; E – модуль упругости стержня, МПа; L, d – длина и диаметр стержня, мм; P – продольная нагрузка, приложенная к концам стержня, Н; δ – относительное сближение концов стержня, равное Δ/L ; Δ – сближение концов стержня при продольном изгибе, мм.

Далее строились диаграммы «напряжение – деформация» (рис. 1, в), откуда определялись прочностные характеристики (разрушающее напряжение, предельная деформация) и модуль упругости материала стержней как в исходном состоянии (несостаренных), так и образцов, прошедших экспонирование (состаренных).

3. Результаты

3.1. Влияние низких климатических температур

Основной особенностью влияния низких температур является существенное увеличение (до 20 %) деформационно-прочностных показателей образцов (рис. 2), причем это относится как к прочностным, так и деформационным характеристикам изделий.

Выявленная температурная зависимость изменения деформационно-прочностных показателей весьма существенна для условий холодного климата и, по-видимому, обусловлена специфической температурной зависимостью механических свойств армирующих волокон [8]. Кроме того, в [9] приводятся ссылки на работы, в которых экспериментально установлено увеличение деформации до разрушения как у пластичных, так и у хрупких материалов при наличии в них сложного напряженного состояния, в частности, при их сжатии в направлении, поперечном основной разрушающей нагрузке. Подобные эффекты наблюдаются и в композиционных материалах, например, разрушение борных волокон в гибридных композитах (волокна бора и стали в алюминиевой матрице) в ряде случаев наступает при больших деформациях, чем в бороалюминии [9]. Этот эффект пока не имеет удовлетворительного объяснения. На основании предварительных расчетов его связывают с возрастанием напряжений обжатия борных волокон, возникающих вследствие увеличения эффективной жесткости алюминиевой матрицы в присутствии стальных волокон. В нашем случае действия радиальных напряжений обжатия волокна со стороны матрицы вызваны разницей коэффициентов Пуассона компонентов, остаточными технологическими напряжениями усадки и термическими напряжениями, возникающими в условиях испытания образцов при конкретной температуре опыта (-60°C) с учетом существенного (практически на порядок) различия в коэффициентах термического расширения волокон и матрицы.

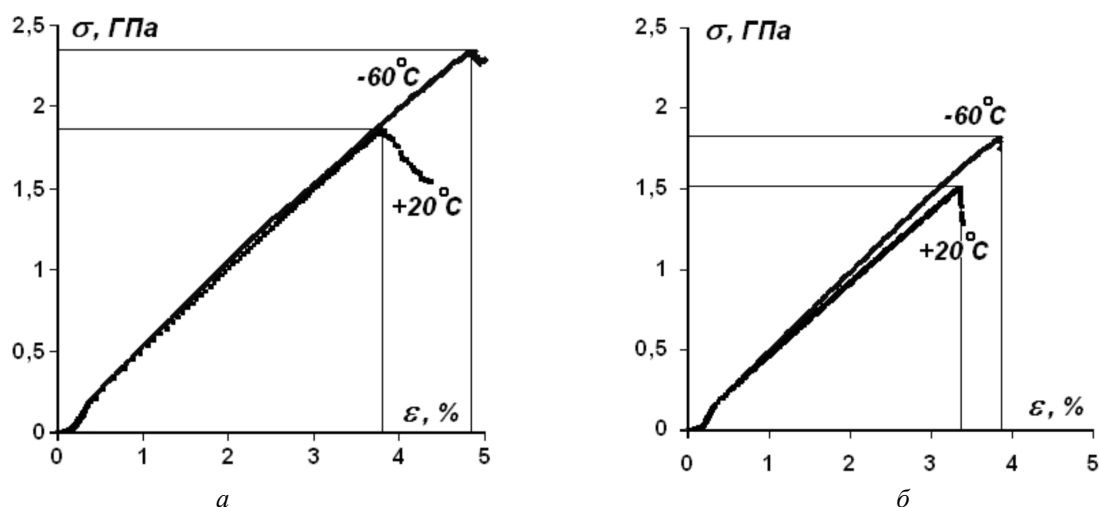


Рис. 2. Характерные диаграммы деформирования стержней из стеклопластика (а) и базальтопластика (б) на эпоксидном связующем при температурах испытаний 20°C и -60°C

3.2. Влияние старения

Экспонирование стеклопластиковых и базальтопластиковых стержней согласно ГОСТ 9.708-83 «Пластмассы. Методы испытаний на старение при воздействии естественных и искусственных климатических факторов» проводилось в ненапряженном состоянии в неотапливаемом складе в климатических условиях г. Якутска в течение

трех лет. Съемы и испытания образцов проводились с периодичностью в 1 год. Результаты испытаний на продольный изгиб при температурах +20 и минус 60 °С образцов АПС представлены на (рис. 3–5). Каждая точка графика – среднее значение по результатам 5–7 испытаний. Границы доверительного интервала рассчитаны при вероятности 0,95.

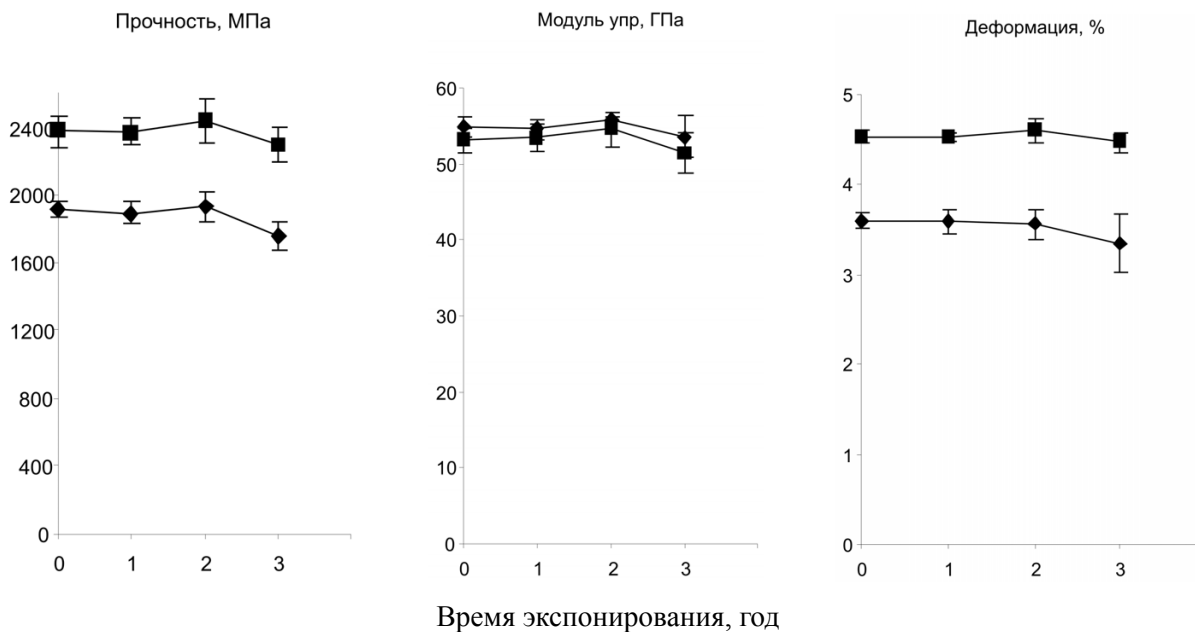


Рис. 3. Зависимости разрушающих напряжений σ , модуля упругости E и предельных деформаций ϵ стеклопластиковых стержней на основе полиэфирного связующего от времени экспонирования и температуры испытания (\blacklozenge +20 и \blacksquare -60°C)

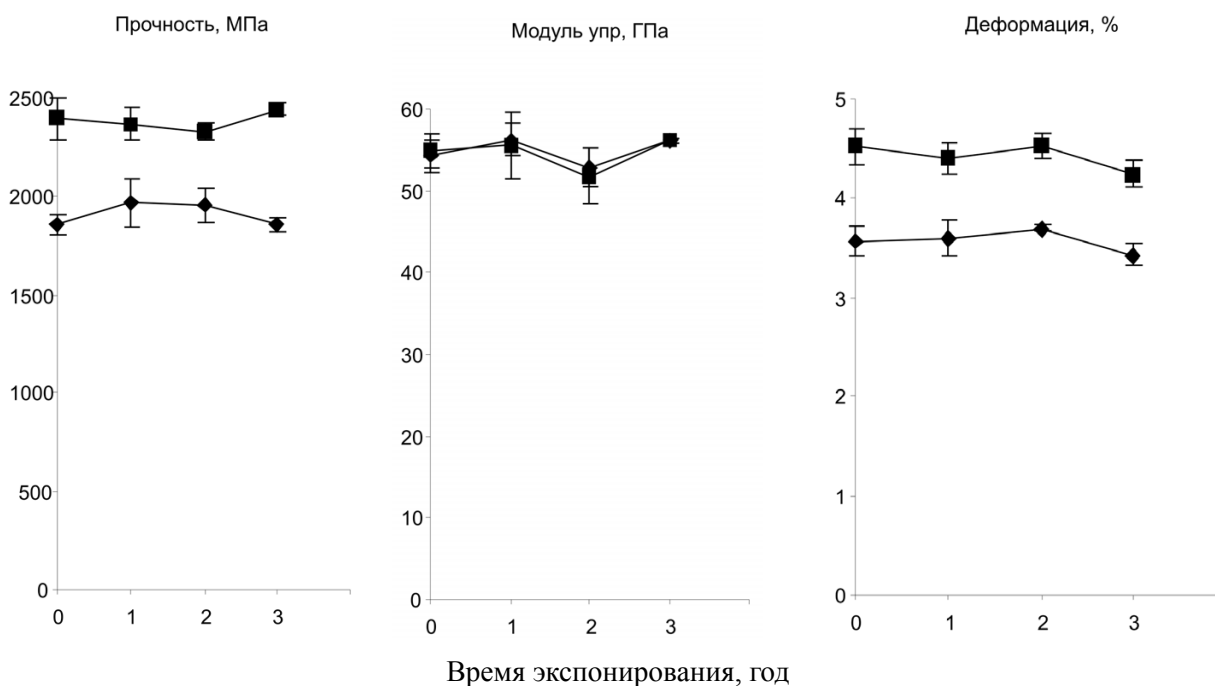


Рис. 4. Зависимости разрушающих напряжений σ , модуля упругости E и предельных деформаций ϵ стеклопластиковых стержней на основе эпоксидного связующего от времени экспонирования и температуры испытания (\blacklozenge +20 и \blacksquare -60°C)

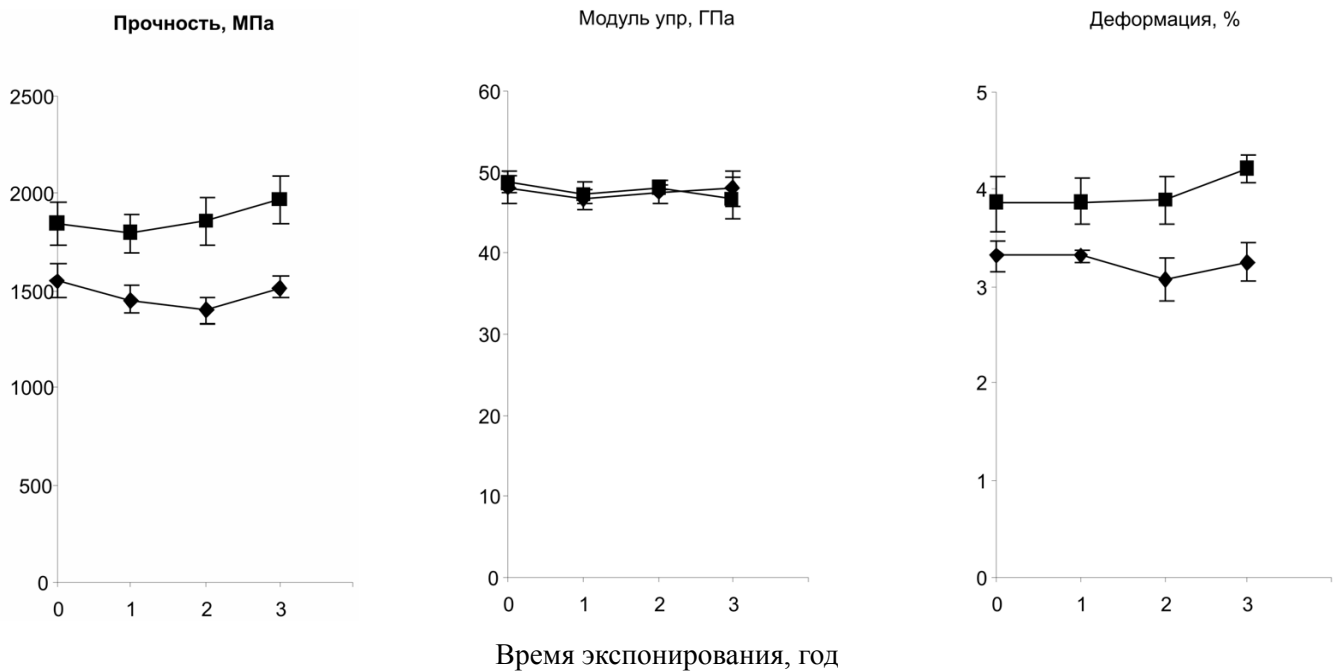


Рис. 5. Зависимости разрушающих напряжений σ , модуля упругости E и предельных деформаций ϵ базальтопластиковых стержней на основе эпоксидного связующего от времени экспонирования и температуры испытания (◆ +20 и ■ -60°C)

Существенность изменения показателей прочности, деформативности и жесткости определяли после каждого съема путем проверки значимости расхождений между средними значениями текущего (конкретное время съема образцов, равное 1, 2, 3 года) и исходного показателей свойств [10]. Проведенная статистическая обработка результатов (при уровне значимости 0,05) показала, что после третьего года экспозиции расхождения между средними значениями неслучайны и обусловлены старением материала, а изменения показателя – статистически значимы.

Выводы

1. Установлено существенное увеличение (до 20 %) деформационно-прочностных показателей стекло- и базальтопластиковых стержней при низких климатических температурах.
2. Результаты 3-летних испытаний стекло- и базальтопластиковых стержней на старение в ненапряженном состоянии в неотапливаемом складе в климатических условиях г. Якутска показали высокую климатическую стойкость изделий к воздействию факторов холодного

климата (снижение показателей свойств не превышает 4 %).

Список литературы

1. Бернацкий А.Ф., Казарновский В.С., Устинов В.П. и др. Применение композитных полимерных материалов в строительных конструкциях и мостах в Сибири / Транспорт Российской Федерации. – 2006. – № 5. – С. 45–48.
2. Коррейя Х.Р., Кабрал-Фонсека С., Бранко Ф.А. и др. Долговечность пултрузионных профилей из полиэфирного стеклопластика для строительных конструкций //Механика композитных материалов. – 2006. – Т. 42, № 4. – С. 463–482.
3. Рибейру М., Феррейра А., Маркуш А. Влияние естественного и искусственного климатического воздействия на длительные изгибные характеристики полимеррастворов //Механика композитных материалов. – 2009. – Т. 45, № 5. – С. 739–758.
4. Филатов И.С. Климатическая устойчивость полимерных материалов. – М.: Наука, 1983. – 213 с.
5. Испытания упругих стержней методом продольного изгиба / под ред. В.Ф. Савина, А.Н. Блазнава. – Барнаул: Изд-во Алтайского госуниверситета, 2009. – 222 с.



6. Арнаутон А.К., Тарнопольский Ю.М. Продольный изгиб как метод определения изгибной прочности композитных материалов //Механика композитных материалов. – 2004. – Т. 40, № 1. – С. 25–42.

7. Луговой А.Н. Исследование механических характеристик однонаправленно армированного стеклопластика методом продольного изгиба: автореф. дис ... канд. техн. наук: 05.02.01. – Барнаул, 2005. – 24 с.

8. Трофимов Н.Н., Канович М.З., Карташов Э.М. и др. Физика композиционных материалов. – М.: Мир. – В 2 т. – 2005. – Т. 2. – 344 с.

9. Овчинский А.С. Процессы разрушения композиционных материалов: имитация микро- и макро-механизмов на ЭВМ.– М.: Наука, 1988. – 278 с.

10. Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория вероятностей и ее инженерные приложения. – М.: Наука, 1988. – 480 с.

Influence of factors of a cold climate on mechanical properties of composite rods from glass- and bazaltfibers

Yu.Yu. Fedorov, F.I. Babenko, A.A. Gerasimov, G.P. Lapiy

Experimentally influence of low temperatures and a three-year exposition in a cold climate (a condition of not heated warehouse) on mechanical properties unidirectional glass-bazaltfibers rods of building assignment is examined. Indexes of properties were defined by a method of direct curving of rods in conditions the joint fixings of exemplars at temperature 20 and –60 °С. Results of research have displayed essential, up to 20 %, increase deformation and mechanical indexes of properties at low temperatures and high climatic stability of articles.

Key words: fiberglass, fiberbazalt, a strain, durability, a module of elasticity, climatic stability.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ РАЗМЕРОВ ОБРАЗЦОВ ИЗ СТАЛИ 5ХНМ ПОСЛЕ БОРИРОВАНИЯ

*Ю.П. ХАРАЕВ, доктор техн. наук, профессор,
А.Д. ГРЕШИЛОВ, канд. техн. наук, доцент,
Л.А. КУРКИНА, аспирант,
Н.И. ФЕДОТОВ, аспирант,
В.А. БУТУХАНОВ, аспирант
(ВСГУТУ, г.Улан-Удэ)*

Статья поступила 24 апреля 2012 года

Куркина Л.А. – 670013, Республика Бурятия, г.Улан-Удэ, ул.Ключевская, 42б, строение 1,
Восточно-Сибирский государственный университет технологий и управления,
e-mail: klad_1987@mail.ru

Рассмотрены вопросы влияния процесса борирования на изменение размеров образцов из стали 5ХНМ.

Ключевые слова: борирование, химико-термическая обработка, сталь, размер.

В процессе эксплуатации наиболее интенсивно подвергаются температурно-силовым воздействиям поверхностные слои деталей и инструмента, поэтому структура и свойства поверхностных слоев оказывает важное влияние на их работоспособность.

В настоящее время значительное распространение получили методы химико-термической обработки (ХТО) деталей машин и инструмента, позволяющие повысить эксплуатационные характеристики и срок службы за счет поверхностного упрочнения [1, 2]. Методы ХТО, изменяя структуру поверхностного слоя, повышают прочность, износостойкость и теплостойкость инструментального материала за счет образования более устойчивых при нагреве соединений (карбидов, нитридов, боридов). В то же время более широкое внедрение данных методов при изготовлении ответственных деталей машин и инструмента сдерживается необходимостью дополнительной финишной обработки для достижения требуемых характеристик точности поверхностного слоя.

Достижение требуемых значений размерной точности после различных видов ХТО, учитывая незначительную величину диффузионного слоя в сочетании с высокими физико-механическими свойствами и проблематичность использования

абразивной обработки, представляется весьма актуальной задачей, требующей дальнейшего изучения.

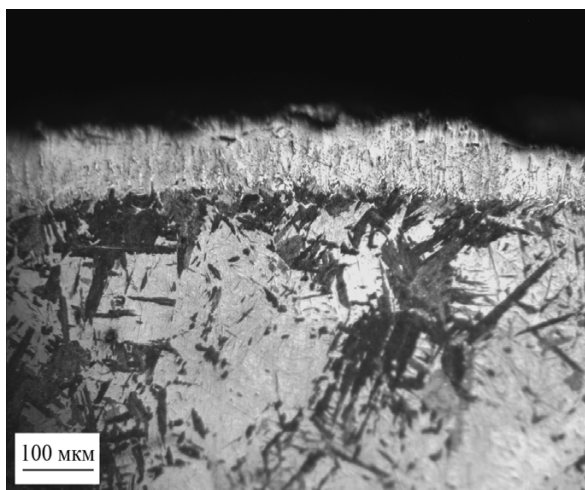
В связи с этим в данной работе исследовалось изменение размерной точности борированных образцов из стали 5ХНМ.

Для изучения микроструктуры изготавливали поперечные шлифы. Толщину покрытий и микроструктуру сталей после борирования исследовали на металлографическом микроскопе «НЕОРНОТ-21». Величину отклонений диаметров образцов от номинального значения измеряли на вертикальном оптиметре ИКВ-1 с ценой деления шкалы 0,001 мм.

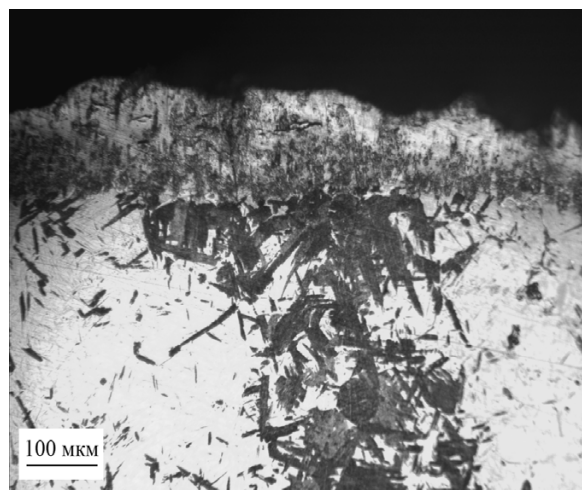
Производилось борирование цилиндрических образцов диаметром 10 и длиной 7 мм в порошковой насыщающей среде при режимах 950 °С в течение 2, 2,5, 3 ч. Состав насыщающей смеси: карбид бора (B_4C) – 97 %, активатор (NaF) 3 % [2].

На рис. 1 представлены микроструктуры образцов из стали 5ХНМ. Замеры диффузионного слоя показали, что при выдержке 2 ч толщина слоя составляет 75 мкм, при выдержке 2,5 ч – 95 мкм, при выдержке 3 ч – 125 мкм.

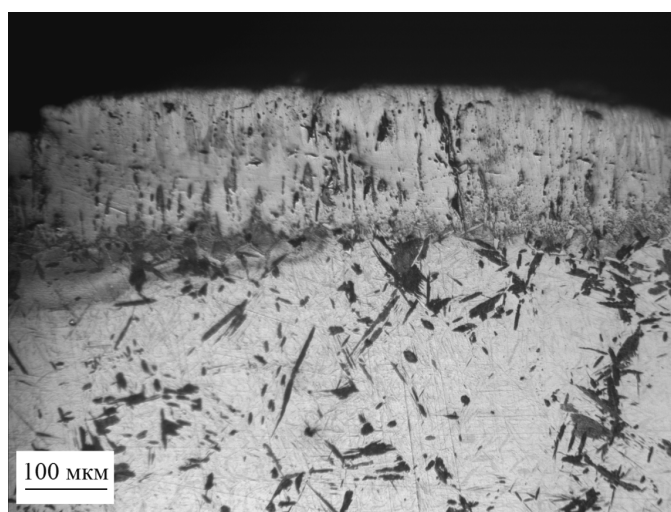
Измерения диаметров образцов производились до и после борирования. Абсолютные значения диаметров образцов до борирования



а



б



в

Рис. 1. Микроструктуры борированных образцов из стали 5ХНМ, х200:

а – выдержка 2 ч; б – выдержка 2 ч 30 мин; в – выдержка 3 ч

составили 9,965, 9,932 и 9,981 мм. Соответственно были измерены диаметры образцов после борирования. Результаты замеров представлены на рис. 2.

Гистограмма, представленная на рис. 2, показывает, что при времени выдержки 2 ч приращение размера составляет 43 мкм, при выдержке 2,5 ч размер увеличивается на 49,33 мкм, при выдержке 3 ч изменение размера составило 75 мкм.

Очевидно, что диффузионные процессы при борировании приводят к увеличению размера образцов во всех исследуемых диапазонах времени выдержки.

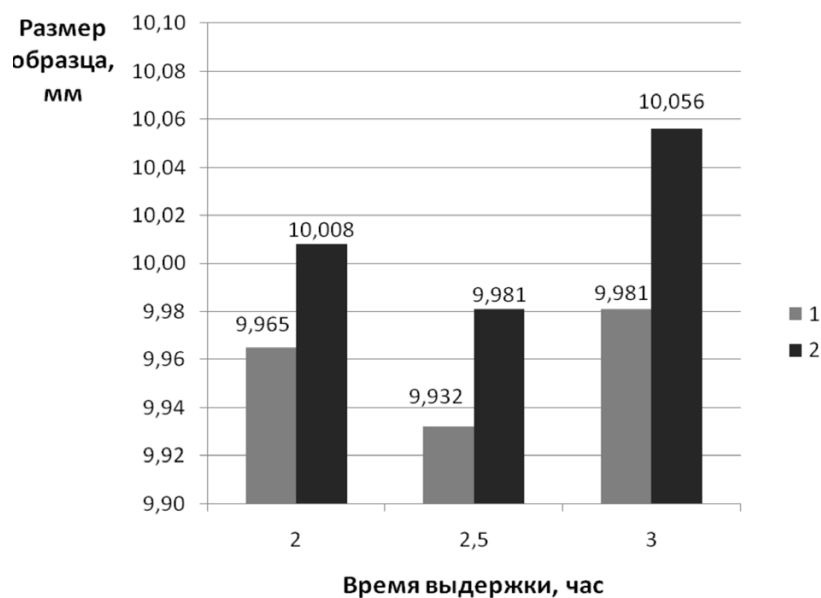


Рис. 2. Гистограмма изменения размеров:

1 – размер до ХТО; 2 – размер после ХТО

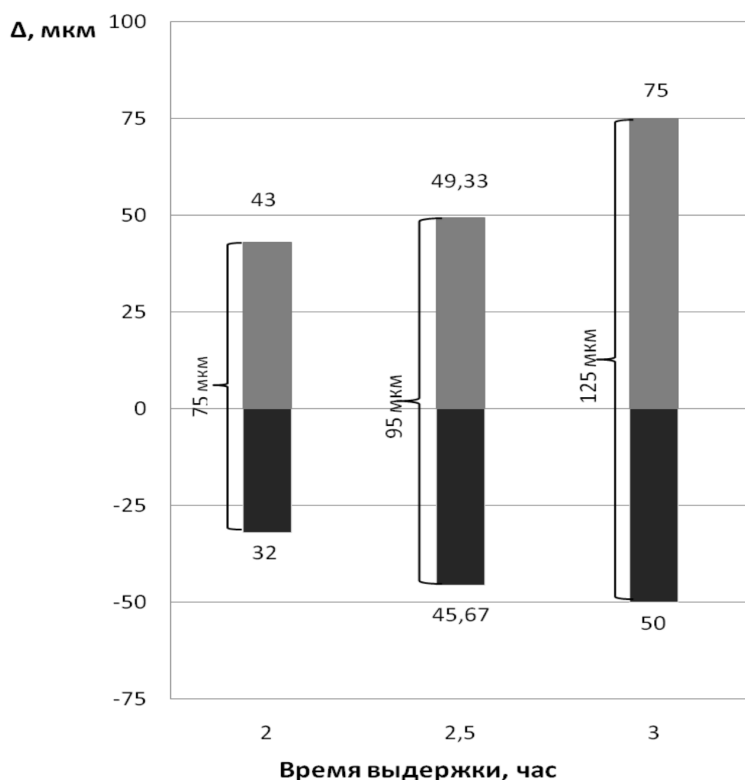


Рис. 3. Гистограмма толщины упрочненного слоя

Гистограмма, представленная на рис. 3, показывает величину диффузионного слоя. При времени выдержки 2 ч толщина диффузионного слоя составила 75 мкм. При этом увеличение размера образца составило 43 мкм. За ноль принят размер детали до борирования. Соответственно при 2,5-часовой выдержке диффузионный слой составил 95 мкм, из которых 49,33 мкм пришлось на увеличение размера детали. При выдержке 3 ч величина диффузионного слоя составила 125 мкм, а диаметр образца увеличился на 75 мкм.

Анализ результатов проведенных экспериментов показывает, что диффузионные процессы, протекающие при борировании образцов из стали 5ХНМ, приводят к увеличению их размеров. При этом режимы борирования влияют на величину изменения размеров. С увеличением времени выдержки с двух часов до трех происходит равномерное увеличение диффузионного слоя, при этом также увеличивается и размер детали.

Список литературы

1. Гурьев А.М., Лыгденов Б.Д., Попова Н.А., Козлов Э.В. Физические основы химико-термоциклической обработки сталей. – Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2008. – 250 с.
2. Ворошнин Л.Г. Борирование промышленных сталей и чугунов. – Минск: Беларусь, 1981. – 205 с.
3. Ситкевич М.В., Бельский Е.И. Совмещенные процессы химико-термической обработки с использованием обмазок. – Минск.: Вышэйшая школа, 1987. – 156 с.
4. Гурьев А.М. Новые материалы и технологии для литых штампов. – Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2000. – 216 с.

Research of changes in size of the samples of steel L6 after boriding

Y.P. Kharaev, A.D. Greshilov, L.A. Kurkina,
N.I. Fedotov, V.A. Butuhanov

This article represents resistance of influence the boriding process on changes the size of the samples of steel L6.

Key words: boriding, chemical and thermal treatment, steel, size.

ОЦЕНКА КРИТЕРИЕВ ОБРАЗОВАНИЯ ПОР ПО КРИСТАЛЛОГЕОМЕТРИЧЕСКИМ ХАРАКТЕРИСТИКАМ СКОЛЬЖЕНИЯ В ПОЛИКРИСТАЛЛИЧЕСКОМ ЖЕЛЕЗЕ

*Д.В. ПАВЛЮКОВА¹, аспирант
G. GERSTEIN², Доктор
(¹НГТУ, г. Новосибирск,
²Leibniz Universität Hannover)*

Статья поступила 27 апреля 2012 года

Павлюкова Д.В. – 630092, Новосибирск, пр. К. Маркса, 20,
Новосибирский государственный технический университет, e-mail: pavlyukova_87@mail.ru

Изучены особенности деформационного рельефа, формируемого на поверхности образца из поликристаллического железа при деформации по схеме сжатия. Определены индексы семейств плоскостей скольжения, наблюдаемых на поверхности кристалла в виде линий скольжения. Выявлены основные пересечения линий скольжения, которые приводят к формированию пор.

Ключевые слова: деформационный рельеф, линии скольжения, поры

Известно, что пластическая деформация оказывает существенное влияние на механические свойства металлических материалов. Деформация способствует упрочнению материалов, может привести к образованию дефектов различного типа и даже к их разрушению. Образование дефектов в материале, обусловленное деформационными процессами, зависит от таких факторов, как степень и интенсивность пластической деформации, а также тип деформируемого материала. Определение степени и максимальной скорости пластической деформации, при которых начинается образование дефектов, является важной научной и практической задачей.

Одним из способов оценки процессов, развивающихся в деформируемом материале, является изучение деформационного рельефа. При нагружении полированного образца на его поверхности возникают полосы, соответствующие основным плоскостям скольжения, действующим в кристалле. В совокупности эти полосы образуют деформационный рельеф. В определенных условиях нагружения на фоне деформационного рельефа могут быть зафиксированы различного вида дефекты, в том числе поры и микротрещины.

Путем анализа кристаллогеометрических характеристик скольжения возможно определить условия возникновения микропор и микротрещин на различных стадиях деформации образца. В работе были исследованы образцы, деформированные со степенью 30 %. При изучении деформационного рельефа, сформированного при нагружении поликристаллического железа, одновременно со следами скольжения на поверхности образца наблюдаются поры.

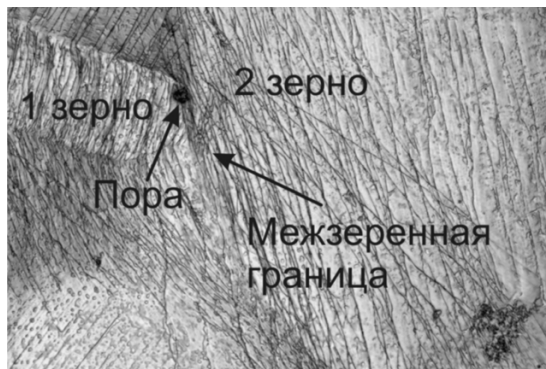
Целью данного исследования являлось определение кристаллогеометрических характеристик скольжения дислокаций в зонах образования пор.

В качестве исследуемого материала было выбрано технически чистое поликристаллическое железо, химический состав которого приведен в табл. 1. В процессе предварительного исследования пор в структуре материала обнаружено не было.

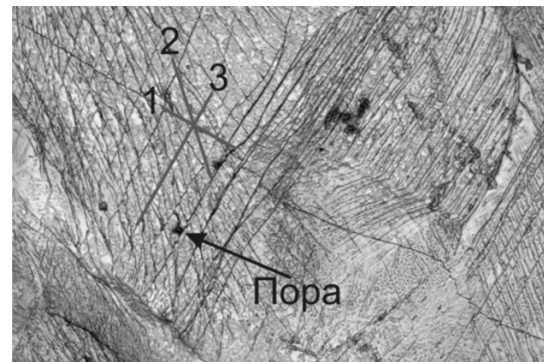
Таблица 1

Химический состав исследуемого материала

C, %	Mn, %	P, %	S, %	Fe, %
0,018	0,025	0,008	0,003	99,95



а



б

Рис. 1. Формирование поры на границе зерен (а); на пересечении линий скольжения в пределах отдельно взятого зерна (б); 1, 2 и 3 – линии скольжения, принадлежащие различным системам скольжения

Для проведения экспериментов из массивного материала был вырезан образец размером $5 \times 5 \times 5$ мм. С использованием алмазных паст зернистостью менее 1 мкм образец с четырех сторон был механически отполирован. Далее материал был деформирован со степенью 30 % по схеме одноосного сжатия. Эта величина была выбрана на основании предварительных исследований как соответствующая деформации, при которой в деформируемом материале формируются поры.

Исследование деформационного рельефа проводилось на лазерном конфокальном микроскопе Keyence VK-9700 с разрешающей способностью до 1 нм по оси z и 10 нм по осям x и y . Съемку осуществляли при стократном увеличении. Обработку данных проводили с использованием программы VK Analyzer.

Статистический анализ результатов исследования деформационного рельефа показал, что при увеличении $\times 100$ поры обнаруживаются на каждом четвертом из исследуемых изображений. Следует выделить несколько закономерностей образования дефектов. В 30 % случаев формирование зоны повреждения происходит на границе двух или более зерен (субзерен), которые явно различимы по разориентировке линий скольжения (рис. 1, а). Однако большая часть пор была сформирована в пределах отдельно взятого зерна. Как правило, поры были образованы на пересечении нескольких линий скольжения (рис. 1, б).

Следует отметить, что не все дефекты, обнаруженные в деформационном рельефе, являются порами. На рис. 2 представлен дефект другого

типа, служащий включением. Об этом качественно можно судить по отклонению линии скольжения от прямой линии. В данном случае линия скольжения огибает пору.

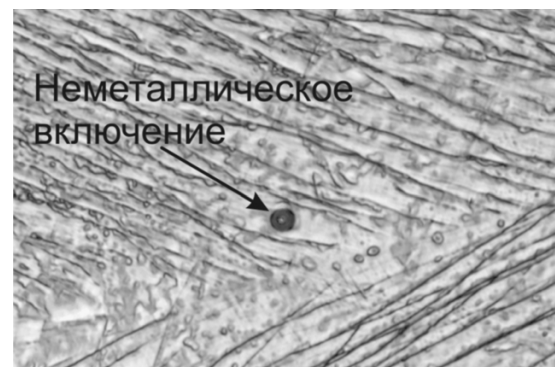
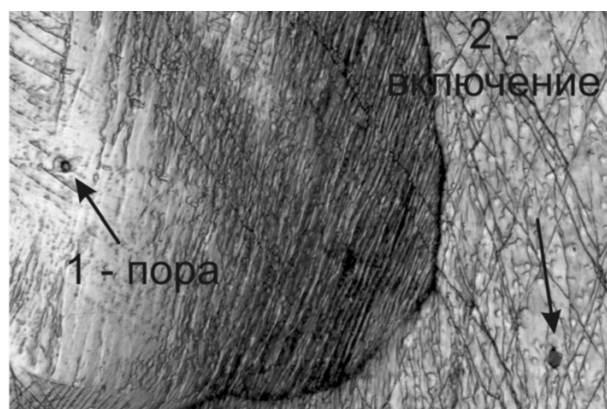


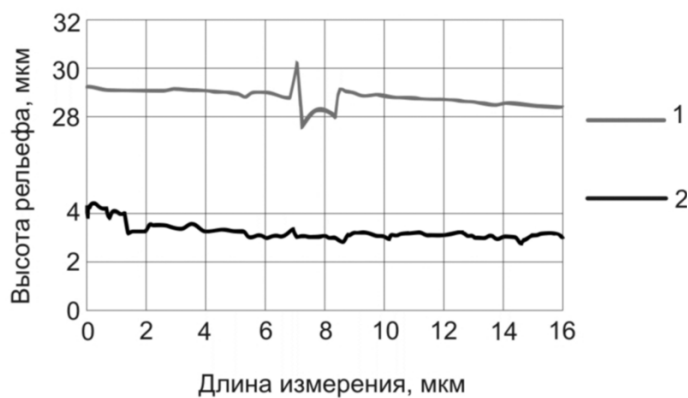
Рис. 2. Неметаллическое включение на поверхности деформированного образца

С целью достоверной идентификации пор было проведено исследование профиля поверхности образца. Измерение высоты деформационного рельефа позволило выявить резкое изменение профиля в некоторых дефектных зонах (рис. 3). Это изменение позволяет утверждать, что в данных случаях мы наблюдаем именно поры. В то же время при измерении высоты рельефа в зоне дефектов другого типа изменение высоты профиля поверхности не наблюдается.

Идентифицировать плоскости скольжения, выходящие на поверхность зерна и формирующие деформационный рельеф, можно по углам, которые образуются при пересечении линий скольжения. Для расчета углов между различными плоскостями, принадлежащими трем основ-



а



б

Рис. 3. Идентификация поры по изменению высоты профиля деформационного рельефа:
а – картина деформационного рельефа; б – профиль зоны, включающей пору 1; профиль зоны, содержащей дефект другого типа 2

ным системам скольжения в ОЦК-металлах, которыми являются плоскости $\{110\}$, $\{112\}$ и $\{123\}$, была использована формула¹

$$\theta_{ij} = \arccos \frac{h_i h_j + k_i k_j + l_i l_j}{\sqrt{h_i^2 + k_i^2 + l_i^2} \sqrt{h_j^2 + k_j^2 + l_j^2}},$$

где θ_{ij} – угол между ними; $(h_i k_i l_i)$ и $(h_j k_j l_j)$ – индексы двух плоскостей.

Приведенная формула позволила рассчитать все возможные варианты пересечения плоскостей семейств $\{110\}$, $\{112\}$ и $\{123\}$. Данные об углах представлены в табл. 2.

Методика определения плоскостей, по которым осуществляется скольжение в отдельном взятом зерне, заключалась в следующем. С микрофотографии, полученной с помощью конфокального микроскопа, были сняты три линии, принадлежащие различным системам скольжения. Следует отметить, что выбранные плоскости принадлежали области, прилегающей к дефекту. Далее между ними были измерены углы, которые сравнивались с углами, полученными расчетным методом. Совпадение измеренных и рассчитанных углов позволяло идентифицировать плоскости скольжения, на пересечении которых данные углы образуются. В связи с высокими степенями пластической деформации следы плоскостей скольжения на поверхности зерна имеют погрешность, которая может составлять $\pm 5^\circ$ от измеренного значения угла. Таким образом, из таблицы были выбраны значения углов, не

только точно совпадающих с измеренными, но и имеющих близкие к ним значения. С целью повышения точности сопоставления измеренных и рассчитанных значений идентификация плоскостей скольжения осуществлялась по трем углам. Условия образования дефекта оценивались по скольжению в трех плоскостях.

Учитывая погрешность измерения, достоверно определить плоскости скольжения в некоторых зернах крайне затруднительно. Следовательно, существует несколько возможных вариантов пересечения плоскостей.

В процессе проведенной работы было установлено, что наиболее часто поры формируются в зернах, для которых характерно пересечение плоскостей $\{112\}$, $\{123\}$, $\{123\}$. Кроме того, образованию повреждений может способствовать пересечение плоскостей ($\{110\}$, $\{112\}$, $\{123\}$); ($\{110\}$, $\{123\}$, $\{123\}$); ($\{112\}$, $\{112\}$, $\{123\}$) и ($\{123\}$, $\{123\}$, $\{123\}$). Вероятность образования рассматриваемых пересечений приведена в порядке убывания.

Глубина поры варьируется в широких пределах и может достигать десятков микрометров. Максимальная глубина поры, образованной на границе зерен, составляет 138 мкм. Поры, глубина которых достигает десятков микрометров, были сформированы в зернах, в которых скольжение чаще всего проходило по плоскостям: ($\{112\}$, $\{123\}$, $\{123\}$); ($\{110\}$, $\{112\}$, $\{123\}$); ($\{110\}$, $\{123\}$, $\{123\}$). Высота ступенек деформационного рельефа в рассматриваемых зернах на-

¹ Andrews K.W., Dyson D.J., Keown S.B. Interpretation of electron diffraction patterns. – London, 1968.

Возможные углы между плоскостями

Семейства плоскостей скольжения	110	112	123
110	90°		
	0°/ 180°		
	60°/ 120°		
112	90°	60°/ 120°	
	30°/ 150°	48,1897°/ 131,8103°	
	54,7356°/ 125,2643°	70,5288°/ 109,4712°	
	73,2213°/ 106,7786°	80,40593°/ 99,5941°	
		33,5573°/ 146, 4427°	
123	55,4624°/ 124,5376°	10,8933°/ 169,1066°	0°/ 180°
	79,1066°/ 100,8939°	40,2029°/ 139,7971°	60°/ 120°
	40,8934°/ 139,1066°	56,9381°/ 123,0619°	73,3985°/ 106,6015°
	67,7923°/ 112,2076°	70,8933°/ 109,1066°	31,0027°/ 148,9973°
	19,1066°/ 160,8933°	29,2059°/ 150,7941°	64,6231°/ 115,9973°
		49,1066°/ 130,8934°	38,2132°/ 141,7868°
		77,3956°/ 102,6044°	85,9039°/ 94,0960°
		83,7360°/ 96,2639°	21,7867°/ 158,2132°
		90°	69,0752°/ 110,9248°
			49,9948°/ 130,0052°
			44,4153°/ 135,5847°
			81,7867°/ 98,3132°

ходится в пределах от 0,42 до 1,67 мкм. Следует отметить, что чаще всего глубокие поры образуются при высоте рельефа ~1 мкм или более. При этом максимальной высоты ступеньки рельефа достигают при пересечении линий скольжения в семействах плоскостей ($\{110\}$, $\{112\}$, $\{123\}$); ($\{112\}$, $\{123\}$, $\{123\}$) или ($\{112\}$, $\{112\}$, $\{123\}$). Высоте рельефа от 0,2 до 0,5 мкм соответствуют поры, не превышающие по глубине 5 мкм, как правило, образующиеся на пересечении линий, соответствующих плоскостям ($\{110\}$, $\{112\}$,

$\{123\}$); ($\{112\}$, $\{123\}$, $\{123\}$); ($\{123\}$, $\{123\}$, $\{123\}$); ($\{110\}$, $\{112\}$, $\{123\}$).

Изменение глубины поры и высоты деформационного рельефа в различных зернах можно объяснить, опираясь на дислокационную природу пластической деформации. Во-первых, длина пробега дислокаций является во всех случаях индивидуальной величиной и изменяется при переходе от зерна к зерну, что приводит к различиям высот деформационного рельефа и различной глубине пор. В то же время большая

глубина поры может быть связана со скоплением внутри материала множества сформированных вследствие скольжения дислокаций в одном параллельном направлении пор и выходом результирующей поры на поверхность материала. Еще одним объяснением описанных явлений может служить развитие скольжения в перпендикулярном растущей поре направлении или в направлении, близком к перпендикулярному. Такое скольжение может быть вызвано активацией латентных плоскостей, скольжение в которых обеспечивается высокими степенями деформации. Однако подтвердить достоверно это предположение довольно затруднительно, поскольку обнаружить скольжения в латентных плоскостях, применяя существующие в настоящее время методы исследования, практически невозможно.

К одной из особенностей образования поры на границе раздела двух зерен можно отнести разницу в высоте ступенек деформационного рельефа. Как правило, высота ступенек рельефа одного из зерен близка к интервалу минимальных значений ступенек деформационного рельефа (0,2...0,5 мкм). Для второго зерна высота ступенек находится в диапазоне 0,8...1,0 мкм. Таким образом, разница между высотой ступенек деформационного рельефа двух зерен, на границе которых образуется пора, составляет в среднем ~0,5 мкм.

Метод оценки дефектов в пластически деформированном материале по деформационному рельефу является эффективным с точки зрения механики разрушения, так как дает возможность описать характер порообразования в зависимости от кристаллогеометрии материала.

На основании проведенного в работе анализа кристаллогеометрических характеристик скольжения пластически деформированного поликристаллического железа можно сделать следующие выводы.

Поры в материале, формируемые в процессе приложения сжимающей нагрузки, могут возникать как внутри зерна, так и на границе двух или нескольких соседних зерен.

- Методом конфокальной микроскопии можно достоверно отличить пору от дефекта другого типа по изменению высоты деформационного рельефа.

- Основными пересечениями плоскостей скольжения в ОЦК-материале, на которых формируются поры, являются: $\{112\} \times \{123\} \times \{123\}$; $\{110\} \times \{112\} \times \{123\}$; $\{110\} \times \{123\} \times \{123\}$; $\{112\} \times \{112\} \times \{123\}$; $\{123\} \times \{123\} \times \{123\}$.

- Глубина пор в большинстве случаев находится в зависимости от высоты ступенек деформационного рельефа. Таким образом, высота ступенек линий скольжения может быть качественным критерием характера образования пор.

Следует отметить особенность, касающуюся применения данного метода. С увеличением степени деформации идентификация плоскостей скольжения усложняется, следовательно, применение метода может быть максимально эффективным при наличии полного набора образцов с различными степенями деформации, начиная с самых минимальных. Кроме того, это позволит судить о том, на какой именно стадии деформации начинают формироваться поры.

Estimation of the void formation criteria on the characteristics of the crystal geometry of the polycrystalline iron

D.V. Pavliukova, G. Gerstein

Particularities of the deformation relief which was formed on a surface of the polycrystalline iron during the compressive deformation were investigated. Indexes of the slip planes families observed on a crystal surface as slip lines was determined. The main slip planes intersections which lead to the void formation were identified.

Key words: deformation relief, slip lines, voids

МАТЕРИАЛЫ 10-й ВСЕРОССИЙСКОЙ НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКОЙ КОНФЕРЕНЦИИ г. Новосибирск, 28 марта 2012 г.

УДК 621:534 (045)

ВЗАИМОСВЯЗЬ ПАРАМЕТРОВ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ С РЕЖИМАМИ РЕЗАНИЯ И ШЕРОХОВАТОСТЬЮ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ

*А.М. ФИРСОВ, канд. техн. наук, доцент,
А.В. ВЛОВИН, аспирант,
П.В. ПЕРЕПЕЛКИН, инженер,
И.В. ТИМАХОВИЧ, аспирантка
(БТИ (филиал) ФГБОУ ВПО АлтГТУ, г. Бийск)*

Статья поступила 4 апреля 2012 года

А.М. Фирсов – 659305, Алтайский край, г. Бийск, ул. Трофимова, 27,
Бийский технологический институт (филиал) ФГБОУ ВПО АлтГТУ,
e-mail: mrsi@bti.secna.ru

Представлены результаты экспериментальных исследований по установлению взаимосвязи параметров акустической эмиссии с режимами резания и шероховатостью поверхности в процессе токарной обработки.

Ключевые слова: режимы резания, акустическая эмиссия, шероховатость поверхности, токарная обработка.

Ключевыми факторами современного машиностроительного производства являются сжатые сроки и высокое качество его технологической подготовки, повышение эффективности машиностроительного производства. Необходимо стремиться к повышению уровня конкурентоспособности продукции отечественных производителей за счет обеспечения требуемого качества изготавливаемых изделий. Специфика развития машиностроительного производства в настоящее время характеризуется широким внедрением в промышленную практику токарных станков с ЧПУ. В связи с этим остро стоит вопрос об автоматическом контроле качества изделий, в частности шероховатости обрабатываемых поверхностей как одного из важнейших факторов, определяющих качество детали.

В последние годы все большее внимание специалистов привлекает перспектива применения метода акустической эмиссии. Акустическая эмиссия (АЭ) – физическое явление, связанное с излучением упругих волн исследуемым объектом при нелинейных трансформациях его структуры. Волны АЭ порождаются доминирующими физическими процессами при обработке резанием (разрушение, трение, пластическое деформирование). Метод акустической эмиссии позволяет проводить контроль различных технологических процессов и процессов изменения свойств и состояния материалов, при этом положение и ориентация объекта не влияют на выявляемость дефектов [3, 4].

Исходя из вышесказанного вопрос взаимосвязи параметров акустической эмиссии с режи-

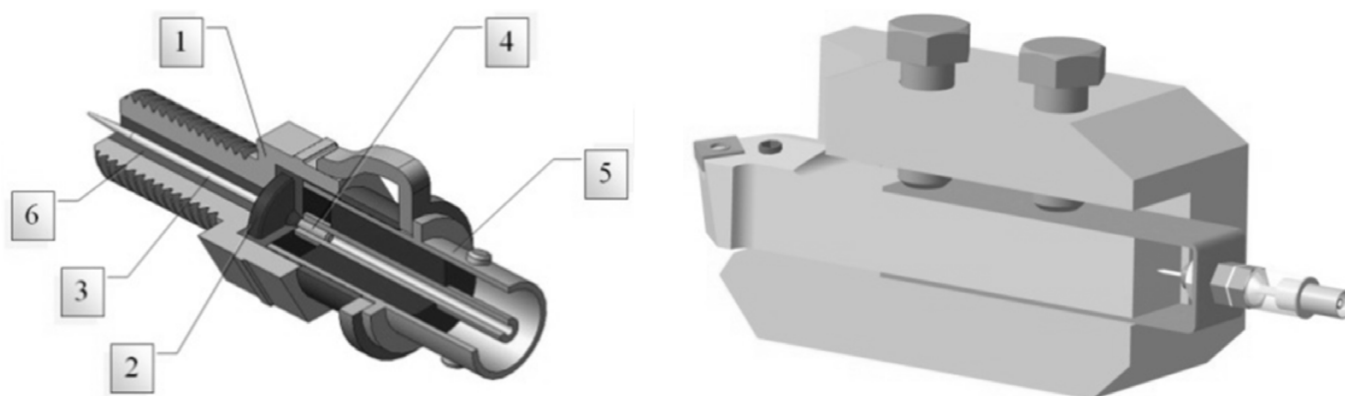


Рис. 1. Модель пьезоэлектрического датчика и установка его на резце

мами резания и шероховатостью поверхности при токарной обработке является весьма актуальным и представляет научный и практический интерес.

Для обнаружения возможной взаимосвязи были проведены экспериментальные исследования, так как акустическое излучение всегда сопутствует процессу обработки и его спектр чрезвычайно широк – от десятков герц до сотен килогерц. Основным источником сигнала АЭ является зона резания, в которой происходят пластическая деформация, разрушение обрабатываемого материала и отрыв слоя металла. Стандарт [2] дает более 20 различных параметров для сигнала АЭ, а также параметров преобразователя акустической эмиссии. В работах [1, 3] приведены основные параметры АЭ, используемые при решении задач технологической диагностики: N_{Σ} – активность АЭ; A – амплитуда АЭ; $\Sigma(N/dt)$ – число зарегистрированных импульсов дискретной АЭ за интервал времени, W_1 , W_2 – критерии, которые учитывают мощность и скорость резания; $S_{\text{АЧХ}}$ – площадь под амплитудно-частотной характеристикой (АЧХ) сигнала.

Исследования проводились на токарном станке с ЧПУ 16К20Ф3, в качестве исследуемого материала применялась конструкционная сталь 45, которая обрабатывалась резцом со сменной многогранной пластиной типа SNMM150608 ГОСТ 19052-80 из твердого сплава Т15К6, сигнал снимался пьезоэлектрическим датчиком, установленным на резце (рис. 1), который представляет собой корпус 1, где находится пьезокерамическая пластинка 2

круглой формы, к которой с одной стороны припаяна игла 3, с другой провод 4, соединяющийся с центральным разъемом входного штекера 5. Для фиксирования положения соответствующих элементов в корпусе его внутренняя полость залита эпоксидным компаундом 6.

Запись и обработка усиленного сигнала производились с помощью виртуального прибора, созданного в программе Lab View (рис. 2, а).

В ходе экспериментов режимы резания варьировались в следующих пределах: глубина резания $t = 0,5$ мм, 1 мм; скорость резания $V = 60 \dots 140$ м/мин с шагом 20 м/мин; величина подачи $S = 0,2 \dots 0,6$ мм/об с шагом 0,1 мм/об с применением и без применения СОЖ.

В процессе резания наблюдался широкий спектр сигнала с диапазоном от 0 до 300 кГц, с максимальной амплитудой в диапазоне 0...25 кГц, что соответствует шумам технологической системы, спектр сигнала с минимальной амплитудой наблюдался в диапазоне от 25 до 300 кГц (рис. 2, б).

На начальном этапе устанавливалась взаимосвязь режимов резания (S – подача, V – скорость резания) и параметров акустической эмиссии.

На стадии предварительных экспериментов было установлено, что наиболее информативным параметром АЭ, зависящим от режимов резания, является $S_{\text{АЧХ}}$. На графиках видно, что увеличение подачи, значение $S_{\text{АЧХ}}$ остается примерно на одном уровне, а при увеличении скорости резания значение $S_{\text{АЧХ}}$ возрастает. Графики подтверждают физический смысл параметра $S_{\text{АЧХ}}$, ведь он представляет собой энергию упру-

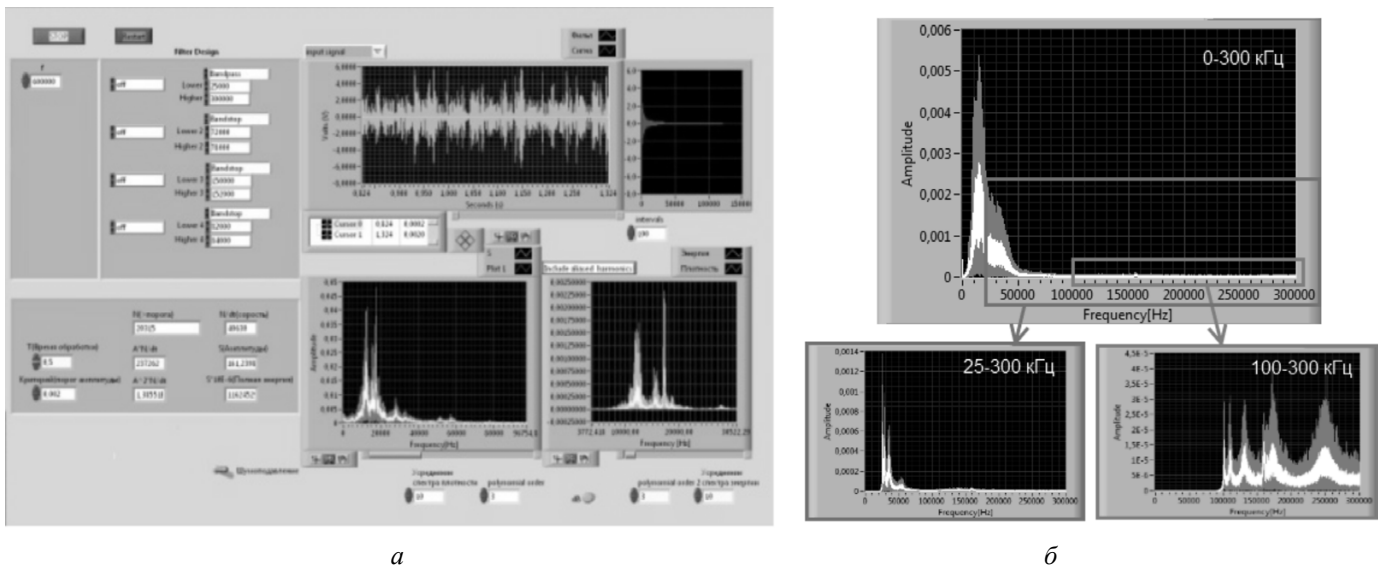


Рис. 2. Виртуальный прибор LabView для обработки сигнала АЭ (а) и АЧХ сигнала АЭ на различных диапазонах частот (б)

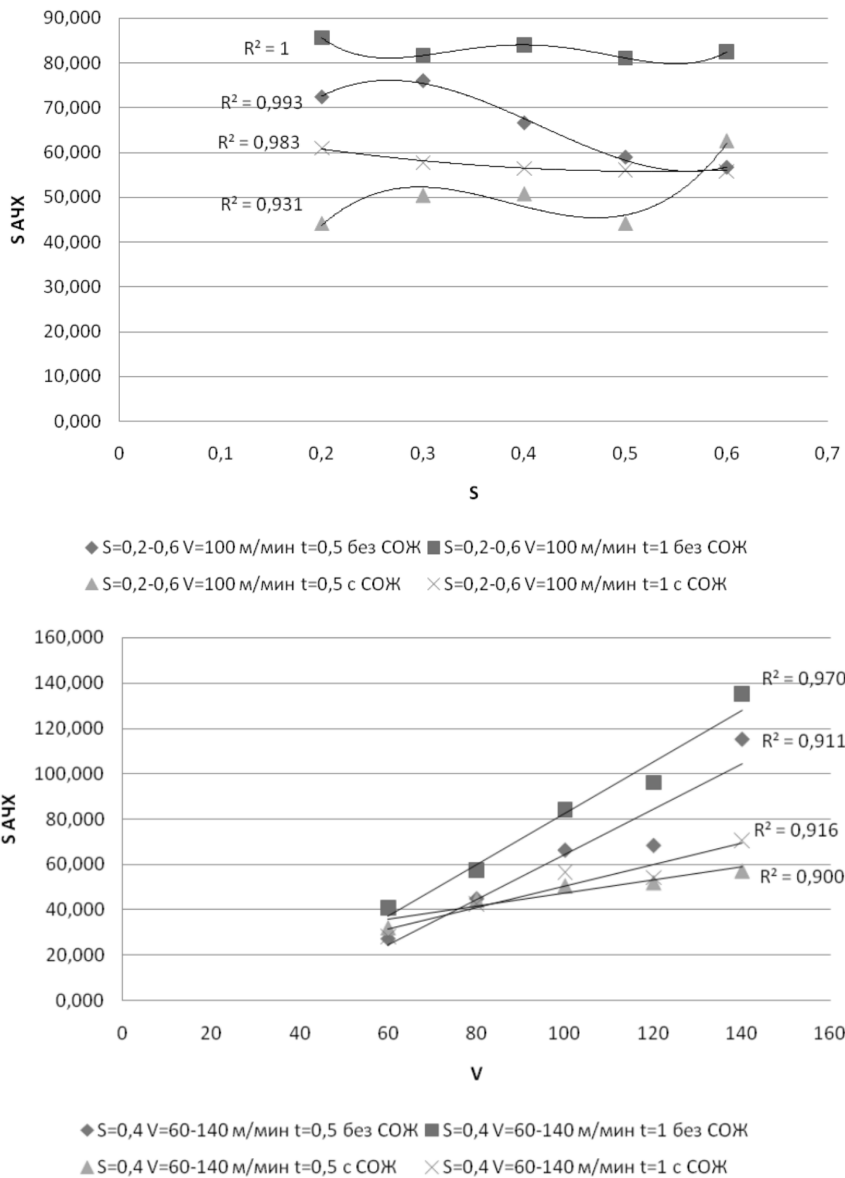


Рис. 3. Влияние подачи (S) и скорости резания (V) на параметр $S_{АЧХ}$

гих волн, генерируемых в зоне резания в единицу времени, а при изменении скорости резания путь резания в единицу времени увеличивается (рис. 3).

Известно, что степень корреляции между различными параметрами АЭ и исследуемой характеристикой резания может меняться в широких пределах. Однако если имеется зависимость от условий резания, то она регистрируется достаточно надежно, поэтому при проведении экспериментов желательно регистрировать несколько параметров АЭ, а также полезно использование комбинаций, включающих технологическую характеристику резания.

Исходя из вышесказанного и полученных данных был дополнительно введен безразмерный критерий $K_{S_{АЧХ}} = S_{АЧХ}/(SP_z)$ (где P_z – сила резания), значение которого характеризует энергию упругих волн, генерируемых в зоне резания при снятии единицы объема металла в единицу времени. Введение данного критерия обеспечивает взаимосвязь режимов резания с сигналами АЭ.

Результаты исследований по установлению взаимосвязи введенного параметра с режимами

резания представлены на рис. 4 и 5, где видно, что данный критерий отображает физический смысл процесса и может быть использован для взаимосвязи технологических процессов с параметрами АЭ.

Затем были проведены исследования по установлению взаимосвязи параметра акустической эмиссии $K_{S_{АЧХ}}$ и величины шероховатости Ra , некоторые результаты представлены на рис. 6.

Полученные зависимости позволяют сделать выводы о наблюдающейся взаимосвязи параметров акустической эмиссии с режимами резания и шероховатостью поверхности при токарной обработке.

В результате проведенных экспериментальных исследований было установлено, что технологическая система генерирует сигнал акустической эмиссии частотой от 25 до 300 кГц, которого достаточно для осуществления автоматического контроля шероховатости поверхности в ходе механической обработки, при использовании критерия $K_{S_{АЧХ}} = S_{АЧХ}/(SP_z)$, что позволит управлять шероховатостью поверхности при механической обработке.

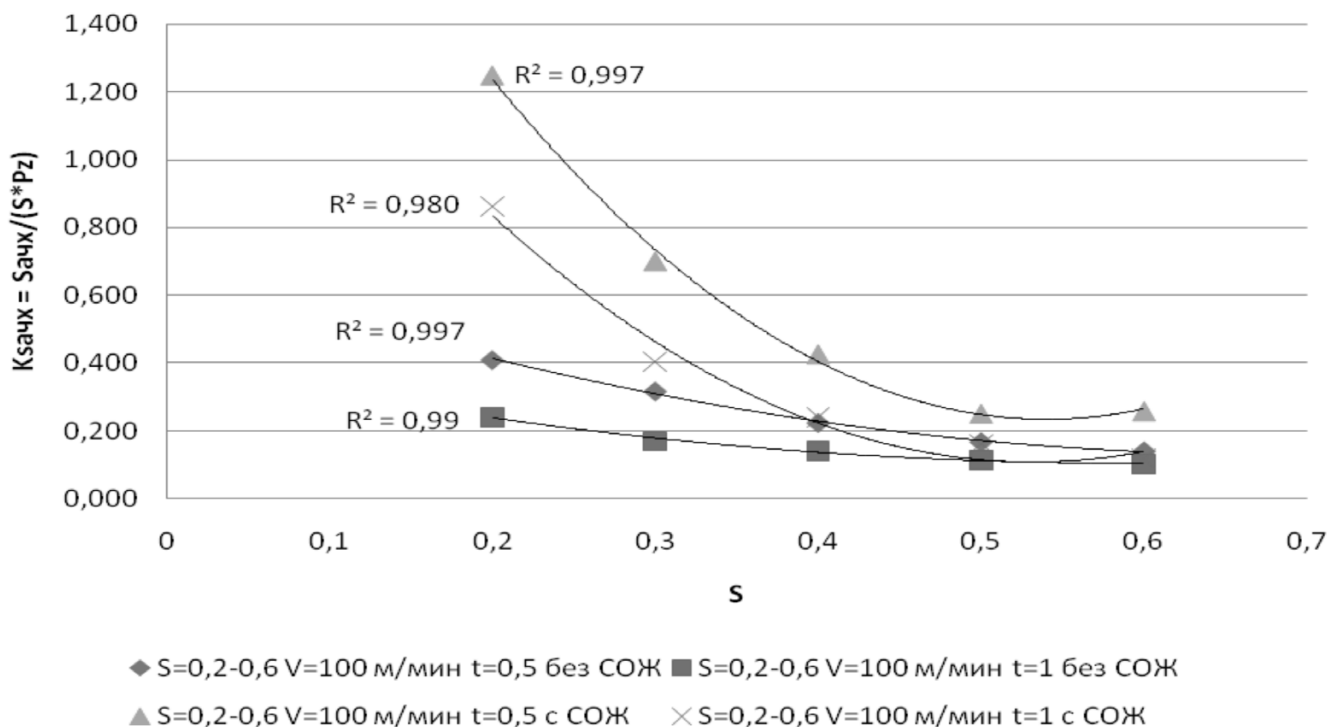


Рис. 4. Влияние подачи (S) на параметр $K_{S_{АЧХ}}$

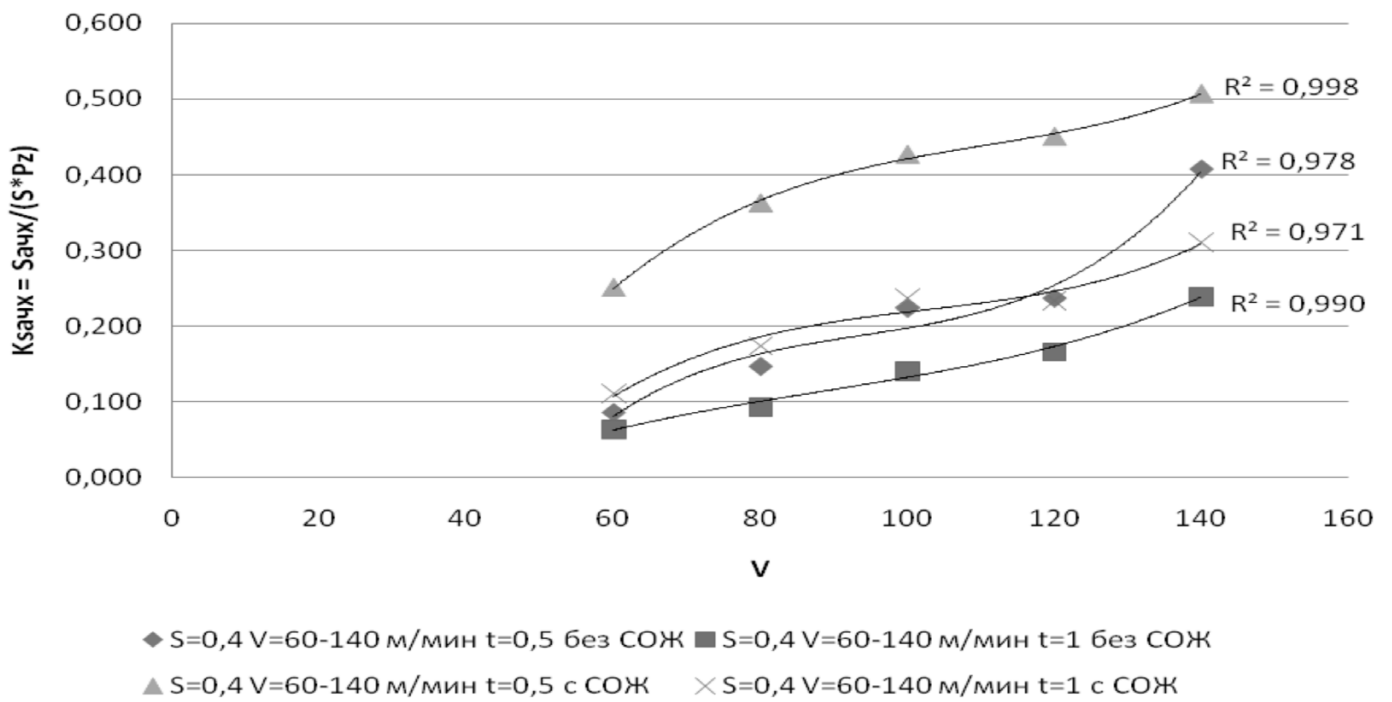


Рис. 5. Влияние скорости резания (V) на параметр $K_{S \text{ АЧХ}}$

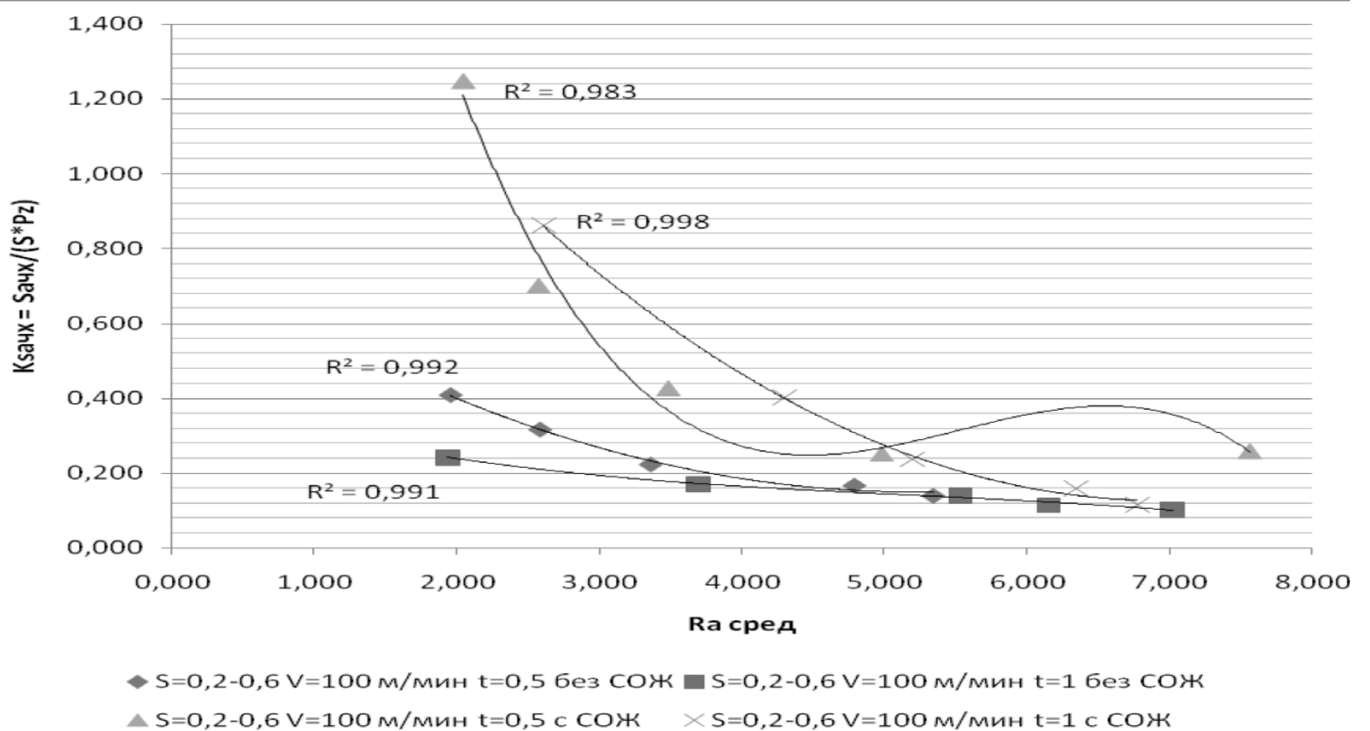


Рис. 6. Взаимосвязь шероховатости поверхности параметра $K_{S \text{ АЧХ}}$



Список литературы

1. Алешин С.А., Белый Г.Ю., Вopilкин А.А. Методы акустического контроля металлов. – М.: Высш. шк., 1988. – 306 с.
2. ГОСТ 27655-88 – Акустическая эмиссия. Термины, определения и обозначения.
3. Грешников В.А., Дробот Ю.Б. Акустическая эмиссия. – М.: Из-во стандартов, 1976. – 272 с.

4. Клюев В.В. Неразрушающий контроль: Справочник. В 7 т. / под общ. ред. В.В. Клюева. Т. 7: В 2 кн. – Кн. 1: В.И. Иванов, И.Э. Власов. Метод акустической эмиссии. – Кн. 2: Ф.Я. Балицкий, А.В. Барков, Н.А. Баркова и др. Вибродиагностика. – М.: Машиностроение, 2005. – 829 с.

The relationship of parameters acoustic emission of the cutting conditions and surface roughness when turning

A.M. Firsov, A.V. Vdovin, P.V. Perepelkin, I.V. Timahovich

The results of experimental studies to establish the relationship of parameters of acoustic emission with the cutting conditions and surface roughness in turning are considered.

Key words: cutting conditions, acoustic emission, surface roughness, turning.

УДК 621.534 (045)

КОНТРОЛЬ ДРОБЛЕНИЯ СТРУЖКИ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ МЕТОДОМ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ

*А.М. ФИРСОВ, канд. техн. наук, доцент,
А.В.ВДОВИН, аспирант,
В.О. ЧЕРВИНСКИЙ, инженер,
И.В.ТИМАХОВИЧ, аспирантка
(БТИ (филиал) ФГБОУ ВПО АлтГТУ, г. Бийск)*

Статья поступила 4 апреля 2012 года

А.М. Фирсов – 659305, Алтайский край, г. Бийск, ул.Трофимова, 27,
Бийский технологический институт (филиал) ФГБОУ ВПО АлтГТУ, e-mail: mrsi@bti.secna.ru

Представлены результаты экспериментальных исследований контроля дробления стружки при токарной обработке с применением метода акустической эмиссии.

Ключевые слова: контроль, дробление стружки, токарная обработка, акустическая эмиссия.

В процессе токарной обработки остро стоит проблема удаления стружки, особенно для станков с ЧПУ. До 65 % всех простоев станков с ЧПУ связано с выходом из строя именно по причине того, что образуется стружка неблагоприятной формы. Несвоевременное удаление такой стружки может привести к поломке инструмента, снижению качества обработанных поверхностей, травматизму обслуживающего персонала, а в совокупности – к снижению производительности. Таким образом, решение проблемы стружкоудаления тесно связано с производительностью механической обработки. Поэтому процессом стружкодробления необходимо управлять не только на этапе технологической подготовки производства при проектировании операции точения, но и в процессе обработки.

С целью повышения надежности и производительности производства целесообразно применять автоматизированные средства диагностики процесса резания. Эффективность диагностики процесса резания целиком и полностью определяется информативностью используемых параметров, их зависимостью от условий обработки. Традиционное использование для этой цели силы и температуры резания в ряде случаев оказывается неприемлемым или недостаточно информативным и адекватным. Поэтому в последние

годы все большее внимание специалистов привлекает перспектива акустической диагностики процесса резания [1].

Акустическая эмиссия (АЭ) представляет собой упругую энергию, мгновенно высвобождающуюся в материале при деформации или разрушении. Источником высокочастотных колебаний АЭ-сигналов из зоны резания являются процессы трения и деформирования.

В данной работе показана возможность диагностирования стружкодробления при токарной обработке методом АЭ. Для этого предполагается выяснить, наблюдается ли корреляция между видом стружки и параметрами сигнала АЭ при варьировании параметров резания.

Исследования проводились на токарно-винторезном станке 16К20Ф3 с системой ЧПУ 2Р22. В качестве заготовки был выбран круг из стали 45. Режущий инструмент – токарный проходной резец с неперетачиваемой пластинкой МС221. Усиленный сигнал с пьезоэлектрического датчика поступает на сетевую плату АЦП, регистрирующую сигналы в пределах от нескольких герц до 300 кГц, и фиксируется компьютером при помощи специальной программы, разработанной в программном средстве Lab View. Обработка производилась с записью сигнала АЭ при обработке с различными режимами резания, т. е. параметрами, при которых можно зафиксировать

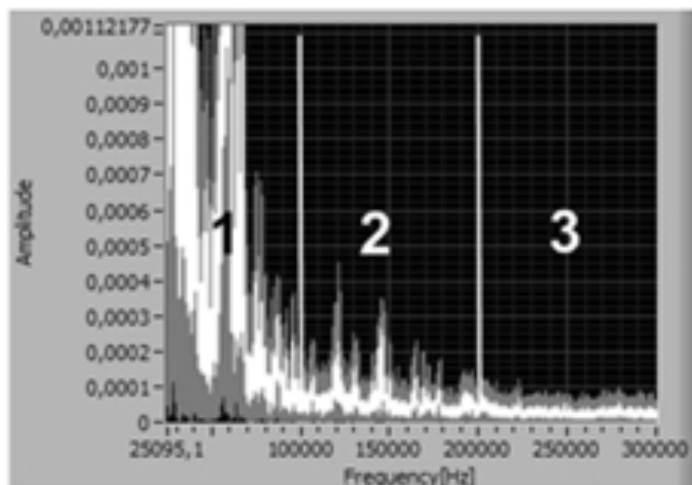


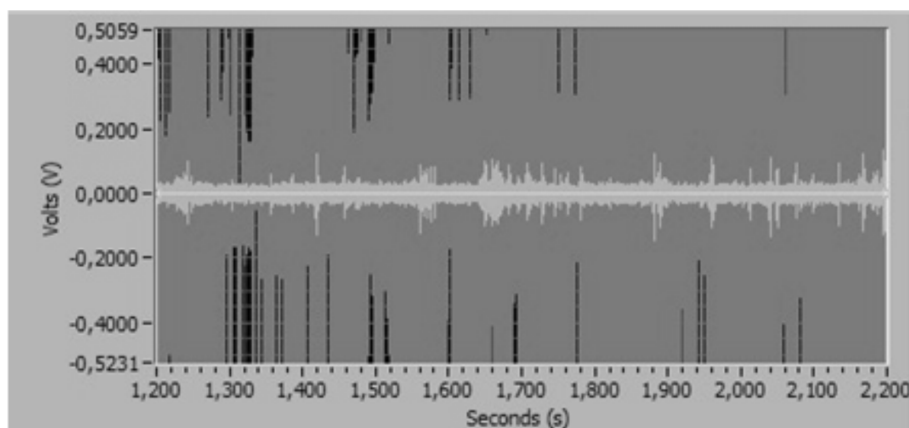
Рис. 1. АЧХ сигнала АЭ

и соотнести изменение вида стружки с соответствующим изменением сигнала АЭ.

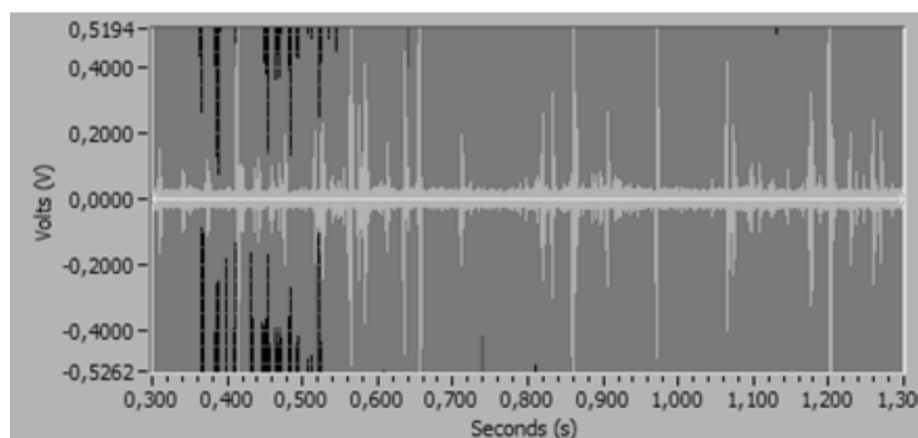
Для регистрации сигнала АЭ был спроектирован и изготовлен пьезоэлектрический преобразователь-датчик. Эти датчики обладают высокой чувствительностью и высокой жесткостью устройств, что позволяет измерять высокочастотные колебания, а также характеризуются простотой конструкции. Применение пьезоэлементов позволяет принимать разнообразные конструктивные решения датчиков.

Для выявления информативного диапазона частот весь частотный диапазон принимаемого сигнала разбивался при помощи соответствующих фильтров на 3 группы (частотные диапазоны): 25...100 кГц, 100...200 кГц и 200...300 кГц. Такое разделение обусловлено существенным отличием амплитудно-частотных характеристик (АЧХ) сигнала АЭ, возникающего в процессе резания при переходе от одного частотного диапазона к другому, что наглядно проиллюстрировано на рис. 1. Верхняя граница принимаемого сигнала (300 кГц) ограничена возможностями платы АЦП, нижняя выбрана исходя из АЧХ используемого усилителя.

и соотнести изменение вида стружки с соответствующим изменением сигнала АЭ. Для регистрации сигнала АЭ был спроектирован и изготовлен пьезоэлектрический преобразователь-датчик. Эти датчики обладают высокой чувствительностью и высокой жесткостью устройств, что позволяет измерять высокочастотные колебания, а также характеризуются простотой конструкции. Применение пьезоэлементов позволяет принимать разнообразные конструктивные решения датчиков.



а



б

Рис. 2. Сигнал АЭ при получении недробленной (а) и дробленной (б) стружки

При исследовании сигнала АЭ рассматривались следующие параметры: количество импульсов сигнала АЭ (N) за время t (активность сигнала АЭ); площадь под АЧХ сигнала АЭ (S_a); площадь под энергетической характеристикой сигнала АЭ (S_e); параметры $A \cdot N/dt$, $A^2 \cdot N/dt$; амплитуда АЭ (A); совмещенные параметры

$$W_1 = \frac{A^2 N}{P_z V}, \quad W_2 = \frac{AN}{V}, \quad \text{где } A^2 N - \text{мощность акустического излучения; } P_z V - \text{мощность резания; } P_z - \text{тангенциальная составляющая силы резания; } V - \text{скорость резания.}$$

В ходе предварительных исследований было выявлено, что сигнал АЭ, записанный при резании с получением дробленой стружки, характеризуется наличием характерных всплесков амплитуды (рис. 2).

Чтобы учесть данный факт, было введено понятие пороговой амплитуды колебаний сигнала АЭ $A_{п}$. За пороговое значение амплитуды колебаний АЭ $A_{п}$ принята амплитуда сигналов АЭ выше амплитуды колебаний основных сигналов АЭ $A_{осн}$ на некоторую величину, обеспечивающую четкое разделение сигнала АЭ на информативный (выше порогового значения) и неинформативный для дробления стружки (ниже порогового значения) (рис. 3).

Амплитудой основных сигналов АЭ $A_{осн}$ будем называть сигналы АЭ, количество импуль-

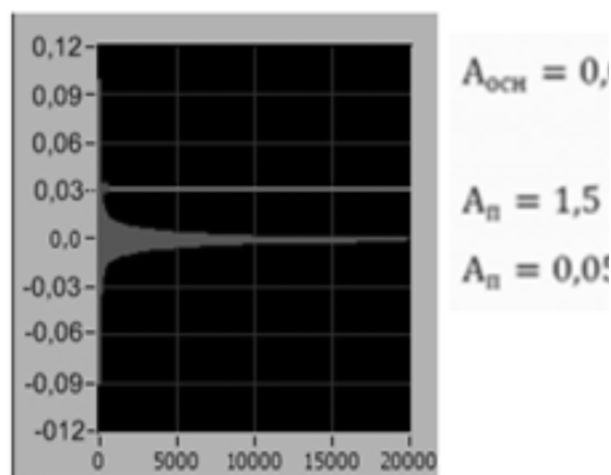
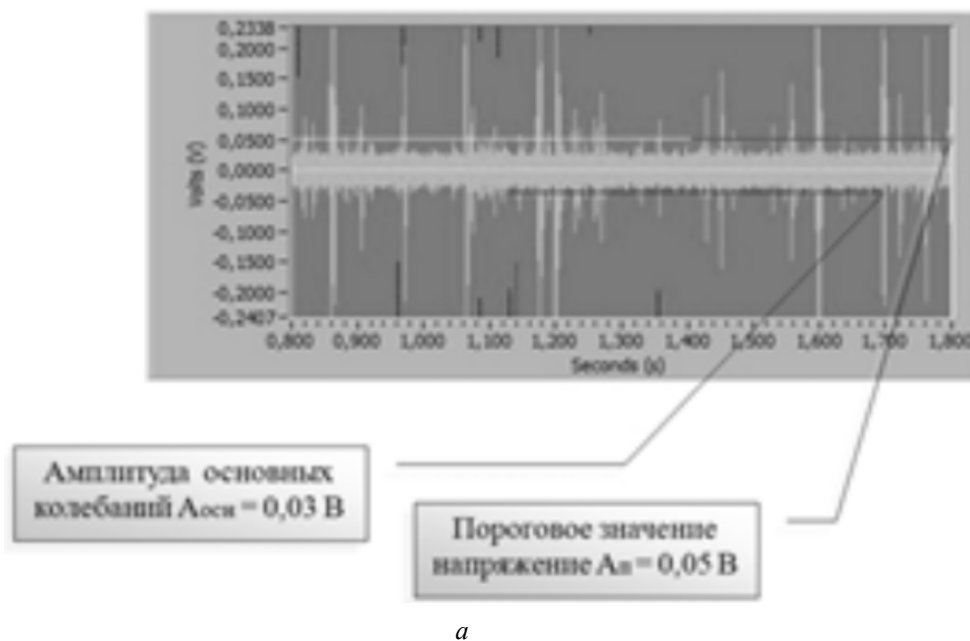


Рис. 3. Пороговое значение амплитуды колебаний сигнала АЭ (а) и амплитудное распределение (б)

сов N постоянной амплитуды которых значительно больше на заданном интервале времени. Значение параметра $A_{\text{осн}}$ целесообразно находить, используя диаграмму амплитудного распределения, выбирая пороговую амплитуду колебаний сигнала АЭ с учетом характерного перегиба на диаграмме, который соответствует значению амплитуды, являющемуся границей между информативным и неинформативным сигналом АЭ (рис. 4).

Для пороговых характеристик вводятся параметры: количество импульсов сигнала АЭ через порог ($N_{\text{п}}$) за время Δt (пороговое значение активности сигнала АЭ); пороговые значения параметров $A \cdot N/dt$ и $A^2 \cdot N/dt$.

В результате проведения исследований выяснилось, что наиболее информативным параметром АЭ для диагностирования стружкодробления является количество импульсов сигнала ($N_{\text{п}}$) на диапазоне частот 100...200 кГц, зависимости которого от режимов резания представлены на рис. 5.

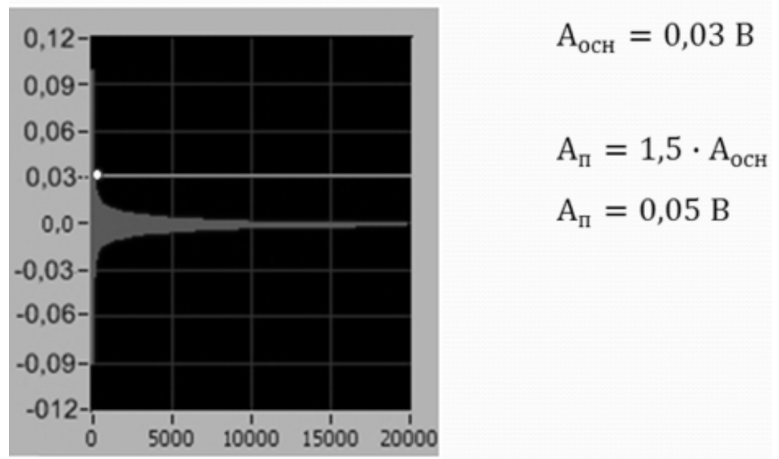


Рис. 4. Амплитудное распределение сигнала АЭ

По результатам исследований можно сделать вывод о целесообразности использования частотного диапазона 100...200 кГц для диагностирования стружкодробления. В данном случае корреляция параметров АЭ с видом сходящей стружки прослеживается наиболее четко. На диапазоне частот 25...100 кГц на параметры АЭ большое влияние оказывают посторонние шумы, затрудняющие процесс диагности-

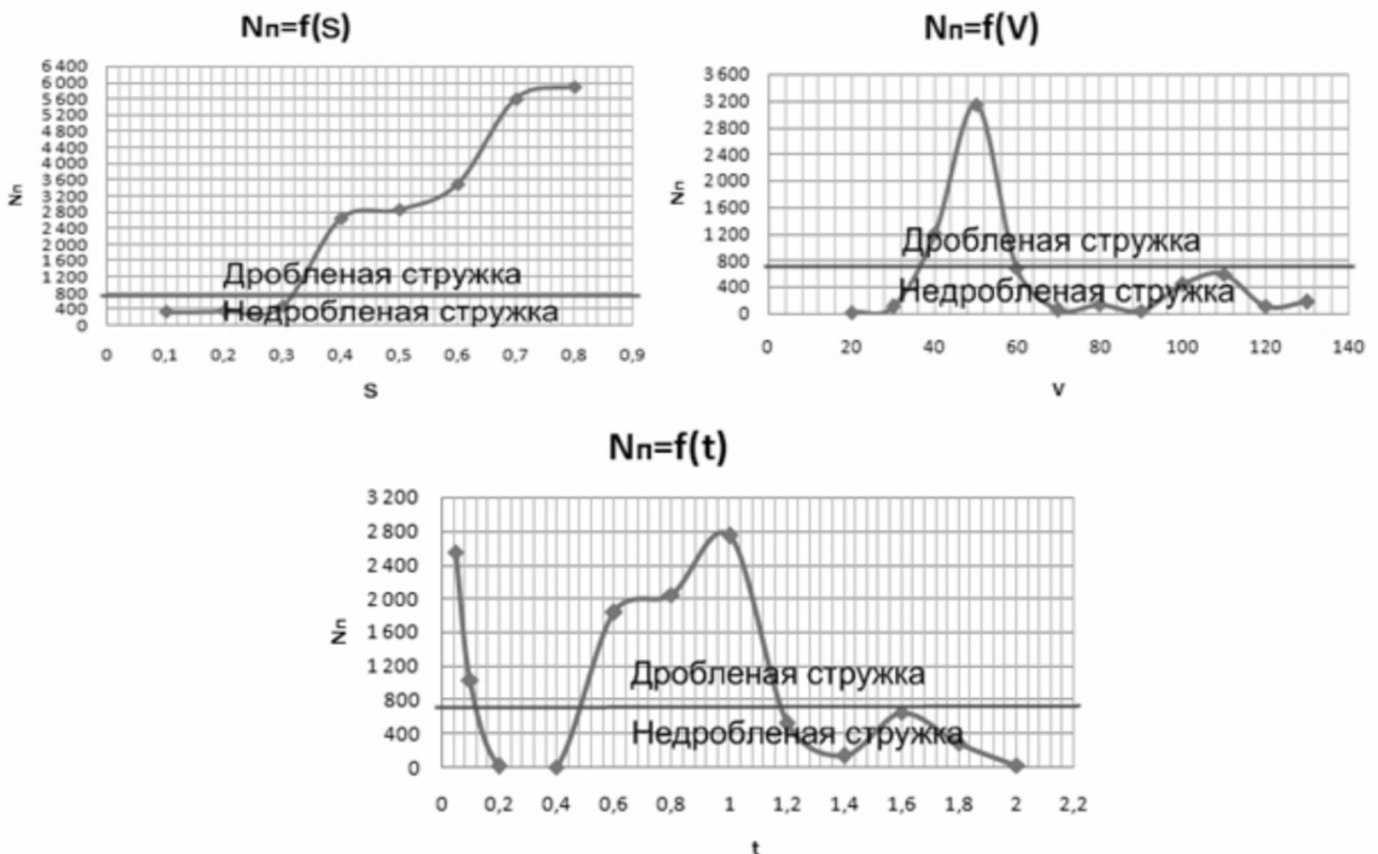


Рис. 5. Зависимости параметра $N_{\text{п}}$ от режимов резания на частотном диапазоне 100...200 кГц

рования. Частотный диапазон 200...300 кГц, очевидно, позволяет увидеть детали процесса резания более подробно, однако это усложняет характер получаемых зависимостей и лишь затрудняет процесс диагностирования стружкодробления с учетом порогового значения амплитуды колебаний сигнала АЭ, т. е. это N_{Π} , $A \cdot N / dt_{\Pi}$ и $A^2 \cdot N / dt_{\Pi}$. Однако наиболее информативным и достаточным для определения вида стружки является параметр активности АЭ N_{Π} . Значение параметра N_{Π} выше 700 импульсов за секунду свидетельствует о наличии стружкодробления при точении.

Метод АЭ позволит осуществлять непрерывный или дискретный активный контроль за ходом технологического процесса обработки, корректировать режимы обработки с целью обеспечения дробления стружки, а также проводить входной контроль обрабатываемого материала и режущих свойств инструмента. Экономическая эффективность применения

АЭ определяется повышением надежности процессов обработки, увеличением их производительности.

Список литературы

1. *Андрейкив А.Е., Лысак Н.В.* Метод акустической эмиссии в исследовании процессов разрушения. – Киев: Наукова думка, 1989. – 176 с.
2. *Клюев В.В.* Неразрушающий контроль: Справочник: В 7 т. / под общ. ред. В.В. Клюева. – Т. 7: В 2 кн. – Кн. 1. В.И. Иванов, И.Э. Власов. Метод акустической эмиссии. – Кн. 2. Ф.Я. Балицкий, А.В. Барков, Н.А. Баркова и др. Вибродиагностика. – М: Машиностроение, 2005. – 829 с.
3. *Подураев В.Н., Базаров А.А., Горелов В.А.* Технологическая диагностика резания методом акустической эмиссии. – М.: Машиностроение, 1988. – 89 с.
4. *Синопальников В.А., Еременко И.В.* Диагностика процесса резания и инструмента: учеб. пособие. – М.: МОССТАНКИН, 1991. – 264 с.

Control chip breaking in turning the method of acoustic emission

A.M. Firsov, A.V. Vdovin, V.O. Chervinskiy, I.V. Timahovich

The results of experimental investigations of the possibility the control chip breaking in turning to the method of acoustic emission.

Key words: control, breaking chips, turning, acoustic emission.

УДК 621 (038)

ИНТЕРНЕТ-ВЕРСИЯ ТОЛКОВОГО СЛОВАРЯ ТЕРМИНОВ ПО МАШИНОСТРОЕНИЮ

*А. Г. КАЗАНЦЕВ, канд. техн. наук, профессор,
А. В. ВДОВИН, аспирант
(БТИ (филиал) ФГБОУ ВПО АлтГТУ, г. Бийск)*

Статья поступила 4 апреля 2012 года

Казанцев А. Г. – 659305, Алтайский край, г. Бийск, ул. Трофимова, 27,
Бийский технологический институт (филиал) ФГБОУ ВПО АлтГТУ, e-mail: ag@bti.secna.ru

Представлены результаты работы по созданию справочного Интернет-ресурса в области машиностроительной терминологии с применением современных способов представления информации (3D, видео и т.д.) и методов обучения.

Ключевые слова: машиностроение, машиностроительная терминология, справочное издание, толковый словарь, интернет, 3D, трехмерное твердотельное моделирование.

В настоящее время существует большое количество словарей в области машиностроения, которые помогают нам понять толкование многих терминов, но большая их часть выполнена на бумажных носителях. Повсеместное применение компьютерной техники в школе и быту привело к тому, что практически каждый учащийся имеет доступ во всемирную сеть – интернет. Новое поколение пользователей все больше предпочитает искать информацию во всемирной паутине. Преимущества очевидны: скорость доступа, быстрый поиск, удобная передача на расстояние и т.д.

Коллектив авторов Бийского технологического института АлтГТУ им. И.И. Ползунова создали Интернет-версию справочного электронного издания в области машиностроительной терминологии – <http://sl3d.ru>

Цель словаря – дать толкование терминов в словесной форме (рис. 1) и привести иллюстрации на современном визуальном уровне (рис. 2–5). Особенно это актуально в технических вузах, где широко применяется в учебном процессе мультимедийное оборудование и множество изучаемых объектов могут быть представлены в виде иллюстраций – от обычных схем и рисунков до сложных трехмерных твердотельных моделей. Это значительно упрощает процесс усвоения принципов работы устройств и особенностей их конструкций, часто давая возможность не прибегать к их описательной части. Исходя из этого авторы данной работы

стремились максимально использовать возможности компьютерной техники и часть терминов проиллюстрировать цветными рисунками, фотографиями, видеороликами и, главное, – трехмерными твердотельными моделями, использование которых позволяет понять значение термина, иногда даже не прибегая к его словесному описанию.

Интернет-версия создается на основе справочного электронного издания «МАШИНОСТРОЕНИЕ. Толковый словарь терминов» (авторы А.Г. Казанцев, Ю.Н. Косицын, версия 2011 года), содержащего 13 400 терминов, 2 070 рисунков, фотографий и 112 видеороликов, а также 2 089 трехмерных моделей по технологии машиностроения, материаловедению, металлорежущим станкам и резанию металлов, режущему инструменту и деталям машин, а также другим областям машиностроения. Часть терминов включает в себя, кроме краткого толкования, достаточно обширную информацию по рассматриваемым темам, которая соответствует объемам программ вузовской подготовки дипломированных специалистов. Сайт постоянно пополняется новыми терминами.

Интернет-версия словаря функционально соответствует указанному выше справочному электронному изданию. На сайте также присутствует возможность просматривать 3D-модели, вращать их, разбирать и т.д. Трехмерные твердотельные модели разрабатывались в САД-системе «Компас» (компания АСКОН).

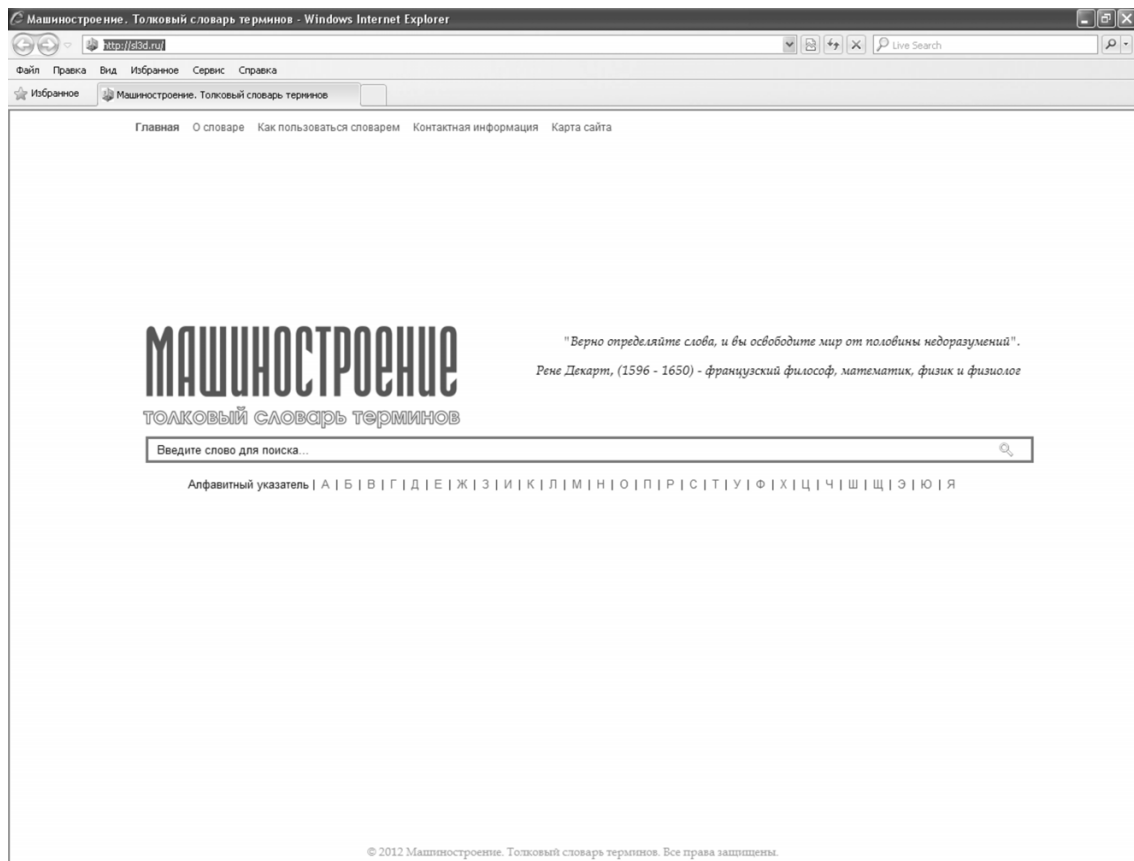


Рис. 1. Вид главной странички словаря

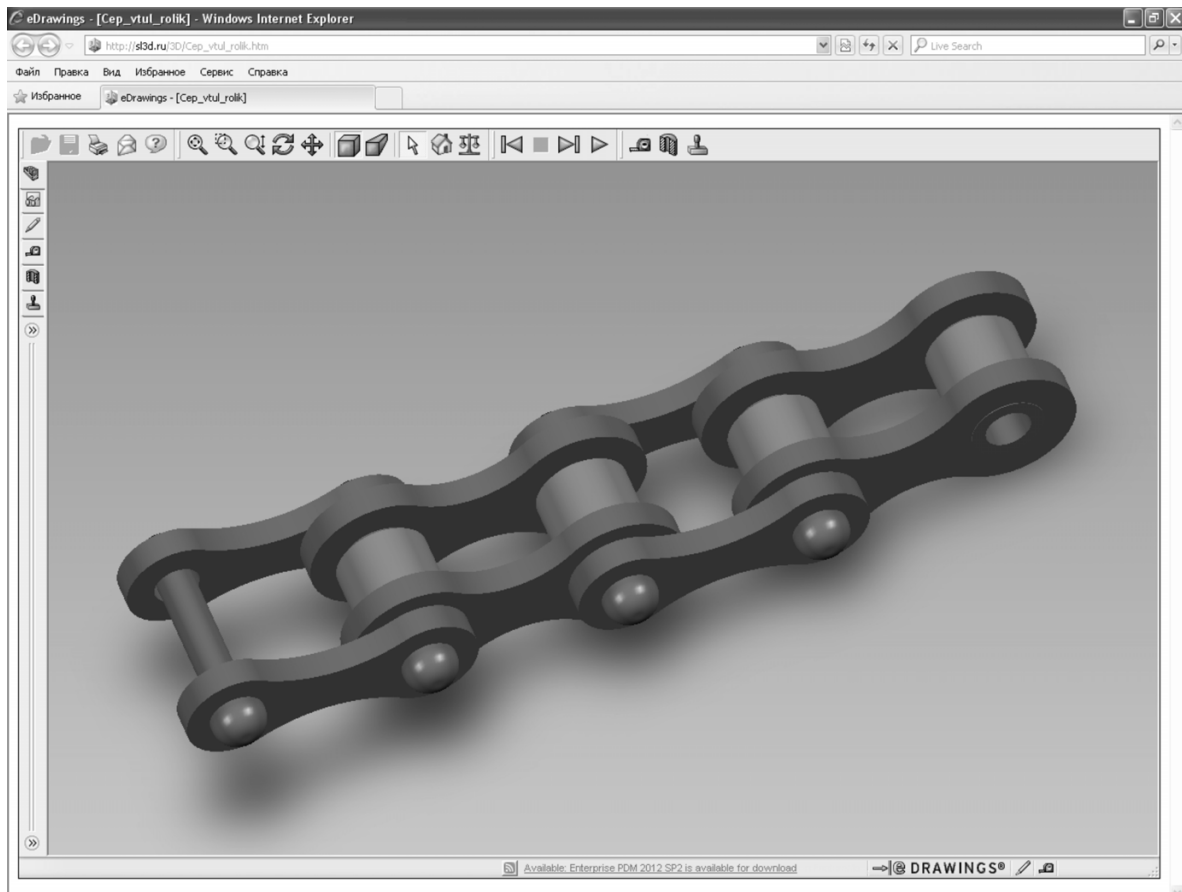


Рис. 2. 3D-модель к термину «Втулочно-роликовая цепь»



Рис. 3. Рисунок к термину «Корончатая гайка»

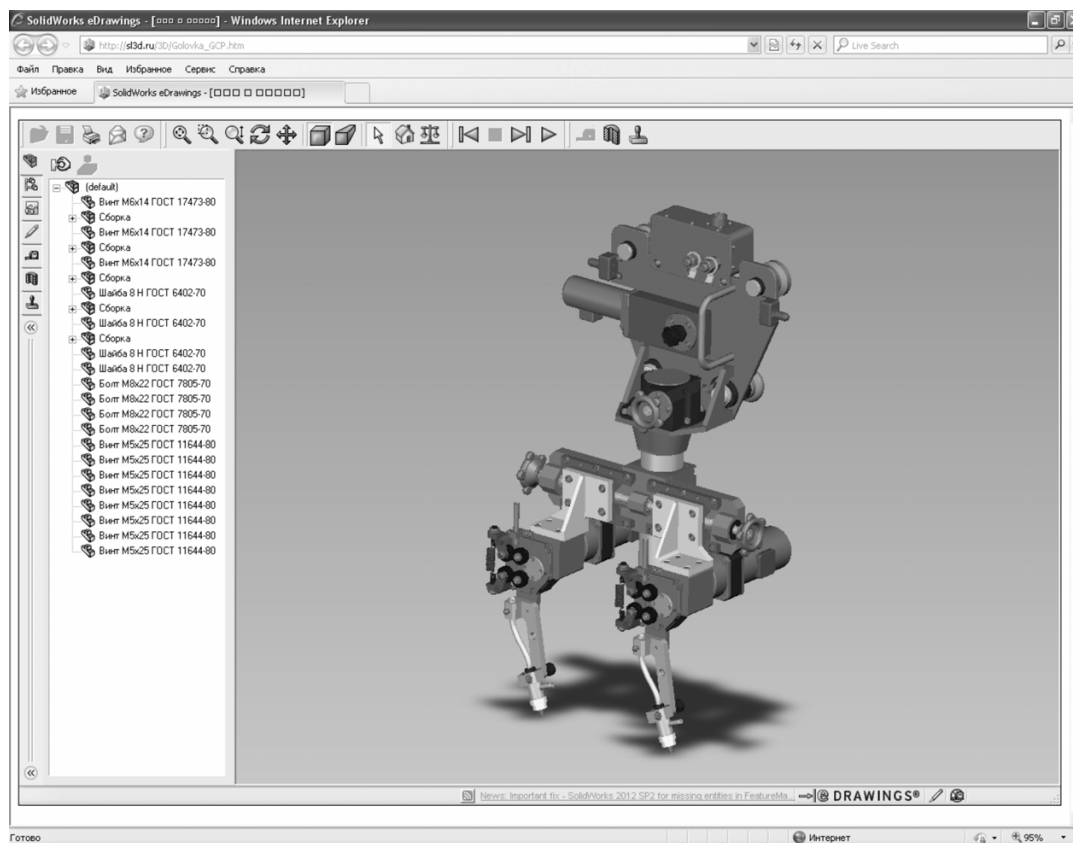


Рис. 4. 3D-модель к термину «Сварочная полуавтоматическая головка ГСП-4»

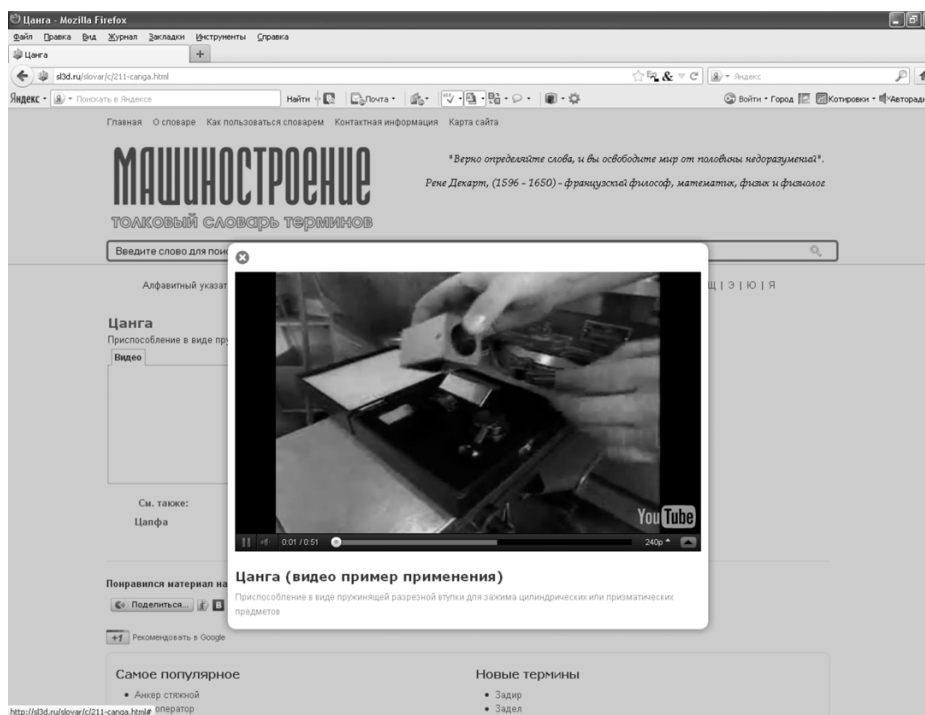


Рис. 5. Видеоролик к термину «Цанга»

В отличие от существующих бумажных вариантов у словаря есть ряд преимуществ:

- для работы с Internet-версией словаря необходим только доступ в интернет через браузер Internet Explorer, который стоит на большинстве компьютеров;
- сайт дает возможность в качестве иллюстраций демонстрировать видеоролики и анимационные сюжеты, без ограничений использовать качественные цветные схемы, рисунки, фотографии и интерактивные трехмерные твердотельные модели;
- при работе с 3D-моделями, иллюстрирующими термин, объект можно вращать, приближать и удалять, выполнять сечения, проводить замеры, разбирать конструкцию на составные части (для сборных), делать элементы объекта полупрозрачными или скрывать их;
- структура сайта проста и логична, что дает возможность большинству пользователей работать с сайтом на интуитивном уровне (см. рис. 1);
- электронный вид представления информации позволяет расширять и углублять содержа-

ние словаря без значительных затрат, что делает его динамически развивающимся.

Сайт можно использовать на любом этапе образования – с начального профессионального до высшего технического. Весьма полезным сайт может оказаться для студентов технических вузов, студентов-иностранцев при изучении специальных дисциплин на русском языке, преподавателей, читающих лекции с использованием мультимедийной техники.

Сайт проходит предварительную апробацию и уже положительно себя зарекомендовал в учебном процессе при подготовке дипломированных специалистов по направлению 657800 «Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств» (специальность 151001 «Технология машиностроения») Бийского технологического института (филиала) ФГБОУ ВПО «Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова».

Постоянный адрес Internet-версии словаря <http://sl3d.ru>

Internet version of the explanatory dictionary of terms for mechanical engineering

A. G. Kazantsev, A. V. Vdovin

The results of the work to create an Internet resource reference in the field of engineering terminology, the use of modern methods of presenting information (3D, video, etc) and teaching methods.

Key words: engineering, engineering terminology, reference book, explanatory dictionary of terms, 3D, three-dimensional solid modeling.

МЕДИА-КИТ ЖУРНАЛА

Ежеквартальный научно-технический и производственный журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» учрежден следующими организациями:

- ОАО Новосибирский проектно-технологический и экспериментальный институт «Оргстанкинпром»;
- Федеральное Государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Новосибирский государственный технический университет»;
- ООО Научно-производственная коммерческая фирма «Машсервисприбор».

Дата основания: 1998 год – Инструмент Сибири; с 2001 года – Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты).

Свидетельство о регистрации средств массовой информации ПИ № ФС77-23961 от 05 апреля 2006 г. ISSN 1994-6309.

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

В журнале публикуются:

- материалы о прогрессивном оборудовании и инструментах для металло- и деревообработки, слесарно-монтажных, строительных и малярных работах, о достижениях в области их разработки и авангардных технологиях производства, а также о проблемах экономики и организации производства, подготовки специалистов и повышения их квалификации;
- результаты научных исследований докторов и кандидатов наук, аспирантов, магистров техники и технологии.

Имеются разделы: «Технология», «Оборудование», «Инструменты», «Материаловедение», «Труды конференций», «Научно-техническая информация» и др.

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

Тираж – до 1000 экз.

Объем – до 150 стр.

Формат – А4

Периодичность – 4 раза в год (ежеквартально).

Структура распространения журнала:

- по подписке (Индекс в каталоге агентства «Роспечать» – 70590);
- адресная почтовая рассылка по промышленным предприятиям, научным и учебным заведениям России;
- на выставках, конференциях.

Регионы распространения:

- Сибирь, Алтай, Дальний Восток – 70 %;
- Урал, Западный регион РФ – 30 %.

Структура читательской аудитории:

Преподаватели учебных заведений и научные сотрудники	64 %
Руководители (инжиниринговых предприятий, фирм-разработчиков и др.)	8 %
Ведущие специалисты предприятий (главные инженеры, технологи, конструкторы и т.д.)	11 %
Инженерно-технический состав предприятий и организаций	17 %

Научно-технический и производственный журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» с 2003 года является организатором проведения ежегодной Всероссийской научно-практической конференции

«Проблемы повышения эффективности металлообработки в промышленности на современном этапе» совместно с МВЦ «ИТЕ Сибирская Ярмарка» в рамках Международной промышленной выставки «Машиностроение. Металлообработка. Сварка. Металлургия».

Журнал представлен:

- на сайте НГТУ: www.nstu.ru (раздел «Научная и инновационная деятельность»); научные издания);

- на сайте ФГУП «Издательство Сибирского отделения Российской академии наук»: psb@ad-sbras.nsc.ru;

- электронная версия журнала доступна на платформе eLIBRARY.RU.

Адрес редакции журнала:

630092, г. Новосибирск, проспект Карла Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5, ком. 274, зав. кафедрой теоретической механики и сопротивления материалов, зам. гл. редактора В.Г. Атапин.

Тел. (383) 346-17-77;

E-mail: obrmet@ngs.ru

График выхода журнала:

Номер	Предоставление статей	Выход в свет
1 – 2012	до 15.02. 2012	28.03.2012
2 – 2012	до 15.05. 2012	28.06.2012
3 – 2012	до 15.08. 2012	29.09.2012
4 – 2012	до 15.11. 2012	28.12.2012

Научно-технические статьи, направленные в адрес журнала «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)», проходят редактирование и рецензирование и публикуются бесплатно.

Рекламные материалы должны соответствовать тематике научно-технического и производственного журнала по машиностроению.

Цветная реклама на обложке (формат А4):

2-я страница – 18 000 руб.

3-я страница – 15 000 руб.

4-я страница – 20 000 руб.

ПРАВИЛА ДЛЯ АВТОРОВ

Научно-технический и производственный журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» выходит 4 раза в год (март, июнь, сентябрь, декабрь). В журнале публикуются статьи, содержащие **новые и оригинальные результаты исследований** по следующим научным направлениям: 05.02.07 – Технология и оборудование механической и физико-технической обработки, 05.02.08 – Технология машиностроения, 05.16.01 – Металловедение и термическая обработка металлов и сплавов, 05.16.09 – Материаловедение (машиностроение). В печатном виде журнал распространяется через Роспечать по подписке, подписной индекс – 70590. Электронная версия журнала доступна на платформе eLIBRARY.RU.

Статью с приложениями и их электронные версии на CD можно направлять в редакцию **по почте либо по электронной почте (obrm@ngs.ru)**. Одновременно со статьей высылается **оригинал экспертного заключения** о возможности открытого опубликования статьи на почтовый адрес редакции: 630092, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5, ком. 274, зав. кафедрой теоретической механики и сопротивления материалов, зам. главного редактора Атапину В.Г.

Все рукописи рецензируются.

Плата за публикацию рукописей не взимается.

Требования к оформлению рукописей

• Формат оригиналов – **A4**. Текст набирается в русифицированном редакторе **Microsoft Word**. Шрифт – **Times New Roman**, размер шрифта основного текста – **14 пт**, параметры страницы – все поля **2 см**. Выравнивание по ширине. Межстрочный интервал **полуторный**. Абзацный отступ – **1,25 см**. Переносы включены.

• Рисунки, таблицы, графики, фотографии должны быть четкими и понятными, могут быть включены в текст статьи.

Статья **должна содержать в явном или неявном виде следующие разделы.**

1. Введение (не более 1 стр.). 2. Методика проведения исследований или расчетов. 3. Результаты исследования и их обсуждение. 4. Выводы. 5. Список литературы.

• Следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

• На отдельном листе приводится информация для РИНЦ.

Требования к набору рукописей

Единицы физических величин. При подготовке рукописи необходимо руководствоваться Международной системой единиц (СИ).

Таблицы нумеруются, если их число более одной. Заголовок необходим, когда таблица имеет самостоятельное значение, без заголовка дают таблицы вспомогательного характера.

Математические формулы. Сложные и многострочные формулы должны быть целиком набраны в редакторе формул Microsoft Equation 3.0. *Порядковые номера присваиваются только наиболее важным формулам, на которые имеются ссылки в тексте, номера помещают в круглых скобках*

у правого края полосы. Используется только сквозная нумерация.

Рисунки (*не более 6 шт.*) представляются в форматах TIFF, PNG, JPEG, BMP, WMF. *Рисунки, сканированные откуда-либо, не принимаются.* Рекомендуемые размеры рисунков: 60 × 150, 60 × 70 мм. Фотографии должны быть представлены файлом в формате TIFF с размерами 1024 × 768 pt и разрешением не менее 300 × 300 dpi. На фотографиях нельзя наносить какие-либо пометки.

Библиографический список, оформленный в соответствии с ГОСТ Р 7.05-2008 «Библиографическая ссылка», составляется по ходу упоминания литературы в тексте и приводится в конце рукописи. В него не следует включать неопубликованные материалы; ссылки на электронные ресурсы и тезисы в библиографическом списке не приветствуются. Ссылки в тексте на литературу даются в квадратных скобках, например [1], [2, 3], [4–7], [4, стр. 23–28]. Список литературы должен включать для заказных статей не более 25 наименований, для обычных статей – не более 10, для кратких сообщений – не более 5.

Дополнительная информация приведена на сайте www.nstu.ru (раздел «Научная и инновационная деятельность»); научные издания).