ISSN 1994-6309

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

технология • оборудование • инструменты

№2(35)/2007

научно-технический и производственный журнал

Знаменательные даты
Технология
Технология и материалы

Инструмент
Сварные соединения
Оборудование
Конференции

7 мая 2007 года состоялось торжественное открытие учебного центра металлообрабатывающих технологий при механико-технологическом факультете НГТУ

(продолжение на стр. 2)

НОВОСИБИРСК • 2007

МЕХАНИКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ФАКУЛЬТЕТ

НОВОСИБИРСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

(Продолжение, начало на стр.1)

Открытие центра явилось результато совместной двухлетней подготовительной работы проведенной сотрудниками НГТУ и Германског станкостроительного концерна «Deckel-Maho Gildemeister» (DMG). Учебный центр оборудова тремя современными обрабатывающим центрами, которые серийно выпускаютс концерном «DMG», двумя компьютерным классами на 20 рабочих мест, предоставленным немецкой стороной для обучения и повышени квалификации специалистов металлообработк всех уровней от рабочего до инженера. На основ договора предусмотрено регулярное обновлени технического оснащения учебного центра. Эт позволит иметь в учебном процессе само современное оборудование.

Открытие учебного центра передовы металлообрабатывающих технологий являетс составной частью реализации концепци инновационной образовательной программ «Новые материалы и технологии», реализуемо НГТУ в рамках национального проект «Образование».

Учебный центр открывали ректор НГТ профессор Пустовой Н.В., представитель концерн «DMG» г-н Корогодский А.А., консул Германии Новосибирске г-н Михаэль Кантцлер и губернато Новосибирской области г-н Толоконский В.А Первого июня 2007 г. с деятельностью учебног центра ознакомились Министр образования науки РФ г-н Фурсенко А.А. и директо Всероссийского научного центра «Курчатовски институт» чл.-корр. РАН Ковальчук М.В.

Созданный в НГТУ совместно с Германски станкостроительным концерном «Deckel-Maho Gildemeister» учебный центр металлообра батывающих технологий является на сегодняшни день единственным в России. Понимая большу значимость таких центров в межгосударственно сотрудничестве Германии и России, консу Германии г-н Михаэль Кантцлер обеща содействовать приходу в НГТУ таких известны компаний, как «Siemens» и «Bosch».

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ:
Пискунов А.А., ген. директор ОАО НПТ и ЭИ «Орг-станкинпром», член-корр. Международной Академии науковедения, доцент – сопредседатель совета.
Пустовой Н.В., ректор НГТУ, профессор, д.т.н. – сопредседатель совета.
Анисименко Г.Е., директор производственно-технологической фирмы «Сигма-инструмент»; **Афанасьев В.К.,** академик РАЕ, профессор, д.т.н., СибГИУ; **Балков В.П.,** зам. ген. директора АО «ВНИИинструмент», к.т.н.; **Батаев А.А.,** профессор, д.т.н., НГТУ; **Герасенко А.Н.,** директор ООО НПКФ «Машсервисприбор»; **Голубев Ю.М.,** директор ООО «Инструмент для автосервиса», доцент, к. т. н.; **Кирсанов СВ.,** профессор, д.т.н., ТПУ; **Коган Б.И.,** член-корр. РАЕН, профессор, д.т.н., КузГТУ; **Коротков А.Н.,** академик РАЕ, профессор, д.т.н., КузГТУ; **Кудряшов Е.А.,** профессор, д.т.н., ЧитГТУ; **Морозов Б.В.,** советник ген. директора ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром», к.т.н.; **Овчаренко А.Г.,** профессор, д.т.н., БТИ АлтГТУ; **Рахимянов 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 – члены совета.

ИЗДАТЕЛИ:
ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром»
Новосибирский государственный технический университет

Главный редактор	МОРОЗОВ Б.В.
Зам. главного редактора	ГЕРАСЕНКО А.Н.
Зам. главного редактора	БУРОВ В.Г.
Вёрстка и дизайн	ХИСМАТУЛИН О.И.
Корректура	ВЕТЧАКОВА Л.Н.

Редакция не несет ответственности за достоверность информации в рекламных материалах. Необходимые сертификаты и лицензии обеспечиваются рекламодателями.

Полная или частичная перепечатка материалов, опубликованных в настоящем издании, допускается только с письменного разрешения редакции. Ссылка на журнал обязательна.

Мнение авторов публикаций может не совпадать с мнением редакции. Оригиналы статей не возвращаются.

Отпечатано в типографии ООО «Альянс»
Подписано в печать 25.06.2007 г.
Тираж 1000 экз.

СОДЕРЖАНИЕ:

Знаменательные даты. ПОЗДРАВЛЯЕМ ЮБИЛЯРОВ 4

Технология

Е.А. КУДРЯШОВ. Деформационное упрочнение и технологическое обеспечение поверхностного слоя деталей при лезвийной обработке композитами 6

А.М. ДОЛГАНОВ, Т.Н. ИВАНОВА. Технологическое обеспечение эффективности шлифования с вихревым охлаждением воздухом 10

К.Х. РАХИМЯНОВ. Влияние температуры отжига на структуру и твердость аморфных и нанокристаллических сплавов 14

А.Н. КОРОТКОВ, С.А. КОСТЕНГКОВ. Совершенствование галтовочных тел за счет применения шлифовальных зерен с контролируемой формой 17

Технология и материалы

Л.П. КОРОТКОВА, Н.В. ПРОКАЕВ. Качество поверхности наружных колец подшипников, обработанных шлифовальными кругами с контролируемой формой зерен 19

Г.П. КЕРША, А.Ю. ВАСИЛЬЕВ. Взаимосвязь процессов анодного растворения и микрорезания в условиях алмазного электрохимического шлифования 23

В.Ю. СКИБА. Обеспечение требуемого характера распределения остаточных напряжений при упрочнении высокоэнергетическим нагревом токами высокой частоты 25

Инструмент

В.А. КОРОТКОВ. Оценка формы и площади поверхности шлифовальных зерен в трехмерном пространстве 27

А.Н. КОРОТКОВ, Д.М. ДУБИНКИН. Влияние формы шлифовальных зерен обдирочных кругов на эффективную мощность шлифования 30

А.А. БАКАНОВ, Г.И. КОРОВИН. Совершенствование конструкции сборного сверла со сменными многогранными пластинами 31

Сварные соединения

Ю.Н. САРАЕВ, В.П. БЕЗБОРОДОВ, Ю.В. СЕЛИВАНОВ, И.В. НИКОНОВА Влияние режимов наплаки покрытий на коррозионную стойкость в кислых средах сварных соединений аустенитных сталей.....33

Оборудование

Б.И. КОГАН, М.Ф. КАМОСКИЙ. Модернизация валка углеразмольной мельницы 36

Конференции

А.Н. КОРОТКОВ. V Всероссийская научно-практическая конференция «Проблемы повышения эффективности металлообработки в промышленности на современном этапе» 37

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.

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

Подписка осуществляется через редакцию

АДРЕС РЕДАКЦИИ: 630087, г. Новосибирск – 87, пр. К.Маркса, 30, ОАО НПТ и ЭИ «ОРГСТАНКИНПРОМ»
Тел.: (383) **346-37-77**, тел./факс: **346-39-11** E-mail: ostp@sibproject.ru

ПОЗДРАВЛЯЕМ ЮБИЛЯРОВ!

Редакционный совет, редакция научно-технического и производственного журнала «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» поздравляют членов редакционного совета д.т.н., профессора Евгения Алексеевича Кудряшова и к.т.н., доцента Юрия Михайловича Голубева с юбилейными датами и желают им крепкого сибирского здоровья и дальнейших творческих успехов!

Кудряшов Евгений Алексеевич, проректор по научной и инновационной работе Читинского государственного технического университета, родился 5 июля 1947 года в г. Белая Церковь, УССР. В 1965 г. закончил Читинский политехнический техникум. С 1966 по 1972 гг. учился в Читинском филиале Иркутского политехнического института, получил квалификацию инженера-механика по специальности «Технология машиностроения. Металлорежущие станки и инструменты» и был направлен по распределению на Читинский станкостроительный завод, где прошел путь от инженера-технолога до главного метролога завода. С ноября 1980 г. Е.А. Кудряшов работает в Читинском государственном университете заведующим кафедрой «Технология машиностроения».

Ученое звание доцента присвоено в 1985 г., докторскую диссертацию защитил в 1997 г., ученое звание профессора присвоено в 1998 г.

С октября 2002 г. Е.А. Кудряшов – проректор по научной и инновационной работе.

Е.А. Кудряшов является инициатором открытия нескольких важных для Забайкалья инженерных специальностей с последующей организацией самостоятельных кафедр: «Автоматизация технологических процессов», «Экономика и управление на предприятиях машиностроения», что позволило в 2004 году создать в составе университета институт технологических и транспортных систем. Им созданы научные основы применения искусственных сверхтвердых инструментальных материалов при обработке деталей высокой конструктивной и технологической сложности в условиях прерывистого скоростного резания, признанные у нас в стране и за рубежом; он является одним из разработчиков гаммы резьбообрабатывающих полуавтоматов и магнитной технологической оснастки. Имеет более 200 научных трудов и изобретений, девять монографий и учебных пособий, учебник с грифом УМО.

Профессор Е.А. Кудряшов является признанным организатором научной деятельности, основателем Забайкальской школы ученых-технологов машиностроения. Руководитель магистратуры и аспирантуры, член диссертационного совета по присуждению ученой степени доктора и кандидата наук в Иркутском государственном техническом университете. Подготовил 10 кандидатов технических наук.

В рамках международного соглашения Е.А. Кудряшов несколько раз выезжал для чтения лекций и научных консультаций в КНР. За заслуги в подготовке инженерных кадров в Китае удостоен правительством КНР звания Почетный профессор Шаньдуйского университета технологий и бизнеса.

Является неоднократным участником научных международных и всероссийских выставок. Лауреат Всероссийской выставки-ярмарки научных инноваци-

онных разработок вузов России в г. Новочеркасске в 2003 и 2005 гг., обладатель серебряной медали международного салона изобретений «Конкурс Лепин», Франция, 2006 г.

Е.А. Кудряшов – академик Международной академии наук экологии и безопасности жизнедеятельности; член-корреспондент Российской академии естественных наук. Заместитель главного редактора реферируемого журнала «Вестник ЧитГУ»; член редакционного совета реферируемого научно-производственного журнала «Обработка металлов», г. Новосибирск.

Е.А. Кудряшов является членом Консультационного Совета по научно-технической политике и инновациям при губернаторе Читинской области, председателем Экспертного совета по развитию машиностроения Читинской области, членом президиума Дальневосточного регионального учебно-методического центра, членом учебно-методического объединения по автоматизированному машиностроению, г. Москва и др.

За период 2003-2006 гг. численность аспирантов университета увеличилась с 28 до 61, количество научных специальностей до 27.

В 2006 г. в диссертационных советах университета и ведущих вузов РФ защищены 4 докторские и 59 кандидатских диссертаций (в том числе в диссертационных советах ЧитГУ-47).

Процент ППС с учеными степенями и (или) званиями более 64 процентов, в том числе докторов наук свыше 13 процентов.

Объемы финансируемых исследований выросли с 14,5 млн руб. до 27,6 млн руб.

Развивается академическая наука. Так, в 2005 г. решением Бюро отделения общественных наук РАН при ЧитГУ организован филиал Института Дальнего Востока РАН, заканчивается работа по открытию Читинского филиала Института горного дела Сибирского отделения РАН.

За значительный вклад в развитие высшей школы Е.А. Кудряшов отмечен наградами: Заслуженный работник Высшей школы Российской Федерации; Заслуженный деятель науки и техники Читинской области; Изобретатель СССР; Орден Международной академии наук экологии и безопасности жизнедеятельности «Звезда ученого» и др.

Юрий Михайлович Голубев, предприниматель, директор сети магазинов «Инструмент», родился 22 мая 1937 года в г. Змеиногорск Алтайского края.

С 1960 г. после окончания механического факультета Ивановского текстильного института работал конструктором, преподавал в техникуме. С 1962 г. работал ассистентом в НЭТИ, с 1963 по 1966 гг. – аспирант на кафедре ТМС НЭТИ. В1966 г. защитил кандидатскую диссертацию по специальности «Технология машиностроения». С 1966 по 1979 гг. – ст. преподаватель, доцент каф. ТМС НЭТИ. В это же время занимался научной работой, организовал научно-техническую лабораторию по качеству поверхностей деталей машин, их технологическому обеспечению.

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

Опубликовал более 200 научных работ, подготовил 8 канд. тех. 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 на основе современных материалов и технологий, прогрессивных конструкций режущих инструментов и металлорежущего оборудования.

Ю.М. Голубев – инициатор создания и до № 1(12) 2001 г. главный редактор научно-технического и производственного журнала «Инструменты Сибири», выходящего в настоящее время под названием «Обработка металлов», членом редакционного совета которого он сегодня является.

Редакционный совет журнала «Обработка металлов».
Редакция журнала «Обработка металлов».

ДЕФОРМАЦИОННОЕ УПРОЧНЕНИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКЕ КОМПОЗИТАМИ

Е.А. КУДРЯШОВ, профессор, доктор техн. наук, ЧитГУ, г. Чита

1. Напряженное поле в изделии при свободном резании с небольшой толщиной среза

Анализ напряженного поля проведен на примере свободного резания. Рассмотрим обработку пластины шириной *B*, рис. 1.

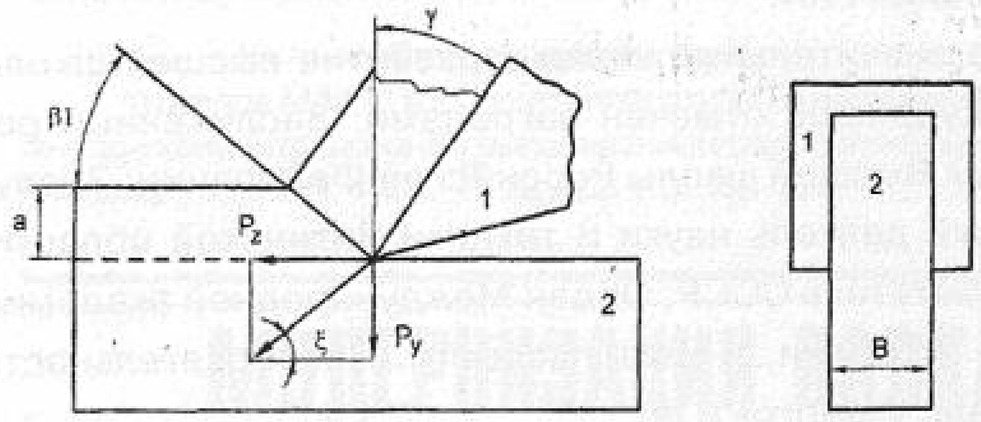


Рис. 1. Схема свободного резания: 1 – резец; 2 – изделие

Очевидно, что $R=\sqrt{P_y^2+P_z^2}$, tg $\xi = P_y/P_z$. Условная схема резания (рис. 2) позволяет напряжения в точке *M* описать зависимостью

$$\sigma_r = -K\cdot\cos\alpha/Br;\ \sigma_\alpha = \sigma_r = 0, \qquad (1)$$

где σ_r – радиальные напряжения; K_0 – постоянный коэффициент, α – угол между полярной осью и радиусом, проведенным в точку *M*; *B* – ширина пластины; γ – расстояние до изучаемой точки *M*; β_1 – угол сдвига; ξ – угол между направлением вектора скорости и равнодействующей силой; *a* – толщина среза.

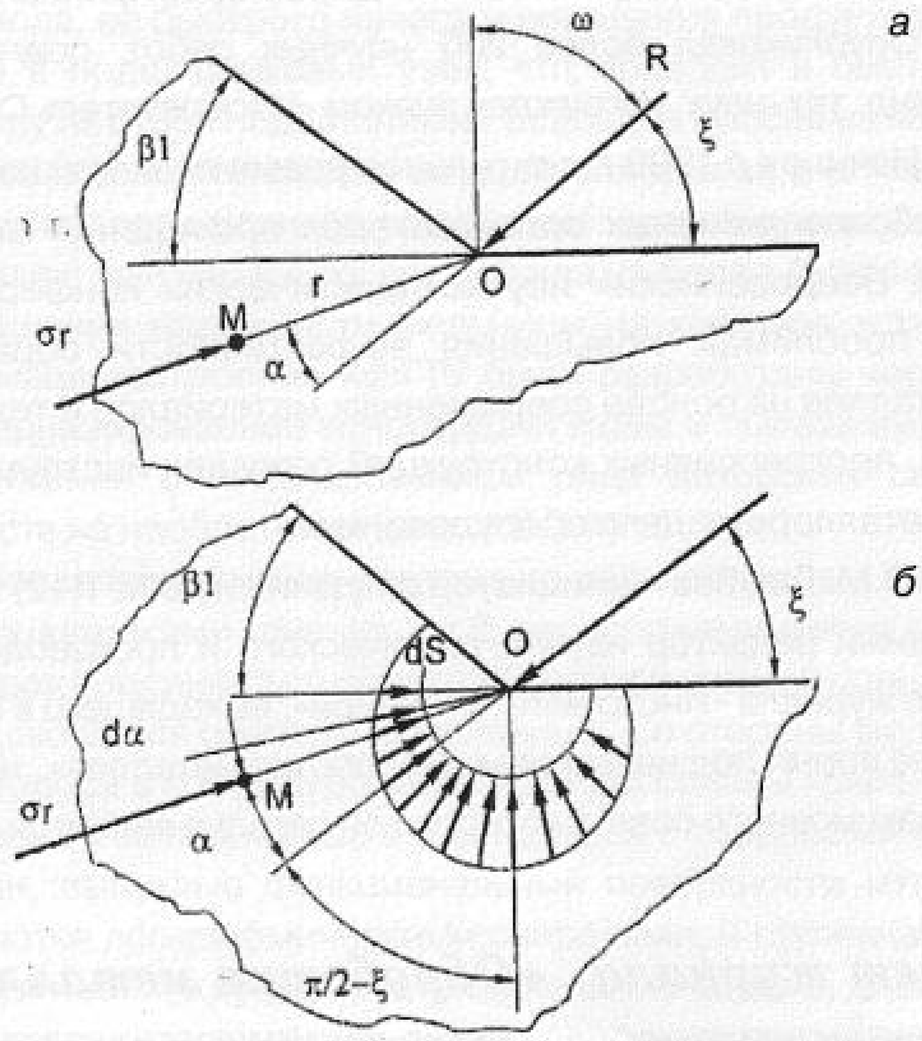


Рис. 2. Схема напряженного состояния

При такой постановке задачи напряжения в перпендикулярном направлении и касательные напряжения равны нулю. Задача представления уравнения (1) заключается в определении постоянной *K*.

Выделим сектор радиуса *r*, удалим пластину, приложим эквивалентные напряжения и составим уравнение равновесия (см. рис. 2, *б*):

$$\int \sigma_r\, bds\cdot\cos\alpha = -R,$$

где определенный интеграл в диапазоне $+(\pi-\xi)-(\xi+\beta_1)$; *ds* – элементарная дуга, соответствующая приращению угла $d\alpha$; $(ds = r\cdot d\alpha)$.

Учитывая, что $\int \cos^2\alpha\cdot d\alpha = (1/2\alpha + 1/4\sin 2\alpha)$, получим

$$K=\frac{4R}{2(\pi+\beta_1)-\sin 2\xi+\sin 2(\xi+\beta_1)}.$$

Таким образом, формула для расчета напряжений приобретает вид

$$\sigma_r = -\frac{4R\cos\alpha}{Br[2(\pi+\beta_1)-\sin 2\xi+\sin 2(\xi+\beta_1)]}. \qquad (2)$$

Обозначим:

$$C_1=\frac{4}{2(\pi+\beta_1)-\sin 2\xi+\sin 2(\xi+\beta_1)}. \qquad (3)$$

Зависимость для радиальных напряжений σ_r запишем в виде

$$\sigma_r = -\frac{C_1\cdot R\cdot\cos\alpha}{Br}. \qquad (4)$$

2. Расчёт глубины деформационного упрочнения при свободном резании

Анализ зависимости (4) показывает, что в точке O приложения равнодействующей силы *R* соприкасаются окружности равных напряжений (изохормы), диаметром $d = r/\cos\alpha$ (рис. 3, *а*).

Из бесконечного множества окружностей должна быть выбрана такая, напряжения на контуре которой равны пределу текучести обрабатываемого материала, т.е. $\sigma_r = \sigma_т$.

Более того, для этой окружности также справедливо $\sigma_r = \sigma_i$, где σ_i – интенсивность напряжений.

$$\sigma_i=\frac{\sqrt{2}}{2\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2}},$$

поскольку для наших условий $\sigma_1 = \sigma_r$; $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$

Следует заметить, что для одноосного напряженного состояния $\sigma_i = \sigma_1$.

На рис. 3, *б* изображена условная схема нагружения, на которой нанесена окружность равных напряжений, соответствующая условию

$$\sigma_r = \sigma_i = \sigma_т.$$

Очевидно, что внутри области, очерченной этой окружностью, возникнут пластические деформации, которые останутся и после снятия внешней нагрузки. Что касается области внешнего контура, то при нагружении в нем будут развиваться упругие деформации, которые после прекращения нагружения исчезнут.

При относительном перемещении резца вместе с ним движется формируемое силой *R* напряженное поле. В конечном итоге на поверхности изделия останется слой с остаточными деформациями, характеризуемый деформационным упрочнением (наклепом). Из рис. 3, *б* следует, что глубина упрочненного слоя равна: $h_н = OB = r \cdot \cos\omega/2$, где *r* – радиус-вектор, проведенный в наиболее удаленную точку (по глубине залегания упрочненного слоя). Угол $\omega/2 = MOB = \alpha = 90^\circ - \xi/2$; $r = -C_1 \cdot R \cdot \cos\alpha / B \cdot \sigma_т$.

Итак, учитывая изложенное, глубину слоя с деформационным упрочнением можно определить по зависимости

$$h_н = \frac{C_1 R \cos^2\omega}{B \cdot \sigma_t}, \qquad (5)$$

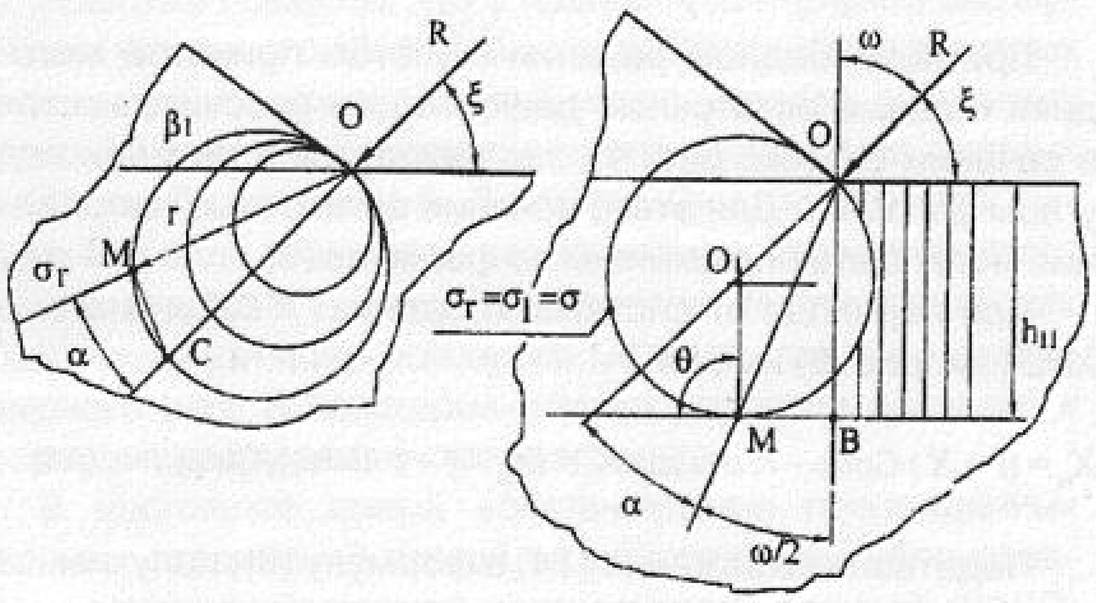


Рис. 3. Схема определения глубины деформационного упрочнения при свободном резании

3. Определение относительной деформации в зоне деформационного упрочнения

Изменение степени деформации по глубине деформационного упрочнения можно определить исходя из следующих соображений. Наибольшие напряжения, а следовательно, и максимальные деформации будут развиваться в точках, принадлежащих радиус-вектору *r* (*OM*) при значении угла $\alpha = \omega/2$. Естественно, что их изменение будет от $\varepsilon_r = 0$ в точке *M*, до $\varepsilon_{r\,max}$ в точке 0 (см. рис. 3).

Рассмотрим деформацию условно выделенной частицы обрабатываемого материала, очерченной радиусом малого размера и расположенной на радиус-векторе *r* на некотором расстоянии *X* от обработанной поверхности (рис. 4).

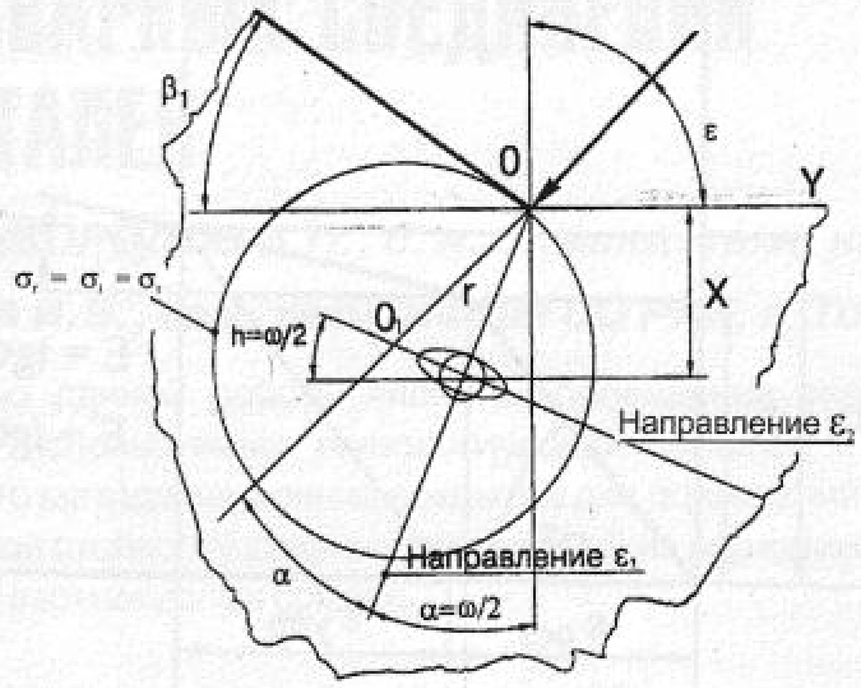


Рис. 4. Главные деформации в поверхностном слое от действия силы резания

Поскольку частица материала находится в области, очерченной окружностью, на контуре которой выполняются условия, после снятия нагрузки она трансформируется в эллипс, большая ось которого будет перпендикулярна направлению ε_1. Сказанное справедливо, если рассматривать плоскую систему (см. рис. 4). В действительности возможен случай, когда остаточная деформация ε_3 также будет проявляться и в направлении, перпендикулярном плоскости чертежа.

Таким образом, если рассматривать деформацию частицы в виде шара малого диаметра, то его остаточный вид будет напоминать эллипсоид, у которого в сечении плоскостью чертежа большая ось будет равна $2b_1$, а малая $2a1$. В сечении, перпендикулярном плоскости чертежа, соответственно $2b_1$ и $2a_2$, т.е. в общем случае возможны два варианта:

1) широкая пластина (плоская деформация)

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_r;\ \varepsilon_2 = -\varepsilon_1 = -\varepsilon_r;\ \varepsilon_3 = 0, \qquad (6)$$

2) тонкая пластина (плоское напряженное состояние)

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_r;\ \varepsilon_2 = \varepsilon_3 = \mu\varepsilon_1 = \mu\varepsilon_2, \qquad (7)$$

где μ – коэффициент Пуассона для пластичной зоны.

Главные деформации ε_1 (ε_r), ε_2 ε_3 в пластичной области определяются из предпосылки, что диаграмма формирования аппроксимирована линейным упрочнением (рис. 5), из которого следует $\varepsilon_{r\,ост} = \varepsilon_r - \varepsilon_{упр}$, где $\varepsilon_r = \sigma_r / E$; $\varepsilon_{упр} = \sigma_1 / E$.

С другой стороны, $\sigma_1 = \sigma_т + \varepsilon_{пл} \cdot E' = \sigma_т + (\sigma_r - \sigma_т) \cdot E' / E$. Учитывая эти равенства, получим

$$\varepsilon_{r\,ост} = (\sigma_r - \sigma_т) \cdot (E - E') / E^2. \qquad (8)$$

Вместо ε_r подставим значение согласно выражению (4), но прежде всего вместо силы *R* введем силу, отнесенную к единице длины, т.е. $R' = R / B$, и перейдем к декартовым координатам (см. рис. 4), $x = r \cdot \cos\omega / 2$.

Очевидно, наибольшие деформации возникают в сечении $a = \omega / 2$, тогда

$$\varepsilon_{r.ocm} = -\frac{C_1 \cdot R' \cdot \cos^2\omega/2}{x - \sigma_т} \times \frac{E - E'}{E^2}. \qquad (9)$$

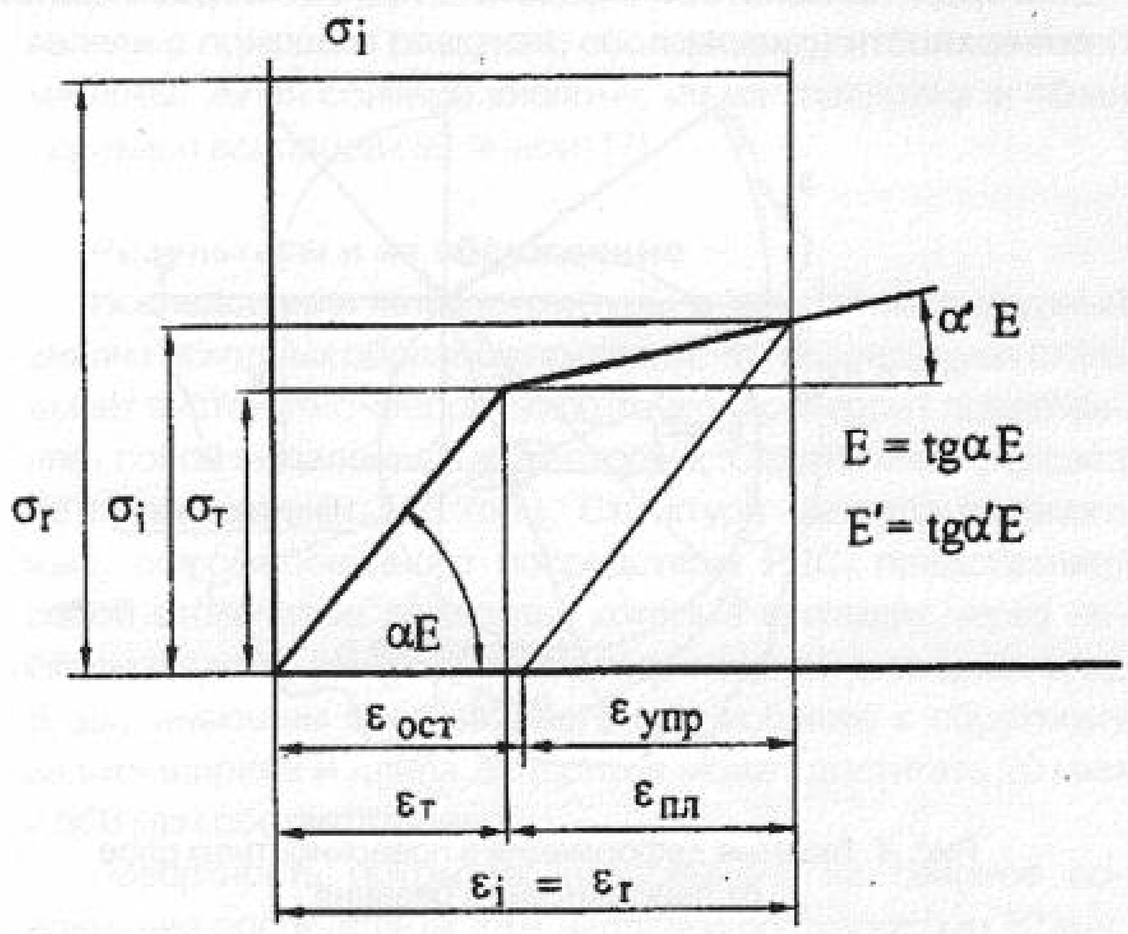


Рис. 5. Диаграмма деформирования. Линейная аппроксимация

Опыты показывают, что при свободном резании сила R' в зависимости от толщины среза в диапазоне $\rho(1 + \mathrm{Sin}\gamma) < a < 0{,}2$ изменяется линейно, где ρ – радиус закругления вершины инструмента, сила $R' = A_R + K_R a$.

Традиционно сложившаяся оценка деформационного упрочнения базируется на методе, в основе которого лежит определение микротвердости на косых срезах. Установить связь между предлагаемым методом теоретического расчета и опытным определением по микротвердости можно путем введения связи $\varepsilon_{гост} = f(Hv)$.

4. Расчет глубины деформационного упрочнения при несвободном резании

При переходе к несвободному резанию резцами с радиусом закругления толщина среза переменна и определяется зависимостью $a = S \cdot \mathrm{Sin}\varphi$, где S – подача; φ – текущий угол (рис. 6), численно равный главному углу в плане для рассматриваемой точки режущего лезвия.

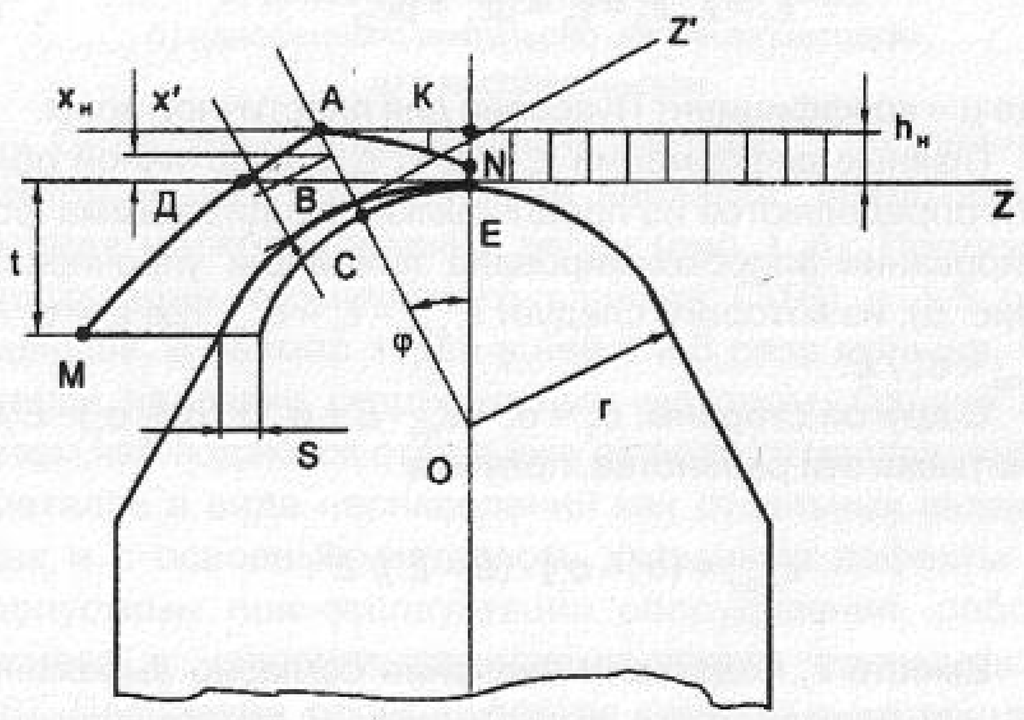


Рис. 6. Схема определения глубины деформационного упрочнения при несвободном резании

В связи с тем что толщина среза по радиусу является величиной переменной, глубина деформационного упрочнения вдоль режущей кромки будет также изменяться. Например, для сечения, характеризуемого углом φ, это отрезок $h = AB$.

С увеличением толщины среза (угла φ) глубина деформационного упрочнения растет. В общем случае граница упрочняемой зоны ограничивается кривой *MAN* (рис. 6).

В процессе обработки срезается слой металла глубиной t. Поэтому на изделии остается часть упрочненной зоны выше линии *ДЕ*. Таким образом, толщина упрочненного слоя на детали будет характеризоваться отрезком

$$h_H = EK; \quad h_H = (r + h) \cdot \mathrm{Cos}\varphi - r, \qquad (10)$$

где $h = AB$ и может быть определена по формуле (5), которая с учетом зависимости $R' = A_R + K_R a$, запишется в виде

$$h = [C_1 (A_R + K_R a)\mathrm{Cos}^2\omega/2] / \sigma_T, \qquad (11)$$

где $a = \mathrm{Sin}\varphi \cdot S$. После объединения постоянных, выражение (10) примет вид

$$h_H = [r + C_2 \cdot (A_R + K_R \cdot \mathrm{Sin}\varphi)]\,\mathrm{Cos}\varphi - r. \qquad (12)$$

Формула для определения угла φ_{max}, соответствующего максимальному проникновению деформационного упрочнения, имеет вид

$$\mathrm{Sin}\varphi_{max} = -\frac{r + C_2 \cdot A_R}{4 \cdot C_2 \cdot K_R \cdot S} + \sqrt{\left[\frac{(r + C_2 \cdot A_R)}{4 \cdot C_2 \cdot K_R \cdot S}\right]^2 + 1/2}, \qquad (13)$$

где $C_2 = (C_2 \cdot \mathrm{Cos}2\omega/2)/\sigma_T$.

При несвободном резании с учетом принятой методики главные остаточные деформации рассчитываются в сечении *OA* (см. рис. 4), т.е. находятся в сечении под углом φ к оси *X*. Для этого сечения остаточные напряжения могут быть определены по формуле (9).

При переходе от системы координат $X'BZ'$ к системе *XNZ* (см. рис. 6) имеем

$$X_H = (r + X') \cdot \mathrm{Cos}\varphi - r, \text{ откуда } X' = (X_H + r - r \cdot \mathrm{Cos}\varphi)/\mathrm{Cos}\varphi. \qquad (14)$$

Подставив выражение (14) в формулу (9), получим

$$e_{r\cdot ост} = -[Ci' R' \mathrm{Cos}^2\omega/2 \cdot \mathrm{Cos}\varphi / X_H + r\,(1 - \mathrm{Cos}\varphi)) - \sigma_T] \times \times (E - E')/E^2. \qquad (15)$$

Определим остаточные деформации в тангенциальном Oy' и осевом Oz' направлениях. С учетом схемы (см. рис. 4) направляющие косинусы в системе координат $y'z'$ будут равны: $l_y = \mathrm{Sin}\omega/2$; $m_y = \mathrm{Cos}\omega/2$; $n_y = 0$; $l_z = 0$; $m_z = 0$; $n_z = 1$. Таким образом,

$$\varepsilon'_{тост} = \varepsilon'_{уост} = \varepsilon_{гост}\,(\mathrm{Sin}\omega/2 - 1/2 \cdot \mathrm{Cos}^2\omega/2), \qquad (16)$$

$$\varepsilon'_{0ост} = \varepsilon'_{яост} = 1/2 \cdot \varepsilon_{гост}. \qquad (17)$$

Введем обозначения: $L'_\tau = \mathrm{Sin}^2\omega/2 - 1/2\mathrm{Cos}^2\omega/2$ и $L'_0 = 1/2$. Тогда

$$\varepsilon'_{тост} = \varepsilon_{гост} L'_\tau; \; \varepsilon'_{0ост} = \varepsilon_{гост} L'_0. \qquad (18)$$

Подойдя к определению остаточных напряжений, учтем формулы перехода:

$$\sigma_\tau = \sigma_y = (\varepsilon_{\tau ост} + \mu\varepsilon_{0ост})/(1-\mu^2)E,$$

$$\varepsilon_0 = \sigma_z\,(\varepsilon_{0ст} + \mu\varepsilon_{\tau ост})/(1-\mu^2)E. \qquad (19)$$

После преобразований получим:

$$\sigma_т = E\cdot\varepsilon_{гост} / (1-\mu^2)(\mathrm{Sin}^2\omega/2 - 1/2\cdot\mathrm{Cos}^2\omega/2 - \mu/2), \qquad (20)$$

$$\sigma_0 = E\cdot\varepsilon_{гост}/(1-\mu^2)\mu\,[\mathrm{Sin}^2\omega/2 - 1/2\cdot\mathrm{Cos}^2\omega/2 - 1/2] \qquad (21)$$

Обозначим : $L_\tau = \mathrm{Sin}^2\omega/2 - 1/2\,\mathrm{Cos}^2\omega/2 - \mu/2$ и

$$L_0 = \mu\,[(\mathrm{Sin}^2\omega/2 - 1/2\,\mathrm{Cos}^2\omega/2) - 1/2].$$

С учетом выражения (15) формулы для расчета остаточных напряжений при несвободном резании будут иметь следующий вид:

$$\sigma_\tau = [(C_1 R'\mathrm{Cos}^2\omega/2\cdot\mathrm{Cos}\varphi)/(X_H + r(1-\mathrm{Cos}\varphi)) - \sigma_T]\times \times(E-E')L_\tau/E(1-\mu^2), \qquad (22)$$

$$\sigma_0 = [(C_1 R'\mathrm{Cos}^2\omega/2\cdot\mathrm{Cos}\varphi)/(X_H + r(1-\mathrm{Cos}\varphi)) - \sigma_T]\times \times(E-E')L_0\mathrm{Cos}^2\varphi/E(1-\mu^2). \qquad (23)$$

В формулах (15)...(25) $X_н$ – расстояние до расчетного сечения по нормали к поверхности детали; σ_τ – тангенциальные остаточные напряжения; σ_0 – осевые остаточные напряжения; $\sigma_т$ – предел текучести обрабатываемого материала; E – модуль упругости первого рода; E' – модуль упрочнения.

Для определения модуля упрочнения E' для расчета примем: для стали 45 ($\sigma_т$ = 30 кг/мм^2; $\sigma_в$ = 60 кг/мм^2; δ = 21%; ψ = 20 %) $\sigma_i = \sigma_в/(1-\psi)$ = 76 кг/мм^2, следовательно $E' = \mathrm{tg}(\sigma_i - \sigma_т)/(\varepsilon_B - \varepsilon_{0,02})$ = 220 кг/мм^2. Обработка силовых зависимостей позволила определить R' = 25 + 145a, (г = 0,1 мм).

Определим по зависимости (13) угол φ_{max} для подачи 0,05 мм/об. Подсчеты дают значения: $\mathrm{Sin}\varphi_{max}$ = 0,213; φ_{max} = 12,3°; Cosφ = 0,97705. Тогда с учетом приведенных данных, по формуле (15) находим значения $\varepsilon_{г.ост}$ и заносим их в таблицу.

Значения расчетных показателей

№ п/п	$X_н$, мм	$\varepsilon_{гост}$	№ п/п	$X_н$, мм	$\varepsilon_{гост}$
1	0,005	0,093	5	0,100	0,005
2	0,010	0,054	6	0,150	0,003
3	0,020	0,030	7	0,200	0,002
4	0,050	0,012	8	0,250	0,001

Интенсивность напряжений представим в виде общепринятой зависимости $\sigma_i = A\varepsilon^n_{гост}$. Обработка деформационной кривой дает значение

$$\sigma_i = 103{,}8\cdot\varepsilon^{0,2}_{гост}. \qquad (24)$$

Согласно зависимости (24) и с учетом данных $\varepsilon_{г.ост}$, расчетным путем определена микротвердость, которая согласуется с данными, полученными опытным путем.

Список литературы

1. *Кудряшов Е.А., Горбов А.И.* 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. – ОрГТТУ, Орел, 2003. – С. 209-213.

2. *Кудряшов Е.А.* Обработка деталей инструментом из композитов в осложненных технологических условиях. – Чита: ЧитГУ, 2002. – Том 1. – 257 с.

3. *Кудряшов Е.А.* Обработка деталей инструментом из композитов в осложненных технологических условиях. – Чита: ЧитГУ, 2002. – Том 2. – 290 с.

4. *Кудряшов Е.А., Смирнов И.М.* Кинематика нарезания резьб вращающими резцами // Инструмент Сибири. – Новосибирск. – 2000. - №5. – С. 10-11.

5. *Кудряшов Е.А., Калинин А.Г.* О перспективных направлениях применения композиционных материалов // В сб. DEMI – 2001: Материалы Международной научной конференции, Banja Luka, апрель 2001 г. – Югославия : Кральево, техн. ун-т, 2001. – С. 59-62.

6. *Кудряшов Е.А., Карпов С.Е.* Технологические особенности лезвийной обработки комбинированных поверхностей деталей композитами // Обработка металлов. – Новосибирск. – 2002.– №1 (14). – С. 26-28.

www.betro.ru

ШТАМПОВКА

Оказываем услуги по штамповке листового металла:

РАСКРОЙ; ГИБКА; ВЫТЯЖКА

Специальное предложение!!!

Перфорация листового металла мелкими партиями

Производтсво в г. Бердске,

тел. (38341) **3-04-08**

тел./факс: (38341) **3-11-06, 4-45-85**

E-mail: apushkarev@rambler.ru

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ С ВИХРЕВЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ ВОЗДУХОМ

А.М. ДОЛГАНОВ, гл. инженер ОАО «Удмуртторф»,
Т.Н. ИВАНОВА, доцент Чайковского филиала ГОУ ВПО «ПГТУ» г. Ижевск

В настоящее время, несмотря на большое разнообразие методов финишной обработки, наиболее распространенным является шлифование. Широкому применению шлифования, как методу финишной обработки, способствуют такие положительные качества, как высокая производительность, размерная и геометрическая точность, высокое качество поверхностного слоя и возможность обработки твердых металлов. Однако применение высокопрочных, износостойких материалов в силу особенностей их микроструктуры при шлифовании обычными абразивными кругами быстро приводит к засаливанию, что снижает производительность труда, увеличивает расход абразивного материала, способствует развитию в зоне резания высоких температур, приводящих к дефектам шлифования. Для устранения вышеуказанных дефектов необходимо занижать режимы резания, что снижает эффективность шлифования, но и эти меры не всегда приводят к положительным результатам.

Одним из средств, позволяющих в значительной мере повысить работоспособность абразивного инструмента, является применение эффективных смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ), рациональных способов и устройств для их использования. Методы и средства повышения эффективности смазочно-охлаждающих жидкостей на операциях шлифования можно разделить на две группы: улучшение физико-химических свойств СОЖ и совершенствование технологии их применения.

Успехи в вопросах создания высокоэффективных технологических жидкостей базируются на результатах теоретико-экспериментальных исследований, полученных С.Г. Энтелесом, Э.М. Берлинером, В.Н. Латышевым, С.Г. Редько, Ю.В. Полянсковым и другими исследователями. Особое значение в получении высокого технологического эффекта применения СОЖ на операциях шлифования имеет способ подачи жидкости в рабочую зону станка. По существу, благодаря работам Л.В. Худобина, П.Я. Ящерицына, В.И. Островского, Е.А. Карева и ряда других исследователей сформировалось самостоятельное научное направление по совершенствованию технологических процессов механической обработки деталей за счет способа подачи СОЖ в зону резания.

Современные способы и устройства подачи СОЖ в зону резания являются неотъемлемым и обязательным элементом технологического обеспечения операций абразивной обработки. Успешное решение сложных задач по совершенствованию технологических процессов механической обработки деталей машин путем эффективного применения СОЖ не решает однозначно всех проблем по повышению производительности обработки и качества обработанной поверхности. Другим резервом решения этих задач является формообразующий инструмент.

При использовании смазочно-охлаждающей жидкости в прерывистом шлифовальном инструменте требуется большой ее расход, а также необходимость строгого соблюдения требований безопасности, производственной санитарии и санитарных правил для локализации вредных веществ СОЖ, что приводит к существенным затратам на организационно-технические мероприятия. Кроме того, назначение более эффективной смазочно-охлаждающей жидкости для каждого обрабатываемого материала не всегда является экономически оправданным, например, в единичном, опытном или мелкосерийном производстве. В этих случаях целесообразно на предприятиях унифицировать применяемые СОЖ с учетом получения максимальной эффективности для конкретного производства, цеха или участка. Наличие оптимального ассортимента жидкостей в количестве 5 – 10 марок и более для различных операций обработки металлов резанием является наиболее существенным в случаях крупносерийного и массового производства.

В связи с этим наиболее эффективным средством снижения температуры в зоне шлифования является подача в зону контакта холодного воздушного потока посредством применения вихревого эффекта, появляющегося в закрученном потоке вязкого сжимаемого газа и реализующегося в вихревой трубке. Наибольший эффект понижения температуры может быть достигнут, если охлаждать холодным воздухом не только зону резания, но и зону охлаждения инструмента.

Такой инструмент содержит корпус типа ЧК, в абразивном слое которого выполнены с равномерным шагом криволинейные канавки переменного сечения. Внутри инструмента расположены вихревые трубки с углом наклона к оси вращения инструмента 10°... 15° [2]. При этом количество вихревых трубок соответствует количеству криволинейных канавок, что обеспечивает эффективное охлаждение зоны резания и требуемое качество обрабатываемой поверхности. Расположение вихревых трубок под углом позволяет создать безотрывное стекание воздуха из отверстия вихревой трубки в канавки абразивного слоя.

Вихревая трубка представляет собой гладкую цилиндрическую трубку *1*, снабженную тангенциальным соплом *2*, улиткой *3*, диафрагмой *4* с осевым отверстием и дросселем *5*, трубопроводами подачи сжатого воздуха *6* и отвода горячего воздуха *7* (рис. 1).

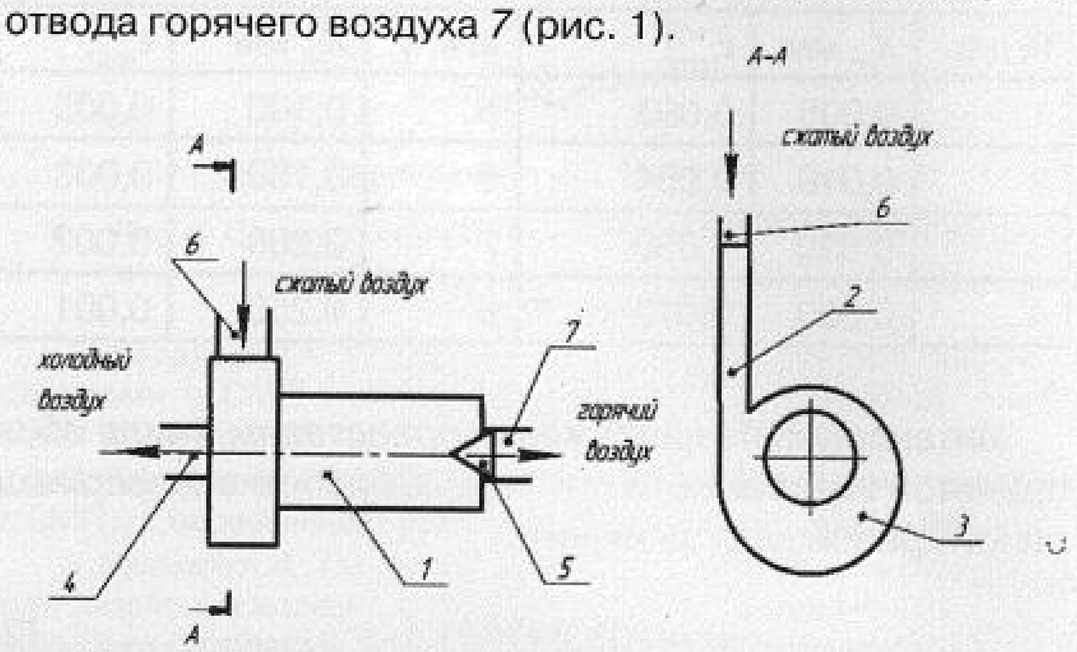


Рис. 1. Схема движения воздуха в вихревой трубке

При втекании газа через сопло образуется интенсивный круговой поток, приосевые слои которого заметно охлаждаются и отводятся через отверстие диафрагмы в виде холодного потока, а периферийные слои подогреваются и вытекают через дроссель в виде горячего потока. По мере прикрытия дросселя общий уровень давления повышается и возрастает расход холодного потока при соответствующем уменьшении горячего потока. При этом температуры горячего и холодного потоков тоже меняются [3].

Исходными данными для расчета вихревой трубки является потребная температура холодного потока $T^*_{хол}$, общая холодопроизводительность $Q_{хол}$, давление холодного потока в вихревой трубке $p^*_{хол}$ и температура T^* сжатого газа. По этим величинам определяется потребный весовой расход холодного потока $G_{хол}$ и потребный эффект охлаждения $\Delta T_{хол}$:

$$G_{хол} = Q_{хол}/c_p \Delta T_{хол}, \quad (1)$$

где c_p – изобарная теплоемкость газа.

Потребный эффект охлаждения $\Delta T_{хол}$ рассчитывается как разность температуры потока на входе в вихревую трубку T^* и потребной температуры холодного потока $T^*_{хол}$:

$$\Delta T_{хол} = T^* - T^*_{хол}, \quad (2)$$

где T^* – температура поступающего воздуха на входе в вихревую трубку.

Потребное давление воздуха, входящего в вихревую трубку, определяется по зависимости

$$p^* = \pi' p^*_{хол}, \quad (3)$$

где π' – степень расширения газа в вихревой трубке.

Степень расширения газа в вихревой трубке можно определить как

$$\pi' = (1/(1 - \Delta T_{хол}/\eta_t T^*))^{\gamma/\gamma - 1}, \quad (4)$$

где η_t – безразмерная величина температурной эффективности, представляющая собой отношение полученного эффекта охлаждения $\Delta T_{хол}$ к эффекту охлаждения ΔT^*_s при изоэнтропном расширении от параметров входа p^*, T^* до давления холодного потока $p_{хол}$.

Температурная эффективность η_t может быть получена из выражения

$$\eta_t = \Delta T_{хол}/T^*[1 - (1/\pi')^{\gamma - 1/\gamma}], \quad (5)$$

при показателе адиабаты $\gamma = c_p/c_v$.

Потеря эффекта охлаждения $\delta(\Delta T_{хол})$ прямопропорциональна относительной влажности φ сжатого газа и зависит от полного давления на входе p^* и температуры потока на входе в вихревую трубку T^*. Результаты зависимости представлены на рис. 2.

Тогда расчетный эффект охлаждения определяется

$$(\Delta T_{хол})_{расч} = (\Delta T_{хол})_{влаж} + \delta(\Delta T_{хол}). \quad (6)$$

Общий расход воздуха G зависит от относительного весового расхода (весовой доли) холодного потока μ:

$$G = G_{хол}/\mu = Q_{хол}/\mu c_P \Delta T_{хол}. \quad (7)$$

Установлено, что с возрастанием весовой доли холодного потока μ резко увеличивается эффект его охлаждения и достигает максимума при $\mu \approx 0{,}25$. При дальнейшем увеличении μ эффект охлаждения уменьшается и исчезает при $\mu \approx 1$, т.е. тогда, когда дроссель горячего конца трубки полностью закрыт и весь поток выходит через отверстие диафрагмы. Подогрев горячего потока $\Delta T_{гор}$, возрастая с ростом μ, достигает максимального значения при μ, близком к 1. Затем резко падает до нуля при приближении μ к единице.

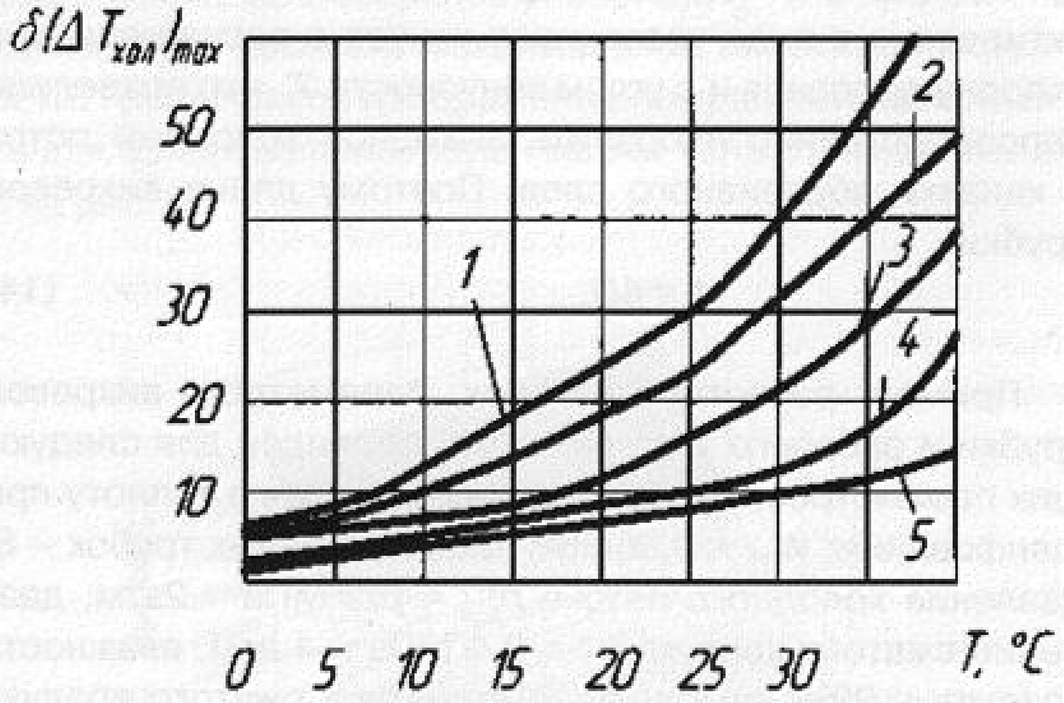


Рис. 2. Зависимость эффекта охлаждения $\delta(\Delta T_{хол})_{max}$ от давления p^* и температуры T^* на входе в вихревую трубку при влажности $\varphi \leq 99$ %. *1* – p^*=0,2 МПа, *2* – p^*=0,3 МПа, *3* – p^*=0,4 МПа, *4* – p^*=0,6 МПа, *5* – p^*=0,8 МПа

Если в качестве рабочего тела применяется воздух, то площадь проходного сечения сопла определяется по выражению

$$F_c = \frac{G\sqrt{T^*}}{0{,}38 p^*} \cdot 100 \ (мм^2). \quad (8)$$

Для обеспечения плавности входа газа и хорошей осевой симметрии оптимальное соотношение b/h=2. Поэтому высота и ширина сопла определяются как

$$h = \sqrt{\frac{F_c}{2}}, \quad b = \frac{F_c}{h}. \quad (9)$$

Диаметр вихревой трубы D зависит от площади проходного сечения сопла и будет

$$D = 3{,}65\sqrt{F_c}. \quad (10)$$

Полученный диаметр D уточняется введением поправки на масштаб вихревой трубки:

$$\Delta\eta = 0{,}0055(D - 33). \quad (11)$$

С учетом поправки на масштаб (10) и потребной температурной эффективности η_t вихревой трубки (5) общая поправка η составит

$$\eta = \eta_t + \Delta\eta. \quad (12)$$

Введенная поправка будет точной для инженерных расчетов вихревых трубок с диаметром меньше 33 мм. При D>20 мм темп прироста эффекта охлаждения за-

метно снижается, так как расход сжатого газа пропорционален квадрату диаметра трубки. Поэтому при больших потребных расходах и при D>20 мм поправку на масштаб (12) не используют.

Диаметр отверстия диафрагмы D_d зависит от диаметра вихревой трубки и определяется по зависимости

$$D_d = (0{,}350 + 0{,}313\mu)D. \qquad (13)$$

Учитывая, что вихревые трубки вписываются в стандартный шлифованный круг, длина вихревой трубки уменьшена до 4 диаметров при сохранении максимального эффекта охлаждения. При этом вихревая зона спроектирована в виде усеченного конуса с расширением в сторону дросселя и с углом конусности 7°, что позволило непосредственно направить выходной холодный поток в канавки абразивного слоя. Поэтому длина вихревой трубки

$$L = 4D. \qquad (14)$$

Пример расчета основных параметров вихревой трубки и рабочего тела (воздуха) приведен для следующих параметров: мощность, переходящая в теплоту при шлифовании: $W_{T\Sigma}$ = 0,96 кВт, число вихревых трубок – 8, давление холодного потока $p^*_{хол}$ = 0,2 МПа ≈ 2атм, давление сжатого воздуха p^* = 0,4 МПа ≈ 4 атм, влажность воздуха ≤ 99%, исходная температура сжатого воздуха T^* = 20 °С = 293 К, температура холодного потока на выходе из трубки $T^*_{хол}$ = 0 °С.

Избыточная тепловая мощность, приходящая на одну вихревую трубку, будет:

$$W_T = \frac{W_{T\Sigma}}{n} = \frac{960}{8} = 120 \text{ Вт}. \qquad (15)$$

Количество отводимого холодным потоком тепла в джоулях за секунду определяется как

$$Q_k = 0{,}86 \cdot W_T = 0{,}86 \cdot 120 = 103{,}2 \text{ ккал/ч}. \qquad (16)$$

Используя выражение (7), можно получить секундный расход сжатого воздуха:

$$G = Q_k/3600\mu c_p \Delta T_{хол} = 103{,}2/3600 \cdot 0{,}5 \cdot 0{,}24 \cdot 20 = 0{,}012 \text{ кг/с}, \qquad (17)$$

где μ = 0,5 – первоначально заданная весовая доля холодного потока;

c_p = 1006 дж/кг·град = 0,24 ккал/кг·град – изобарная теплоемкость для воздуха;

$\Delta T_{хол}$ = 20 °С – потребный эффект охлаждения $\Delta T_{хол} = T^* - T^*_{хол}$.

По выражению (8) определяем площадь сопла:

$$F_c = 100\frac{G\cdot\sqrt{T^*}}{0{,}38\cdot p^*} = 100\cdot\frac{0{,}012\cdot\sqrt{293}}{0{,}38\cdot 4} = 13{,}52 \text{ мм}_2.$$

Диаметр вихревой трубы по выражению (10) получится равным

$$D = 3{,}65\cdot\sqrt{F_c} = 3{,}65\cdot\sqrt{13{,}52} = 13{,}42 \text{ мм}.$$

Вводим поправку на масштаб (11):

$$\Delta\eta = 0{,}0055(D - 33) = 0{,}0055(13{,}42 - 33) = -0{,}108.$$

Если потребный эффект охлаждения $(\Delta T_{хол})_{влаж}$ с учетом влажности будет равен потребному эффекту охлаждения $\Delta T_{хол}$, тогда поправка на потерю эффекта охлаждения из-за влияния влажности воздуха при давлении p^* = 0,4 МПа, температуре сжатого воздуха T^* = 20 °С и влажности воздуха ≤ 99 % составит (рис. 2) $\delta(\Delta T_{хол})$ = 12 °С.

Определяем расчетный эффект охлаждения по (6):

$$(\Delta T_{хол})_{расч} = (\Delta T_{хол})_{влаж} + \delta(\Delta T_{хол}) = 20 + 12 = 32 \text{ °С}.$$

Располагаемая степень расширения вихревой трубки по выражению (3):

$$\pi' = p^*/p^*_{хол} = 4/2 = 2 \text{ атм}.$$

Потребная температурная эффективность будет:

$$\eta_t = \frac{\Delta T_{ХОЛ}}{T^*\left[1-\left(\frac{1}{\pi'}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}\right]} = \frac{32}{293\left[1-\left(\frac{1}{2}\right)^{0{,}286}\right]} = 0{,}607,$$

где показатель адиабаты для воздуха составляет $\gamma = Cp/Cv = 1006/718 = 1{,}4$.

Вводим поправку на масштаб вихревой трубки:

$$\eta = 0{,}607 + (-0{,}108) = 0{,}49.$$

На основе обобщенных характеристик μ = 0,5; π' = 2; η = 0,5 находим расчетное значение $\mu_{1расч}$ (рис. 3): $\mu_{1расч}\eta = 0{,}212$. Отсюда $\mu_{1расч} = 0{,}212/0{,}5 \approx 0{,}4$.

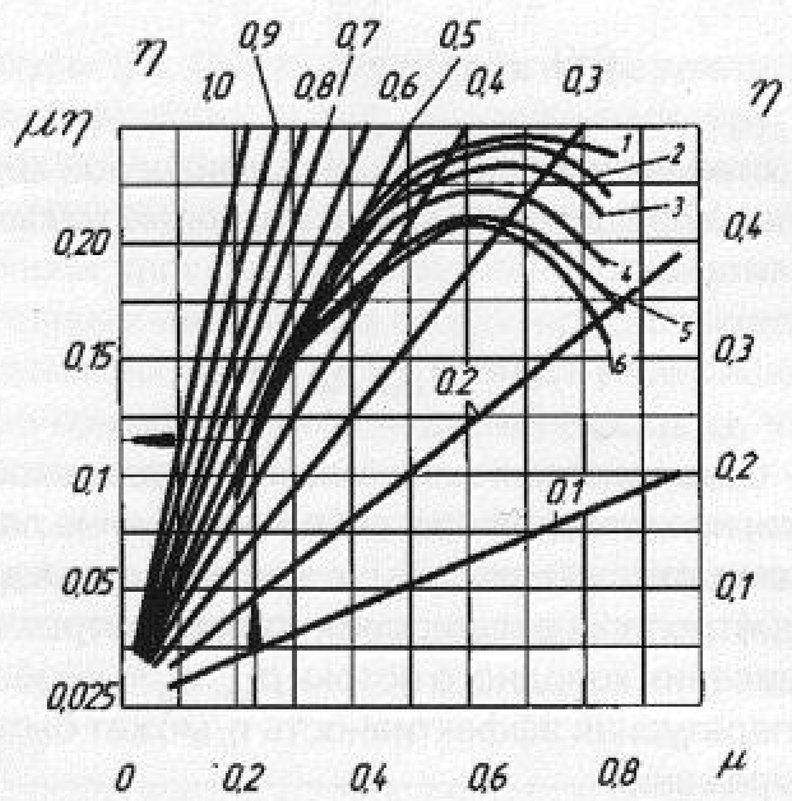


Рис. 3. Обобщенные характеристики μ, π', η вихревой трубки при расчете холодного потока: 1 – π'=2; 2 – π'=3; 3 – π'=4; 4 – π'=5; 5 – π'=6; 6 – π'=7.

С учетом расчетного значения $\mu_{1расч}$ уточняем суммарный расход сжатого воздуха:

$$G = 103{,}2/3600 \cdot 0{,}4 \cdot 0{,}24 \cdot 20 = 0{,}015 \text{ кг/с}.$$

Уточняем площадь сопла

$$F_c = 100\frac{0{,}015\sqrt{293}}{0{,}38\cdot 4} = 16{,}89 \text{ мм}^2$$

и диаметр вихревой трубки $D = 3{,}65\sqrt{16{,}89} = 15{,}0$ мм.

Второй перерасчет поправки на масштаб вихревой трубки дает следующие результаты: $\Delta\eta = 0{,}0055(15{,}0 - 33) = -0{,}999$ и $\eta = 0{,}607 + (-0{,}099) = 0{,}508$.

Пользуясь рис. 3, определяем

$$\mu_{2расч}\eta = 0{,}20 \text{ и } \mu_{2расч} = 0{,}20/0{,}5 = 0{,}4.$$

В результате повторного перерасчета значение относительного весового расхода холодного воздуха $\mu_{2расч}$ совпало со значением первого перерасчета $\mu_{1расч}$. Поэтому дальнейший перерасчет μ не требуется.

Затем определяем остальные размеры вихревой трубки:

- высоту и ширину сопла по выражениям (9):

$$h = \sqrt{\frac{F_c}{2}} = \sqrt{\frac{16{,}89}{2}} = 2{,}91 \text{ мм}, \; b = \frac{F_c}{h} = \frac{16{,}89}{2{,}91} = 5{,}80 \text{ мм},$$

- диаметр отверстия диафрагмы по выражению (13):

$$D_д = (0{,}350 + 0{,}313\mu)D = (0{,}350 + 0{,}313 \cdot 0{,}4) \cdot 15{,}0 = 7{,}13 \text{ мм}$$

Длину вихревой трубки (14) принимаем

$$L = 4D = 4 \cdot 15{,}0 = 60 \text{ мм}.$$

В технологии машиностроения накоплен значительный опыт управления шероховатостью в процессе шлифования. Однако имеющиеся в этой области отдельные работы не дают ясной картины об изменении шероховатости обрабатываемой поверхности в зависимости от условий прерывистого шлифования с подачей охлажденного газа непосредственно в зону резания.

Поэтому при изучении процесса плоского шлифования прерывистым алмазным инструментом с вихревым охлаждением особое внимание было уделено исследованию влияния режимов обработки и характеристик инструмента на микрогеометрию обработанной поверхности. Для сравнения были проведены экспериментальные исследования и по шлифованию обычным (сплошным) алмазным инструментом с подачей СОЖ поливом [4].

Из графических зависимостей (рис. 4, *а*) видно, что с изменением продольной подачи от 2 до 6,5 м/мин величина R_a возрастает, однако абсолютная величина R_a при работе прерывистым инструментом на 30...40% меньше, чем у сплошного инструмента. Это явление может быть объяснено более равномерной работой режущих зерен прерывистого инструмента и эффективным воздействием охлажденного газа на процесс резания, что способствует созданию более стабильного режущего профиля и уменьшению сил трения. С увеличением глубины резания (рис. 4, *г*) величина R_a возрастает, так как увеличивается толщина стружки, а отсюда нагрузка, приходящаяся на каждое алмазное зерно, что способствует увеличению глубины проникновения зерен в обрабатываемую поверхность.

На рис. 4, *б* представлены графические зависимости R_a от скорости шлифовального круга. С увеличением скорости круга с 10 до 25 м/с величина R_a уменьшается как при прерывистом, так и при обычном алмазном шлифо-

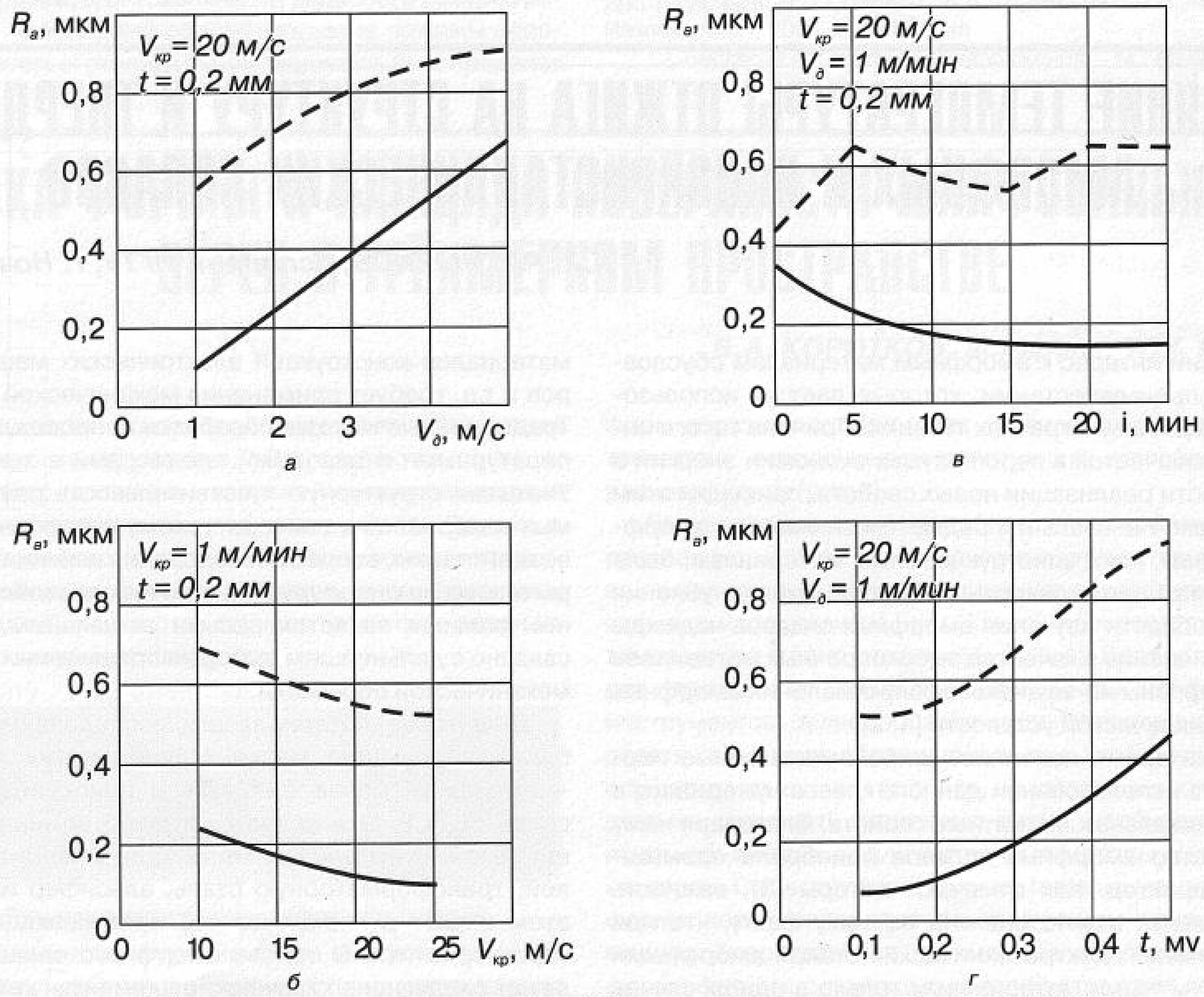


Рис. 4. Зависимость высоты микронеровностей R_a от: *а* – скорости детали, *б* – скорости круга, *в* – времени работы, *г* – глубины резания при шлифовании стали 15Х28 с охлаждением: *1* – прерывистый инструмент с вихревым охлаждением, *2* – сплошной круг АЧК 150х32х40 АС6 100/80 М2-01 4.

вании, так как возрастает число встреч алмазных зерен с обрабатываемой поверхностью. При прерывистом шлифовании, как и при сплошном, величина шероховатости изменяется во времени (рис. 4, *в*). Канавки в алмазном слое уменьшают общее количество зерен, образующих режущий контур. Это в первоначальный момент работы увеличивает шероховатость обработанной поверхности. По мере формирования режущего профиля круга шероховатость обрабатываемой поверхности снижается и после самоформирования профиля такой круг длительное время сохраняет стабильные условия работы. В отличие от прерывистых кругов при работе кругом со сплошным контуром после определенного времени работы он теряет режущие свойства вследствие засаливания, шероховатость увеличивается и на обрабатываемой поверхности появляются следы прижогов и других дефектов. Адгезионных явлений в зоне резания при работе прерывистыми кругами с подачей охлажденного газа не наблюдается.

Таким образом, принудительное охлаждение под давлением холодным потоком воздуха непосредственно самой зоны резания, режущих кромок инструмента и обрабатываемой поверхности способствует снижению сил резания, трения, уменьшению выделения теплоты, а также быстрого ее отвода, что повышает производительность, стойкость инструмента, улучшает качество обрабатываемой поверхности, так как исчезают прижоги отпуска, закалки и остаточные напряжения, возникающие при большом перепаде температур по глубине обрабатываемых деталей. Следовательно, не нарушаются однородность структуры, постоянство твердости и, как следствие, повышается износостойкость и контактная прочность обрабатываемых деталей.

Нет необходимости в квалифицированном персонале и специальном оборудовании при обслуживании инструмента. Инструмент имеет большой ресурс работы, для которой используется экологически чистое охлаждающее средство (воздух), простота конструкции. Обслуживание вихревых трубок, их надежность, простота получения холодного потока воздуха, производственная экономичность получения холодного потока позволяют решать проблему охлаждения зоны шлифования без применения традиционных СОЖ.

Список литературы

1. *Якимов А.В.* Прерывистое шлифование. – Киев-Одесса: Вища школа, 1986. –174 с.

2. *Решение* ФГУ ФИПС о выдаче патента на изобретение «Шлифовальный инструмент с вихревым охлаждением» по заявке № 2005140684/02(045311) от 12.03.2007. B24D 7/10, B24B 55/02. Авторы: Долганов А.М., Иванова Т.Н.

3. *Меркулов А.П.* Вихревой эффект и его применение в технике. – Куйбышев: КуАН, 1988.

4. *Долганов А.М.* Повышение эффективности шлифования за счет применения инструмента с вихревым охлаждением// Сб. статей международной научно-техн. конф. «Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы». – Волжский: Волжский институт строительства и технологий (филиал) ВолгГАСУ, 2006. – С. 142 – 145.

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ОТЖИГА НА СТРУКТУРУ И ТВЕРДОСТЬ АМОРФНЫХ И НАНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ СПЛАВОВ

К.Х. РАХИМЯНОВ, аспирант, НГТУ, г. Новосибирск

Широкий интерес к аморфным материалам обусловлен теми преимуществами, которые дает их использование в различных отраслях техники. Причина такого интереса заключается в перспективах экономии энергии и возможности реализации новых свойств, присущих этим материалам. Изначально предметом внимания к аморфным сплавам, как к конструкционным материалам, была их экстремальная прочность. Однако по мере углубления знаний в области изучения аморфных сплавов надежды на их применение в качестве высокопрочных материалов были исчерпаны из-за низкого сопротивления аморфных сплавов циклической усталости [1, 2].

В то же время появились широкомасштабные перспективы в использовании данного класса материалов в силу их уникальных магнитных свойств, благодаря чему производство аморфных сплавов приобрело промышленный характер. Как отмечают авторы [3], важность этого момента можно оценить по тому факту, что при полной замене электротехнических сталей аморфными ферромагнитными материалами только в одном случае применения в качестве сердечников трансформаторов будет сэкономлено около 2/3 рассеиваемой энергии.

Однако использование аморфных сплавов в качестве материалов конструкций электрических машин, приборов и т.д. требует применения механической обработки. Традиционные методы обработки сопровождаются температурными и силовыми процессами в зоне резания. Учитывая структурную чувствительность рассматриваемых материалов к температурному и деформационному воздействиям, вопрос исследования влияния температуры отжига на структуру и механические свойства аморфных сплавов является весьма актуальным, что также связано с дальнейшим выбором приемлемых методов их механической обработки.

В качестве материала для исследования были выбраны следующие марки магнитомягких материалов – аморфный сплав 82К3ХСР и нанокристаллический сплав 5БДСР. Эти сплавы успешно заменяют все известные магнитомягкие материалы (ферриты, пермаллой, трансформаторную сталь, альсифер и др.) и при этом имеют в несколько раз превышающие рабочие характеристики. В основе аморфного сплава 82К3ХСР лежат следующие химические элементы: кобальт-основа, хром, кремний, бор. Составляющие нанокристаллического сплава 5БДСР – железо-основа, ниобий, медь, кремний, бор.

Технология получения аморфных и нанокристаллических сплавов в виде лент основана на использовании метода плоской струи [4, 5], который заключается в подаче жидкого металла из тигля на поверхность вращающегося барабана-холодильника. Охлаждение расплава на поверхности барабана со скоростями охлаждения, превышающими значения критических ($\approx 6\times10^6$ К/с), обеспечивает полную аморфизацию ленты без образования каких-либо кристаллических структур. Для придания аморфным сплавам требуемых магнитных свойств изделия из них подвергают специальной термомагнитной обработке. При нагреве аморфных сплавов до температур выше значения температуры кристаллизации в их структуре появляется кристаллическое строение. В то же время установлено, что образование кристаллической структуры с размером зерна 10...20 нм в сплавах на основе железа обеспечивает равные магнитные свойства аморфным сплавам на основе кобальта. Введение в состав сплавов таких элементов, как кремний и бор, способствует формированию аморфной структуры в ленте в процессе быстрого охлаждения расплава. Введение в расплав меди приводит к зарождению большого количества центров кристаллизации при последующей термической обработке аморфной структуры. Ниобий предназначен для сдерживания роста зерен при высокой температуре. В противном случае, если процесс кристаллизации охватывает весь объем ленты с образованием кристаллов с размером 0,1...1,0 мкм, то происходит катастрофическое ухудшение (на несколько порядков величины) магнитных свойств материала [6].

В таблице представлены магнитные и физические характеристики сплавов 82К3ХСР и 5БДСР.

В качестве образцов для отжига использовалась лента как после охлаждения из расплава, так и в окончательном виде после термомагнитной обработки.

Для исследования микротвердости изучаемых материалов после отжига образцы закреплялись в специальной стальной оправке.

Отжиг образцов проводился в электропечи шахтной вакуумной модели СШВЭ – 12,5/25 – И2 мощностью 35 kW. Для оценки температурного режима нагрева использовалась платинородий – платина термопара. Отжиг осуществлялся в вакууме 6×10^{-6} мм рт. столба с изотермической выдержкой в течение 60 мин с последующим охлаждением образца вместе с печью. Для изучения были выбраны следующие значения температур отжига: 500 °С, 700 °С, 950 °С.

Для металлографических исследований структуры сплавов на растровом электронном микроскопе модели РЭМ LEO – 420 образцы помещались в латунную оправку и заливались сплавом Вуда.

На рис. 1 показано изменение микротвердости изучаемых сплавов после различных температур отжига. Измерение микротвердости проводили на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке 50 гс.

Отжиг образцов после специальной термомагнитной обработки (кривые 1,2) при температуре 500 °С приводит к повышению микротвердости сплавов на 20 – 30 %. Это, вероятно, можно объяснить поведением специфичных структур «металл – металлоид», образованных из расплава высокоскоростным охлаждением, при нагреве их в области температур кристаллизации. Для сплавов 82К3ХСР и

Магнитные и физические характеристики аморфного 82К3ХСР и нанокристаллического 5БДСР сплавов

№ п/п	Характеристики	82К3ХСР	5БДСР
1	Магнитная индукция при напряженности магнитного поля 100А/м, Тл	0,42	1,23
2	Относительная магнитная проницаемость при напряженности магнитного поля: 0,1 А/м ---------- 0,05 А/м ----------	- 150000	50000 -
3	Коэрцитивная сила, А/м	0,2	0,7
4	Коэффициент прямоугольности	0,7	< 0,1
5	Удельные потери (0,2 Тл, 20 кГц), Вт/кг (0,5 Тл, 100 кГц), Вт/кг	2,0 -	1,5 300
6	Температура Кюри, °С	180	350
7	Температура начала кристаллизации, °С	510	530
8	Плотность ленты, г/см^3	7,7	7,6
9	Твердость HV, МПа	10300	10200
10	Удельное электрическое сопротивление, МОм×м	1,4	1,6
11	Константа магнитострикции	0,0	$1,0\times10^{-6}$
12	Max температура длительного применения, °С	90	240

5БДСР температура кристаллизации равна 510°С и 530°С соответственно.

Металлографические исследования аморфного сплава 82К3ХСР в исходном (в данном случае после специальной термомагнитной обработки) состоянии не выявили наличия каких-либо кристаллических структур даже при значительных увеличениях (рис. 2, а, б). Возможности оборудования для металлографических исследований также не позволили выявить исходную (после специальной термомагнитной обработки) нанокристаллическую структуру сплава 5БДСР, размер кристаллов которой составляет 10...20 нм.

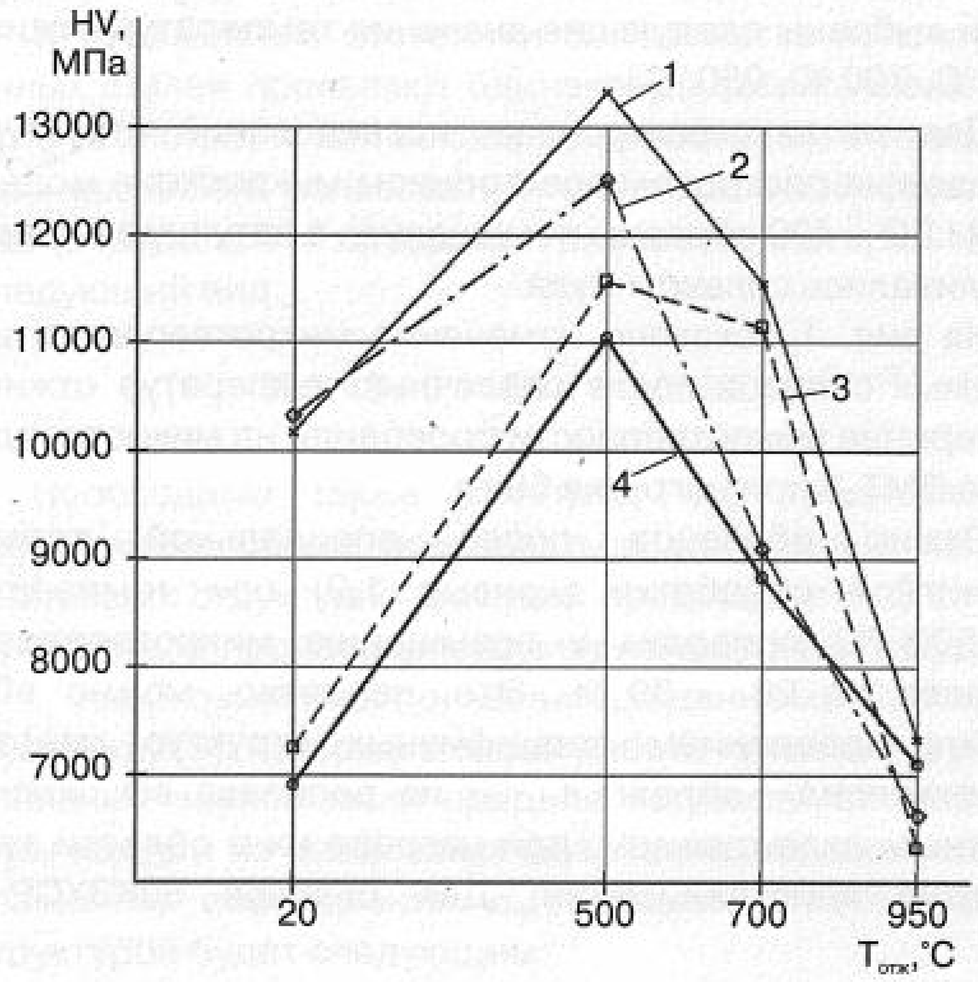
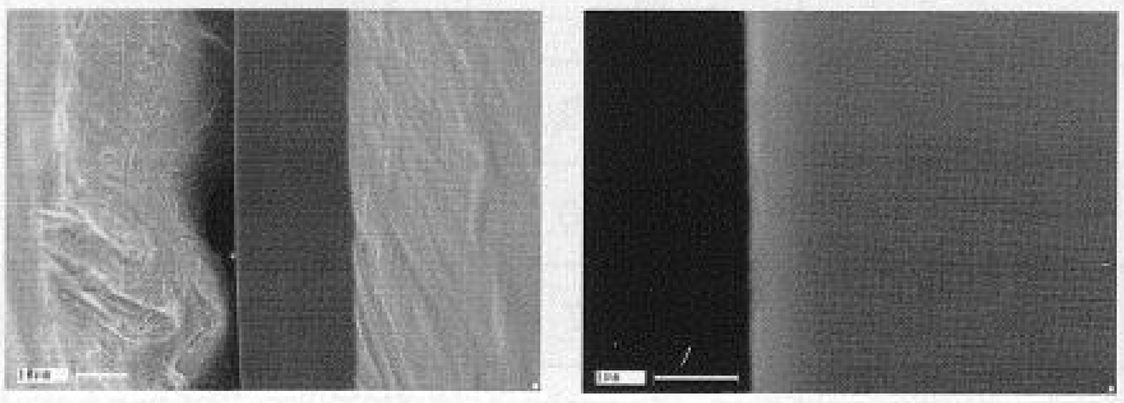


Рис. 1. Микротвердость аморфного 82К3ХСР и нанокристаллического 5БДСР сплавов при различных температурах отжига: *1* – аморфный сплав 82К3ХСР после термомагнитной обработки; *2* – нанокристаллический сплав 5БДСР после термомагнитной обработки; *3* – аморфный сплав 82К3ХСР после охлаждения из расплава; *4* – нанокристаллический сплав 5БДСР после охлаждения из расплава

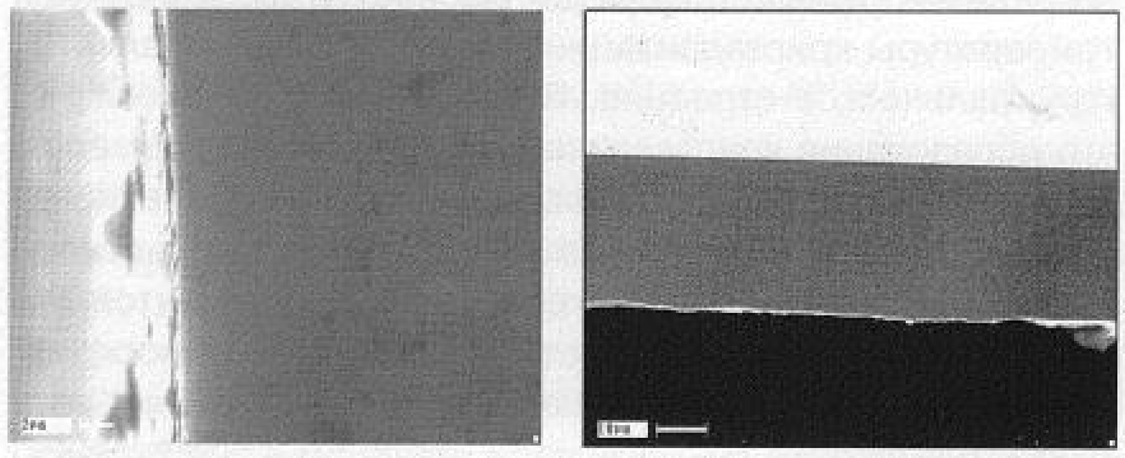
Структурные состояния сплавов после отжига 500 °С (рис. 3) косвенно подтверждают результаты измерения микротвердости. Действительно, отжиг при температурах ниже температуры кристаллизации не приводит к образованию кристаллических структур. Увеличения съемки до 50000-крат не выявили каких-либо структурных изменений.



а *б*

Рис. 2. Структура аморфного сплава 82К3ХСР после специальной термомагнитной обработки

Повышение температуры отжига до 700 °С приводит к снижению микротвердости исследуемых материалов. Причем значительное уменьшение микротвердости (до 9000 МПа) наблюдается у нанокристаллического сплава против 11000 МПа у аморфного. Вероятно, это связано с тем, что у сплава 5БДСР после специальной термомагнитной обработки уже формируется нанокристаллическая структура, рост которой наблюдается при повышении температуры отжига. Подтверждением тому являются микрофотографии сплавов (рис. 4). У нанокристаллического сплава 5БДСР даже при малых увеличениях (рис. 4, б) заметно появление кристаллической структуры. Значительные увеличения (рис. 4, в) в полной мере подтверждают кристаллизацию сплава 5БДСР.



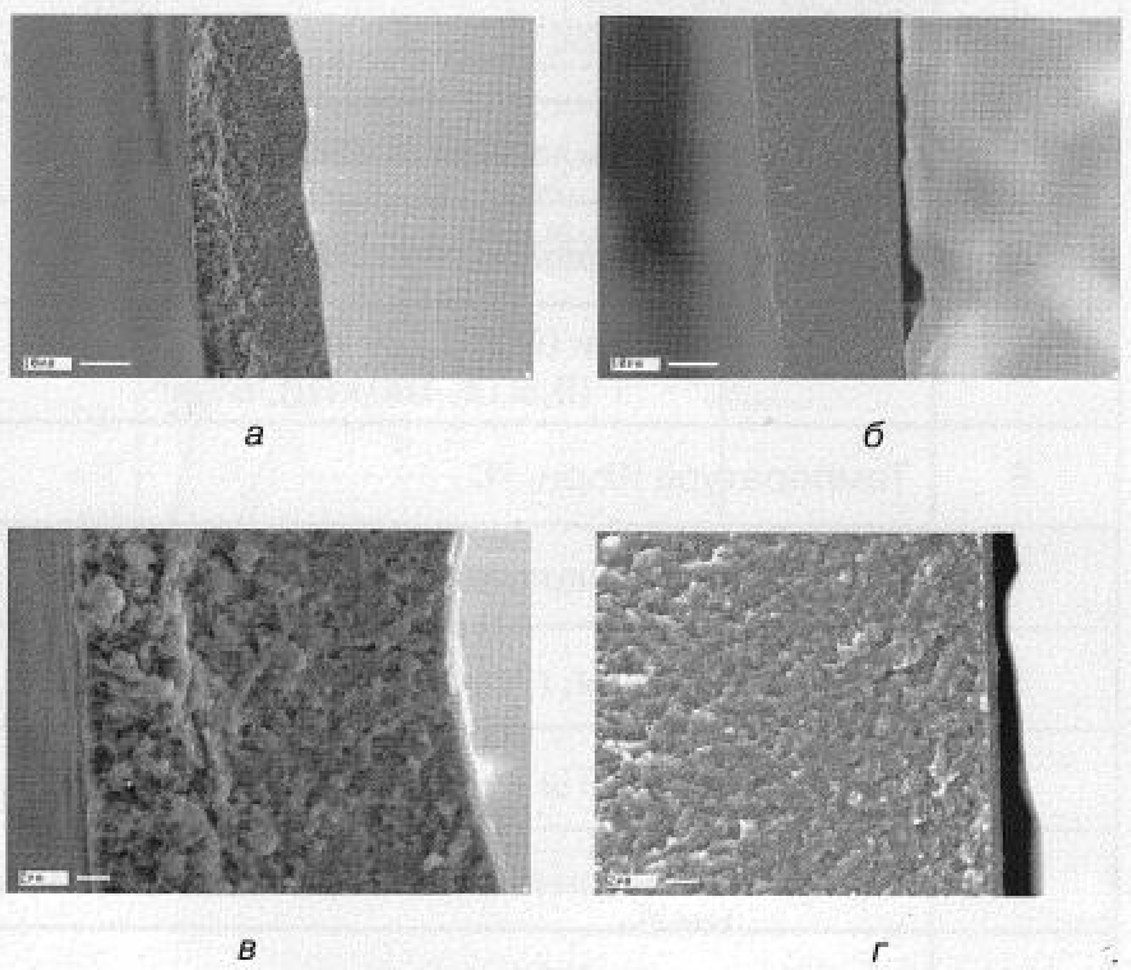
а *б*

Рис. 3. Структура аморфного сплава 82К3ХСР (*а*) и нанокристаллического сплава 5БДСР (*б*) после отжига при температуре 500 °С

а *б* *в*

Рис. 4. Структура аморфного сплава 82К3ХСР (*а*) и нанокристаллического сплава 5БДСР (*б, в*) после отжига при температуре 700 °С

Отжиг при температуре 950°С приводит к формированию в полной мере кристаллической структуры в обоих сплавах (рис. 5).



а *б*

в *г*

Рис. 5. Формирование кристаллической структуры в аморфном сплаве 82К3ХСР (*а, в*) и нанокристаллическом сплаве 5БДСР (*б, г*) при отжиге 950 °С

Переход рассматриваемых структурных состояний из аморфного и нанокристаллического в развитую кристаллическую с размером зерна 2...5 мкм при отжиге 950 °С объясняет существенное снижение микротвердости до значений 7000..,6000 МПа.

На рис. 1 представлены также зависимости изменения микротвердости для рассматриваемых сплавов (кривые 3, 4) в исходном состоянии, соответствующему состоянию ленты после выплавки без проведения специальной термомагнитной обработки. Характер кривых в целом не меняется, существует лишь разница по сравнению с кривыми 1, 2 в абсолютных значениях микротвердости при температуре отжига 500 °С. Вероятно, это можно объяснить спецификой проведения дополнительной специальной термомагнитной обработки у образцов, соответствующих кривым 1, 2.

Следует отметить определенные сложности, возникающие при использовании данного класса сплавов для изготовления электротехнических изделий. Прежде всего это связано с тем, что технология получения аморфных материалов позволяет получать в качестве исходного материала тонкие (десятки мкм) металлические ленты. И только производитель аморфной ленты, обладая знаниями о специфических особенностях этих материалов, оказался готовым для освоения производства изделий из аморфных сплавов. Вторая причина, сдерживающая широкое использование уникальных материалов, также обусловлена их уникальными физико-механическими свойствами (см. таблицу). Вопрос о механической или какой-либо другой обработке изделий, сконструированных из сверхтонкой, и в то же время сверхтвердой и хрупкой (после термомагнитной обработки) металлической ленты с требуемой точностью и качеством, без влияния процесса обработки на уникальные свойства материала, остается до настоящего времени открытым.

Проведенные исследования показали, что температура в зоне обработки, даже в локальных (учитывая толщину ленты) объемах, не должна превышать значения температуры кристаллизации обрабатываемого сплава. Несоблюдение температурного режима приводит к переводу аморфного или нанокристаллического состояния материала в кристаллическое и к потере уникальных физических и магнитных свойств.

Список литературы

1. *Аморфные* металлические сплавы / Под ред. Ф. Е. Люборского: Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1987, 584 с.

2. *Стародубцев Ю. Н., Белозеров В. Я.* Магнитные свойства аморфных и нанокристаллических сплавов. – Екатеринбург: Изд-во Урал. Ун-та, 2002. – 384 с.

3. *Werner, F. E., in Energy Efficient Steels, Eds. Marder, A. R. and Stephenson, E. T.,* p. 1, TSM – AIME, Pittsburgh, PA (1981).

4. *Continuos* casting method for metallic strips/ M.C. Narasimhan: Пат. 4142571 США , МКИ В22Д11/06, В22Д11/10 (1979)

5. *Continuos* casting method for metallic amorphous strips/ M.C. Narasimhan: Пат. 4221257 США , МКИ В22Д11/06, В22Д11/10 (1980)

6. *Fe-base* soft magnetic alloy and method of produsing same/ Y. Yoshizawa, K. Yamauchi, S. Oguma. European Patent 0271657, МКИ H01F1/14, H01F1/16 (1988)

*СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ГАЛТОВОЧНЫХ ТЕЛ ЗА СЧЁТ ПРИМЕНЕНИЯ ШЛИФОВАЛЬНЫХ ЗЁРЕН С КОНТРОЛИРУЕМОЙ ФОРМОЙ

А.Н. КОРОТКОВ, профессор, доктор техн. наук,
С.А. КОСТЕНКОВ, аспирант, КузГТУ, г. Кемерово

В машиностроении широко используются следующие операции галтовки: барабанная, вибрационная, центробежная, буксирная, магнитная, вибро-центробежная, центробежно-барабанная, магнитно-центробежная, центробежно-дисковая.

Галтовка также используется при обработке деталей разного назначения: медицинского, мерительного и слесарно-монтажного инструмента, деталей автомобилей, мотоциклов, велосипедов, часов, лезвийных инструментов, лопаток турбин, гребных винтов, шестерён, скобяных изделий, метизов, электротехнических изделий, ферритов, фарфоровых изоляторов, сантехнической арматуры, ювелирных изделий, цепей, столовых приборов, пуговиц, деталей протезов, мебельной, обувной промышленности и других изделий. При помощи галтовки могут быть обработаны детали, изготовленные из всех марок сталей, в том числе нержавеющих, всех цветных металлов и их сплавов, керамики, реактопластов, твёрдых сплавов и тугоплавких металлов, камня, стекла и других материалов. Галтовкой могут быть обработаны также заготовки, изготовленные всеми видами литья (в землю, в кокиль, оболочковые формы, под давлением), поковки, объёмные и листовые штамповки, детали после лезвийной обработки [1, 2, 3, 4].

Основным назначением операций галтовки является достижение заданных характеристик поверхности обрабатываемых изделий за определённое время и сокращение ручного труда. Результат обработки деталей в основном зависит от вида операции галтовки, режима галтовки и эксплуатационных характеристик наполнителя, а также от формы и материала детали. Поэтому совершенство-

** – здесь и далее изложение доклада на 5-ой научно-практической конференции «Проблемы повышения эффективности металлобработки в промышленности на современном этапе», 28 марта 2007 г., г.Новосибирск*

вание оборудования для галтовки, оптимизация режимов галтовки и разработка новых наполнителей являются актуальными задачами.

На кафедре «МСиИ» КузГТУ ведётся разработка новых наполнителей для осуществления операции галтовки. Изготовлены экспериментальные партии галтовочных тел в виде конуса, четырёхгранных и трёхгранных пирамид размерами 10×10 мм и 15×15 мм из разных абразивных материалов на органической связке. Их отличительной особенностью является применение в качестве абразивного материала шлифовальных зерен с заданной и контролируемой формой. Для исследования эксплуатационных свойств экспериментальных наполнителей был создан испытательный комплекс, состоящий из устройств для галтовки и измерительного оборудования. Комплекс позволяет определять такие эксплуатационные характеристики галтовочных тел, как режущая способность, стойкость наполнителя и коэффициент галтования.

Наиболее часто на машиностроительных предприятиях Кемеровской области используется обработка заготовок в галтовочных барабанах. Поэтому эксплуатационные характеристики изготовленных галтовочных тел первоначально исследовались в галтовочном барабане. Для проведения исследований использовались образцы размером 45×15×15 мм из легированной стали 20Х13, подшипниковой стали ШХ15, конструкционной стали 3, алюминия АК6 и латуни Л9.

В ходе исследований были определены эксплуатационные показатели всех видов изготовленных галтовочных тел, оптимальная частота вращения барабана и наиболее приемлемый объём СОЖ.

Для исследования влияния формы зерен на эффективность галтования использовались галтовочные тела, изготовленные из разделённого по форме зерна на электростатическом сепараторе (патент РФ №2236303 [10]).

Для изготовления галтовочных тел использовались шлифовальные зёрна из нормального электрокорунда марки 13АМ63: стандартные ($K_ф$=1,8), изометрические ($K_ф$=1,3), промежуточные ($K_ф$=2), пластинчатые, игольчатые и мечевидные ($K_ф$=2,8). За коэффициент формы ($K_ф$) здесь принято отношение описанных вокруг проекций зерен окружностей к вписанным окружностям. С помощью этого коэффициента давалась количественная идентификация формы используемых зёрен.

В результате исследований установлено, что с увеличением коэффициента формы возрастает режущая способность (рис. 1) и износ (рис. 2) галтовочных тел.

На основании полученных данных по режущей способности и износу галтовочных тел были рассчитаны коэффициенты галтования по формуле

$$K_Г = \frac{\sum \Delta M_i \cdot M_Н}{\sum m_{oi} \cdot \Delta M_Н}, \quad (1)$$

где ΔM_i – разница массы образца до и после обработки, г; m_{oi} – масса образца до обработки, г; $M_н$ – масса наполнителя, г; $\Delta M_н$ – разница массы наполнителя до и после обработки, г. Коэффициент галтования, рассчитанный по предлагаемой формуле, позволяет адекватно оценить эффективность наполнителя для галтовки в зависимости от массы обрабатываемых деталей.

Результаты расчётов коэффициента галтования ($K_г$) представлены на рис. 3. Они показывают, что чем более округлую, изометрическую форму имеют зёрна в галтовочных телах, тем выше эффективность их работы.

Рис. 1. Влияние формы шлифовальных зёрен на режущую способность галтовочных тел

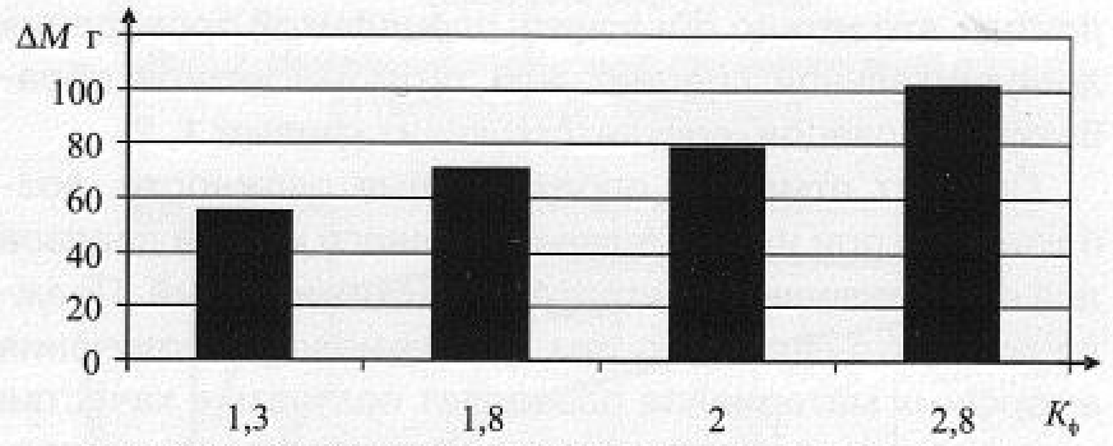


Рис. 2. Износ галтовочных тел в зависимости от формы шлифовальных зёрен

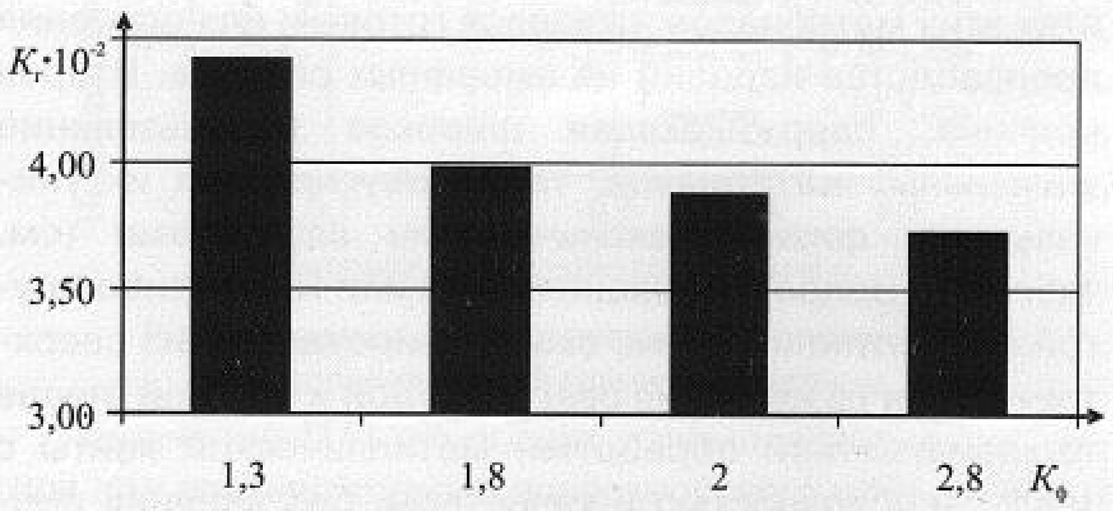


Рис. 3. Зависимость коэффициента галтования от формы шлифовальных зёрен

В целом результаты проведённых исследований показывают, что эксплуатационные характеристики галтовочных тел, изготовленных из разных по форме шлифовальных зёрен, существенно различаются. Следовательно, для повышения эффективности операций галтования целесообразно выбирать галтовочные тела из шлифовальных зёрен той формы, при которой эффективность обработки будет максимальной. Критериями для выбора зёрен могут быть производительность обработки (соответственно для этого случая целесообразно применять для галтовочных тел зёрна пластинчатых разновидностей), наименьший износ галтовочных тел (зёрна изометрических разновидностей) и т.д. Разница в эффективности работы галтовочных тел с разной формой зёрен может составить 19...81% в зависимости от критерия обработки.

Список литературы

1. *Абразивные* материалы и инструменты : Каталог-справочник / В. И. Муцянко; П. А. Гаврилов; Б. А. Глаговский; под ред. В. А. Рыбакова. – М., – 1976. – 390 с.

2. *Бабичев А.П.* Вибрационная обработка деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 136 с.

3. *Автоматизация* проектирования технологических процессов вибрационной обработки: учеб. пособие / М. Е. Попов, М. А. Тамаркин // Рост. н/Д ин-т с.-х. машиностроения. – Ростов, 1990. – 65 с.

4. *www.abraziv.ru*

*КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ НАРУЖНЫХ КОЛЕЦ ПОДШИПНИКОВ, ОБРАБОТАННЫХ ШЛИФОВАЛЬНЫМИ КРУГАМИ С КОНТРОЛИРУЕМОЙ ФОРМОЙ ЗЕРЕН

Л.П. КОРОТКОВА, доцент, канд. техн. наук,

Н. В. ПРОКАЕВ, ст. преп., КузГТУ, г. Кемерово

К подшипникам качения предъявляются высокие требования по статической и динамической прочности, по качеству материала, из которого они изготовлены, по качеству термической обработки, а также по состоянию их рабочих поверхностей – шероховатости и точности формообразования, наличию дефектов в поверхностных слоях. От состояния поверхностей качения подшипников во многом зависят надежность и долговечность их работы, поэтому важно знать, какие факторы и в какой степени влияют на формирование качества этих поверхностей.

Данная работа направлена на изучение качества обработанных поверхностей колец подшипников из термически упрочненной стали ШХ15 после чистового шлифования инструментами с контролируемой формой зерен.

Для оценки качества шлифованных поверхностей были выбраны: шероховатость (R_a), контроль формы обработанных поверхностей (волнистость, гранность), микротвердость, микроструктура и характер ее изменений в поверхностных слоях детали.

Испытания проводились в условиях завода ОАО "РОЛТОМ" на внутришлифовальном станке модели SIW 4E на операции врезного чистового шлифования наружных колец подшипников. Кольца предварительно проходили упрочняющую термическую обработку по типовому режиму, т.е. они подвергались закалке с последующим низким отпуском на максимальную твердость HRC 64-66. Режимы резания для колец выбирались в соответствии с рекомендациями для этого вида обработки: $S_{черн}$=0,8 мм/мин, $S_{чист}$=0,12 мм/мин, $V_{рез}$=50 м/с. Шлифование осуществлялось с использованием СОЖ.

С целью установления влияния формы шлифовальных зерен на качество обработки поверхностей на кафедре "Металлорежущие станки и инструменты" КузГТУ были изготовлены опытные партии шлифовальных кругов с характеристиками: ПП 63х12х16 25А10 [Кф] СМ1 5 К5; ПП 40х7х6 25А10 [Кф] СМ1 5 К5.

Отличительной особенностью данных кругов являлось наличие в них зерен определенной формы. Форма зерен количественно идентифицировалась по параметру коэффициент формы ($K_ф$), равному отношению диаметров вписанных и описанных диаметров окружностей в проекции рассматриваемых зерен.

Данный коэффициент для зерен из белого электрокорунда численно изменялся в пределах от 1,2 до 2,88, причем, чем ближе величина $K_ф$ к единице, тем зерна более приближались к изометрической форме, а чем значительней $K_ф$ отличался от значения 1,0, тем больше зерна приобретали пластинчатую форму. Стандартный круг имел средний коэффициент формы зерен $K_ф$=1,7. Сортировка зерен по признаку формы осуществлялась методом вибросепарации [1].

В процессе шлифования значительная часть всех зерен не режет, а пластически деформирует поверхностный слой и наклепывает его. Возникающее в результате резания и деформации металла большое количество тепла оказывает влияние на структуру металла.

За счет наклепа микротвердость в поверхностных слоях могла бы возрасти, но в результате теплового воздействия могут происходить также явления рекристаллизации, если температура в зоне резания превышает температурный порог рекристаллизации. В зависимости от температуры рекристаллизация может быть первичной либо собирательной, а может и не состояться, если температура в зоне резания будет ниже температурного порога рекристаллизации.

В случае наличия очень высоких температур в поверхностных слоях может возникнуть явление самоотпуска, сопровождающееся снижением твердости или возникновением прижогов.

Результаты исследований микроструктуры и шероховатости дорожек качения подшипников после шлифования кругами с разной формой зерен приведены на рис. 1, 2, 3 (*а*, *б*) и 4.

График рис. 1 показывает, что форма зерна ощутимо влияет на микротвердость обработанной поверхности. Так, изменяя значение $K_ф$ от 1,7 (стандартный круг) до 1,2, можно увеличить микротвердость шлифованной поверхности от 13500 МПа до 16500 МПа колец подшипников 307 и 205. Менее заметна такая тенденция на операции выхаживания, на которой, возможно из-за длительности выхаживания, уменьшается глубина слоя с повышенной твердостью.

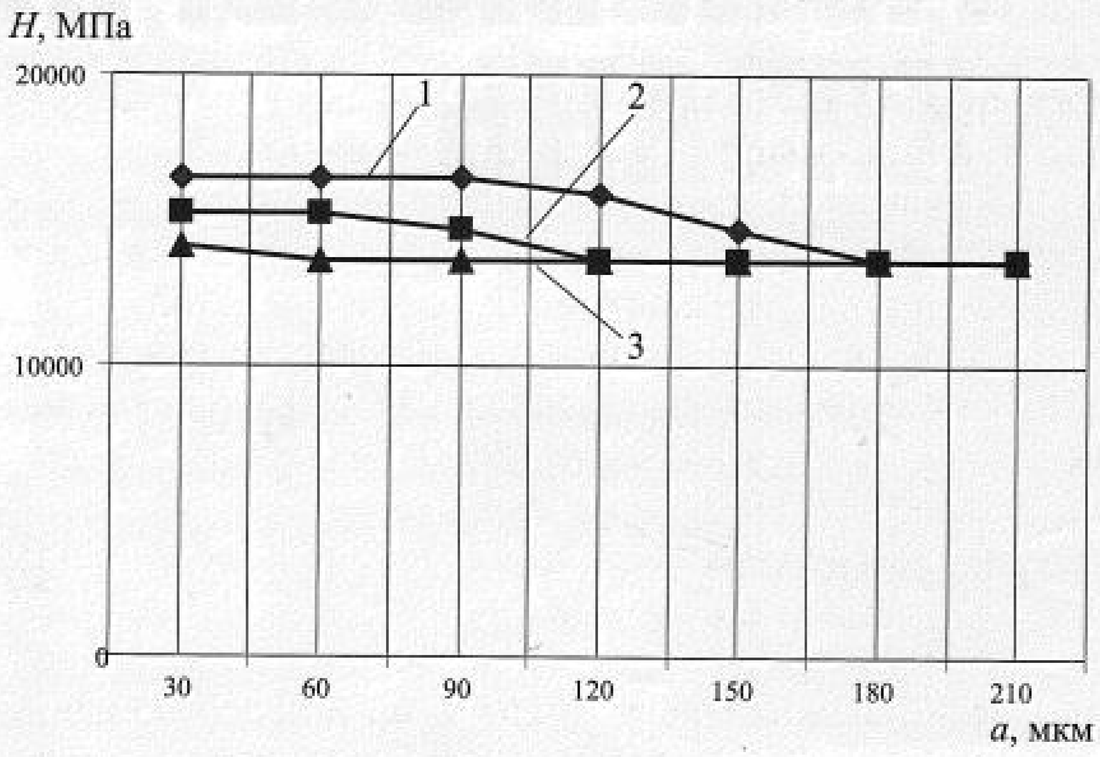


Рис. 1. Распределение микротвердости (*H*) на шлифованной поверхности дорожки качения подшипника в глубь детали на расстояние *а*: круг $K_ф$=1,2 (1); круг $K_ф$=1,51 (2); стандартный круг (3)

(Продолжение на стр. 22)

ПРОМЫШЛЕННЫЙ КОНГРЕСС ЮГА РОССИИ

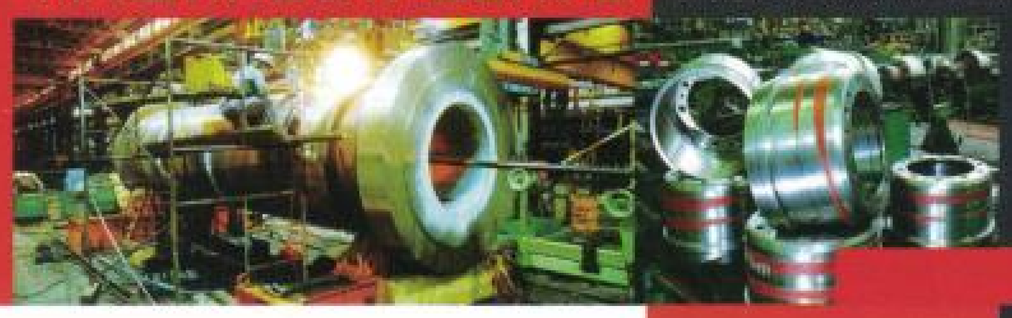
ВЕРТОЛ EXPO выставочный центр

5-7 СЕНТЯБРЯ

метмаш
станкоинструмент

2007 МЕЖДУНАРОДНЫЕ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫЕ ВЫСТАВКИ

МЕТАЛЛУРГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЕ МЕТАЛЛООБРАБОТКА



344068, г. Ростов-на-Дону, пр. М. Нагибина, 30
Тел./факс: (863) 268-77-84, 268-77-83, 268-77-65
E-mail: metall@vertolexpo.ru. Http://www.vertolexpo.ru

7-Я МЕЖДУНАРОДНАЯ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННАЯ ВЫСТАВКА

МАШИНОСТРОЕНИЕ. МЕТАЛЛООБРАБОТКА КАЗАНЬ

12-14 ДЕКАБРЯ 2007

Генеральный медиапартнер
ЭКСПЕРТ ОБОРУДОВАНИЕ

Организатор:
ОАО «Казанская ярмарка»
При поддержке:
Министерства экономики и промышленности Республики Татарстан,
Министерства торговли и внешнеэкономического сотрудничества Республики Татарстан,
Ассоциации промышленных предприятий Республики Татарстан,
Мэрии города Казани.

Россия, 420059, г. Казань,
Оренбургский тракт, 8,
тел/факс: +7 (843) 570-51-16, 570-51-11
e-mail: pdvrt@bk.ru, kazanexpo@telebit.ru
http://www.expomach.ru, www.expokazan.ru

ВЫСТАВОЧНЫЙ ЦЕНТР ISO - 9001

КАЗАНСКАЯ ЯРМАРКА

Новосибирская
научно- производственная
комерческая фирма
МАШСЕРВИСПРИБОР

ООО «СТАНКИ РТМ»

Модернизация
станков с ЧПУ,
систем ЧПУ,
электроприводов.

630087, г. Новосибирск, пр. К.Маркса, 30, оф. 309
тел.: (383) 346-37-79; т./ф.: 212-03-13; факс: 346-39-81.
e-mail:msp@chpu.ru, www.chpu.ru

Комплект: ИТО
– полезный инструмент для машиностроителей

«Комплект изданий «ИТО» о современном станкостроении и инструментальном обеспечении, системах ЧПУ, автоматизированном проектировании и о многом другом...

Подписка
через агентства
«РОСПЕЧАТЬ»–
81249
«Пресса России»–
42049

Подписка через
«Издательство «ИТО»
по тел./факс:
(495) 366-98-00
e-mail: expo@ito-baza.ru
www.ito-news.ru

(Продолжение, начало на стр. 19)

Для оценки шероховатости дорожек качения подшипников шлифование производилось в двух вариантах: с выхаживанием и без выхаживания.

В структуре шлифованных поверхностей металлографически обнаружен светлый плохотравящийся слой (рис. 3). Это зона холоднодеформированного наклепанного металла. Наличие зон наклепанного металла подтверждается измерениями микротвердости. Результаты измерений показывают, в частности, что наблюдается прирост микротвердости в поверхностной (светлой) зоне шлифованных деталей.

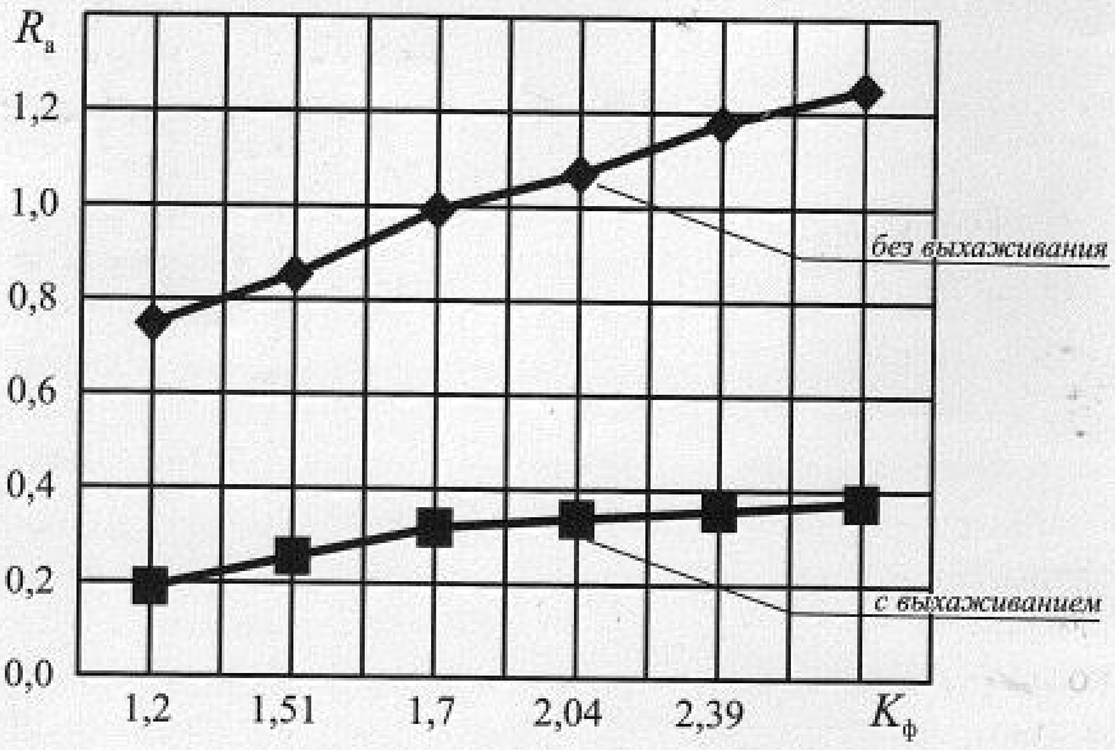


Рис. 4. Влияние формы зерен в круге ($K_ф$) на шероховатость (R_a) дорожек качения наружных колец подшипника 307 (шлифовальные круги ПП 63х12х16 25А10 [$K_ф$] СМ1 5 К5)

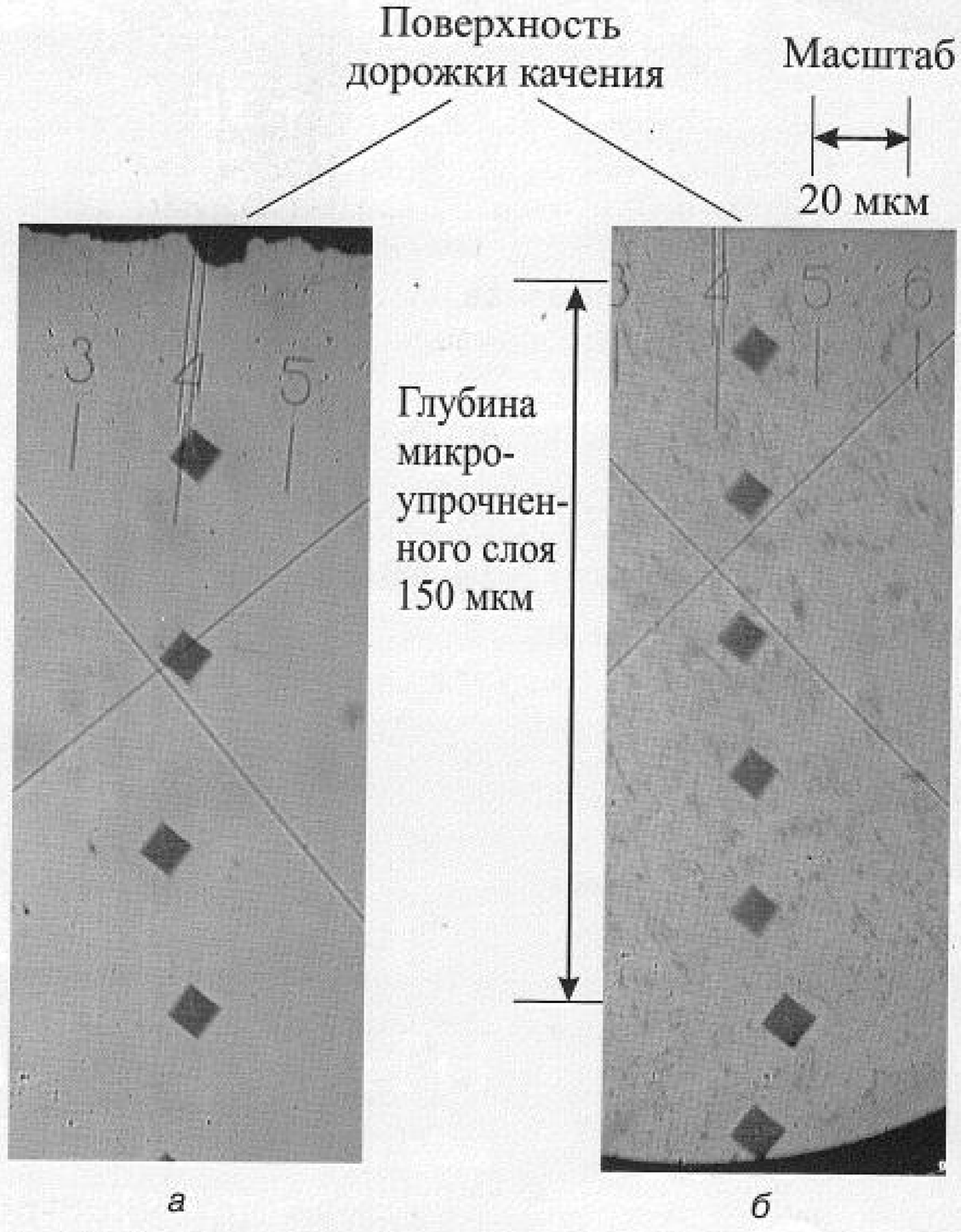


Рис. 2. Распределение микротвердости в поверхностном слое дорожки качения подшипника 307 после обработки кругами:
а – ПП 63х12х16 25А10 СМ1 5 К5 (стандартный круг);
б – ПП 63х12х16 25А10 [$K_ф$=1,2] СМ1 5 К5

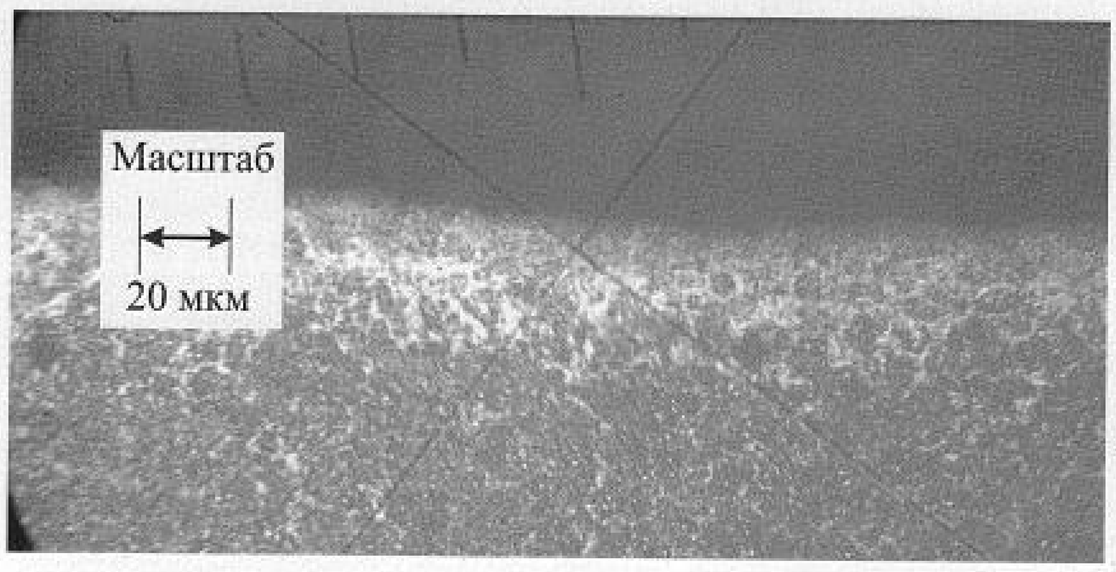


Рис. 3. Микроструктура дорожки качения подшипника 307 после шлифования кругом ПП 63х12х16 25А10 [$K_ф$=1,2] СМ1 5 К5 (увеличение х 500)

Наличие наклепанной зоны до 150 мкм (рис. 1, 2, *а*, *б*) в поверхностных слоях колец, обработанных шлифовальным кругом с $K_ф$=1,2, свидетельствует о том, что температура в зоне резания не превышает 600 °С, т.е. не выше температурного порога рекристаллизации. Кроме того, она такова, что не вызывает явления распада мартенсита. Дополнительное упрочнение поверхностных слоев, вызванное наклепом, приводит к возникновению сжимающих напряжений, что в целом положительно отражается на качестве шлифованных деталей.

Таким образом, проведенные исследования позволяют сделать вывод о том, что целенаправленно изменяя форму зерен от стандартной ($K_ф$=1,7) до изометрической ($K_ф$=1,2) в шлифовальных кругах, можно значительно повысить качество обработки деталей за счет снижения шероховатости и уменьшения отрицательного термического влияния на микроструктуру шлифованных поверхностей. В том числе можно полностью исключить появление прижогов при шлифовании, а также возникновение дополнительных растягивающих напряжений в поверхностных слоях деталей.

Список литературы

1. *Патент* 2248851 С1 В 07 В 1/40, 13/00. Вибрационный сепаратор / А.Н. Коротков, Г.М. Дубов, В.Г. Баштанов – Заявл. 08.10.2003.; Опубл. 27.03.2005, Бюл. №9.

2. *Влияние* формы шлифовальных зерен в шлифовальном круге на шероховатость обработанной поверхности /А.Н. Коротков, Н.В. Прокаев // Проблемы повышения эффективности металлообработки в промышленности на современном этапе. Материалы 4-й Всероссийской научно-практической конференции 23 марта 2006 – 2006. – С. 119-122.

ВЗАИМОСВЯЗЬ ПРОЦЕССОВ АНОДНОГО РАСТВОРЕНИЯ И МИКРОРЕЗАНИЯ В УСЛОВИЯХ АЛМАЗНОГО ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОГО ШЛИФОВАНИЯ

Г.П. КЕРША, канд. техн. наук, А.В. ГУЩИН, доцент, канд. техн. наук,
А.Ю. ВАСИЛЬЕВ, аспирант, А.В. ПЕЧЕНКИН, аспирант, НГТУ, г. Новосибирск

Алмазное электрохимическое шлифование (АЭХШ) сочетает в себе два различных по своей природе процесса: микрорезание и анодное растворение. В условиях АЭХШ, когда указанные процессы протекают совместно, следует ожидать их взаимодействия. Для описания этого взаимодействия используют уравнения переноса [2, 6], число которых соответствует числу рассматриваемых форм движения материи [6]. В нашем случае рассматривается два уравнения переноса: уравнение, описывающее поток пластически деформированного материала, и уравнение, описывающее поток аноднорастворенного вещества.

В качестве обобщенных единичных зарядов обычно принимаются: при деформационной форме движения – смещенный объем единичного объема e_i, размерность которого миллиметры кубические [6], а для электрохимической – заряд вещества, масса которого равна одному молю. В качестве обобщенных потенциалов обычно принимают: для деформационной формы движения – интенсивность напряжения σ_i[6], а для электрохимической формы движения – работа, затраченная на перенесение электрического заряда одного моля вещества $\Delta\tilde{\mu}$.

Процессы анодного растворения и микрорезания при условии их одновременного протекания могут быть описаны уравнениями переноса [2, 5], которые в общем виде записываются как

$$I_e = L_{11}P_1 + L_{12}P_2; \quad (1)$$

$$I_q = L_{21}P_1 + L_{22}P_2, \quad (2)$$

где I_e – поток пластически деформированного материала; I_q – поток электрохимически растворенного материала; L_{ij}– феноменологические коэффициенты (i, j = 1 2); P_1, P_2 – обобщенные силы.

Применительно к процессу микрорезания, в отсутствие электрохимического воздействия, поток пластически деформированного материала I_e можно записать как

$$I_e = \frac{\Delta V}{F_t \Delta t}, \quad (3)$$

где ΔV – смещенный объем, F_t – площадь, через которую рассматривается пластическое течение; Δt – время, в течение которого рассматривается пластическое течение.

Для того чтобы уравнения (1) и (2) привести к одним размерностям, разделим выражение (3) на объем одного моля вещества V_m, тогда

$$I_e = \frac{\Delta V}{V_m F_t \Delta t}. \quad (4)$$

Соответственно сдвигающая сила P_1 будет равна

$$P_1 = \sigma_i V_m. \quad (5)$$

Для определения коэффициента L_{11} в уравнении (1) рассмотрим схему стружкообразования при резании. Принято считать, что в условиях резания основным видом деформации является простой сдвиг. Выразим величину ΔV через параметры, определяющие простой сдвиг.

С этой целью рассмотрим идеализированную схему превращения срезаемого слоя в стружку (рис. 1). В срезаемом слое толщиной a выделим параллелограмм $mnpq$ с малой высотой Δx, прилегающей к условной плоскости сдвига mn. В процессе резания параллелограмм $mnpq$ превращается в параллелограмм mnp_1q_1. Из рис. 1 видно, что ΔS есть не что иное, как абсолютный сдвиг, который характеризует деформацию при простом сдвиге.

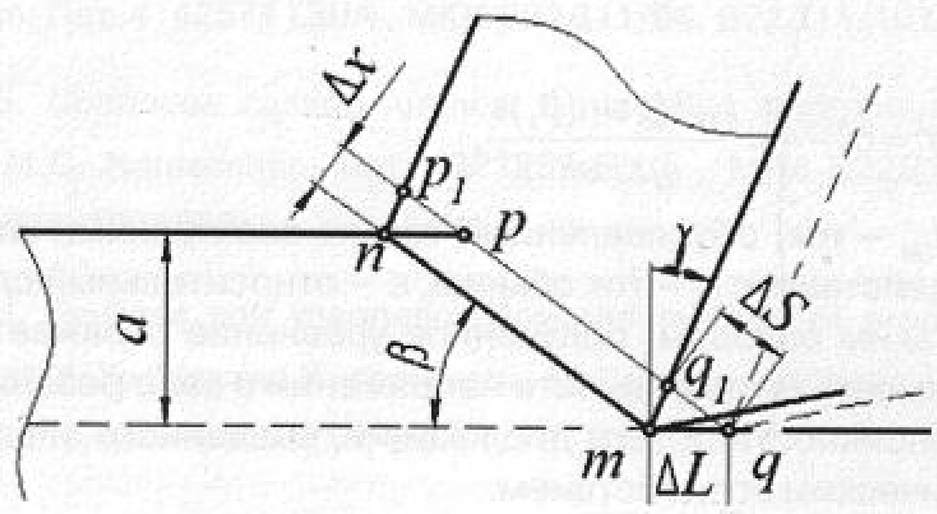


Рис. 1. Идеализированная схема превращения срезаемого слоя в стружку

Из рис. 1 видно, что смещенный объем ΔV равен площади треугольника mq_1q, умноженной на ширину резания b:

$$\Delta V = \frac{\Delta S \Delta x}{2} b. \quad (5)$$

Используя зависимость из [3] $\Delta S = \sqrt{3} e_i \Delta x$ уравнение (3) запишется как

$$I_e = \frac{\sqrt{3}\, e_i \Delta x^2 b}{2 V_m F_t \Delta t} = \frac{\sqrt{3}\, \dot{e}_i \Delta x}{2 V_m}, \quad (6)$$

где e_i – интенсивность деформации; $\dot{e}_i$ – интенсивность скорости деформации.

Используя методику, описанную в [3], можно записать, что

$$\dot{e}_i = \dot{e}_{i0} + k' \sigma_i, \quad (7)$$

где k' – коэффициент; σ_i – интенсивность напряжений деформации; $\dot{e}_{i0}$ – условная скорость деформации при $\sigma_i = 0$.

Подставив уравнение (7) в уравнение (6), получим выражение для потока пластически деформированного материала в отсутствие электрохимического воздействия:

$$I_e = \frac{\sqrt{3}\Delta x \dot{e}_{i0}}{2V_m} + \frac{\sqrt{3}\Delta x k'}{2V_m^2}\sigma_i V_m. \qquad (8)$$

Как было указано выше, произведение $\sigma_i V_m$ – есть сдвигающая сила P_1, поэтому множитель $\frac{\sqrt{3}\Delta x k'}{2V_m^2}$ в уравнении (8) есть не что иное как L_{11}.

Таким образом, уравнения потоков (1) и (2) с учетом работ [2, 7] в условиях, далеких от равновесия, можно записать как

$$I_e = \frac{\sqrt{3}\Delta x \dot{e}_{i0}}{2V_m} + L_{11}\sigma_i V_m + L_{12} RT \exp\left(\frac{\alpha z F \Delta\varphi}{RT}\right); \qquad (9)$$

$$I_q = L_{21} RT \exp\left(\frac{\Delta\mu_e}{RT}\right) + L_{22} RT \exp\left(\frac{\alpha z F \Delta\varphi}{RT}\right), \qquad (10)$$

где σ_i – интенсивность напряжений в отсутствие электрохимического воздействия; z – валентность; F – число Фарадея; $\Delta\varphi$ – перенапряжение электрохимической реакции.

Из уравнений (9) и (10), учитывая работы [2, 5, 7], было получено, что интенсивность напряжений в зоне деформации, получившихся в результате электрохимического воздействия, можно записать как

$$\sigma_i' = \sigma_i - \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{i_{эх} V_m \sin(\beta_1)\varepsilon}{i_0 z F a k'}, \qquad (11)$$

где $i_{эх}$ – ток, обусловленный только электрохимическим воздействием; i_0 – ток обмена; ε – относительный сдвиг.

Таким образом, полученное уравнение отражает зависимость интенсивности напряжений в зоне резания от интенсивности потока дислокаций, вызванного электрохимическим воздействием.

На рис. 2 представлен график зависимости интенсивности напряжений σ_i' от плотности тока при различных толщинах срезаемых слоев a_z, полученный методом математического моделирования при АЭХШ стали У8. Из этого рисунка видно, что при увеличении тока происходит снижение интенсивности напряжений, но величина снижения зависит от толщины среза. При малых толщинах среза, приходящихся на одно зерно, происходит существенное (в 2...5 раз) снижение напряжений, что способствует более благоприятным условиям микрорезания. Влияние толщины материала (для стали У8), который срезает одно зерно, представлено на рис. 3. Из графика видно, что с уменьшением толщины среза существенно уменьшается интенсивность напряжения, которая, в свою очередь, также зависит и от плотности анодного тока, с уменьшением которого напряжение растет.

По-видимому, при толщинах срезаемых слоев, превышающих величину зерен обрабатываемого материала, не следует ожидать существенного снижения напряжений в зоне резания. Последнее, на наш взгляд, обусловлено наличием границ зерен, которые являются значительным барьером при движении дислокаций и снижают интенсивность потока дислокаций к поверхности, вызванного ее анодным растворением. Следует ожидать, что наибольшее уменьшение напряжений в зоне деформирования $\Delta\sigma_i$ будет иметь место при срезании тонких слоев металлов в пределах размеров, не превышающих величину зерна обрабатываемого материала.

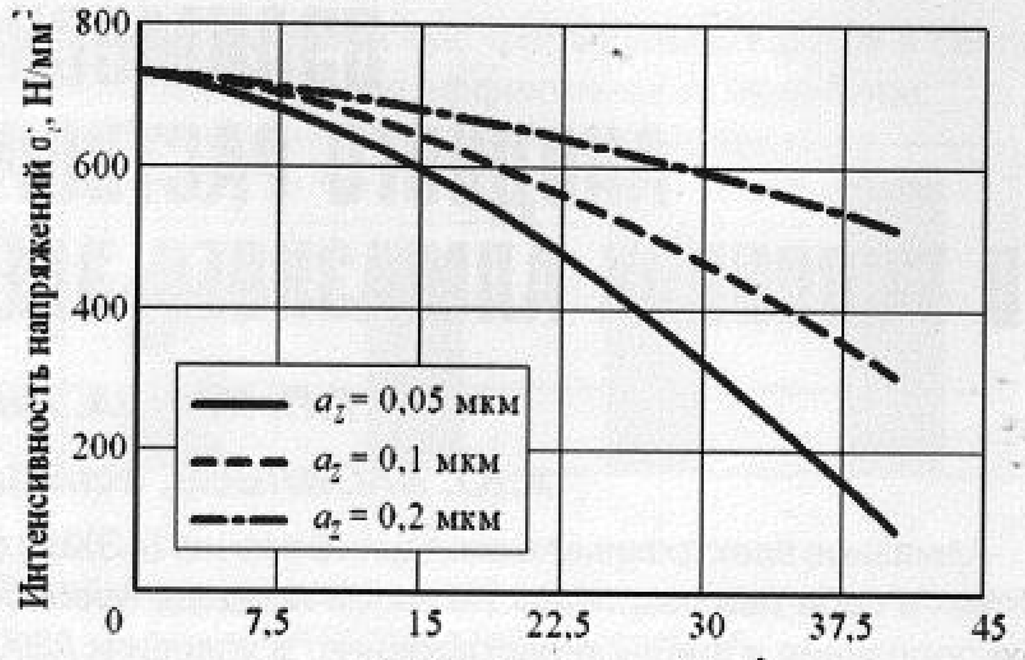


Рис. 2. Изменение интенсивности напряжений σ_i' от плотности анодного тока

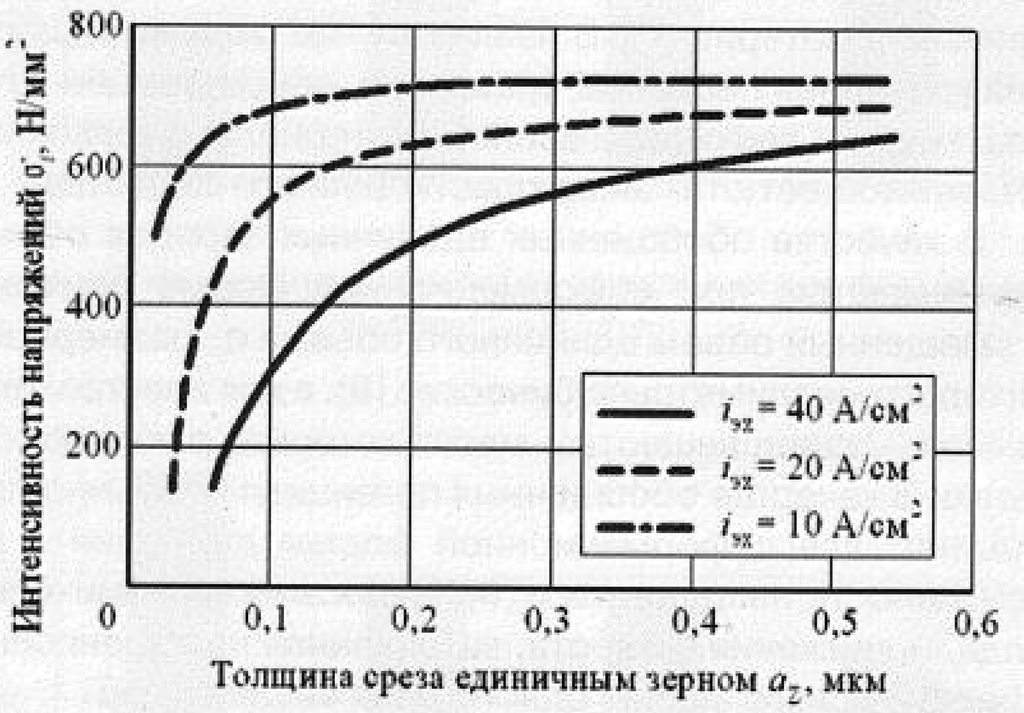


Рис. 3. Изменение интенсивности напряжений σ_i' от толщины среза единичным зерном

Уравнение (11) описывает взаимодействия процессов при резании тонкого поверхностного слоя, толщина которого, по-видимому, определяется длиной свободного пробега дислокаций. При толщинах срезаемых слоев больше указанных закономерности, приведенные в уравнениях, очевидно, не будут иметь места из-за наличия границ зерен и скоплений дислокаций, препятствующих дополнительному потоку дислокаций, обусловленному электрохимическим воздействием. Последнее дает основание ожидать значительного уменьшения сил микрорезания, возникающих при определенных режимах в условиях АЭХШ.

Список литературы

1. *Алёхин В.П.* Физика прочности и пластичности поверхностных слоёв материалов. – М.: Наука, 1983. – 280 с.
2. *Гутман Э.М.* Механохимия металлов и защита от коррозии. – М.: Металлургия, 1981. – 271 с.
3. *Корчак С.Н.* Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
4. *Каданер Л.И., Котляр А.М., Головко А.Д.* О влиянии электрического потенциала, рабочей среды и анодного процесса на некоторые характеристики абразивного разрушения металла // Электрофизические и электрохимические методы обработки. – 1970. – № 1. – С 12 – 16.
5. *Onsager L.* Phys. Rev. 1931. V.37. P.405 – 426, V.38. P.2265 – 2270.
6. *Вейник А.И.* Термодинамика необратимых процессов. – Минск.: Наука и техника, 1966. – 259 с.
7. *Васильев А.Ю., Печенкин А.В.* Термодинамическая модель глубинного абразивного электрохимического шлифования // Сборник научных трудов НГТУ. – 2006. – № 3.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТРЕБУЕМОГО ХАРАКТЕРА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ УПРОЧНЕНИИ ВЫСОКОЭНЕРГЕТИЧЕСКИМ НАГРЕВОМ ТОКАМИ ВЫСОКОЙ ЧАСТОТЫ

В.Ю. СКИБА, аспирант, НГТУ, г. Новосибирск

В ходе термообработки металл подвергается пластической деформации, приводящей к возникновению остаточных напряжений. Поскольку в процессе закалки технологические напряжения достигают очень высокого уровня, то при соответствующем распределении по глубине упрочненного слоя могут привести к разрушению материала даже при воздействии низких приложенных нагрузок. Поэтому знание напряженного состояния материала и умение формировать требуемый характер распределения остаточных напряжений обеспечит не только высокую надежность и долговечность работы изделия, но и поможет конструктору более точно оценить нагрузку, которую может выдержать деталь в процессе эксплуатации.

Моделирование напряженно-деформированного состояния детали осуществляли методом конечных элементов (МКЭ) с помощью программного продукта ANSYS 9.0, позволяющего использовать модель упруго-вязкопластического поведения материала.

Для экспериментальных исследований и численного моделирования были выбраны плоские образцы из стали 45 и У8 со следующими размерами: толщина – 5 мм, ширина – 10 мм, длина – 100 мм.

В качестве источника энергии использовали генератор ВЧГ 6 - 60/0,44. Поверхностное упрочнение происходило при следующих режимах обработки: удельная мощность нагрева 1,5...3,6·10^8 Вт/м^2, скорость перемещения источника 50...100 мм/с, размер источника 2 мм.

На данный момент существует достаточное количество работ, посвященных полному математическому анализу проблем, связанных с термообработкой металлов. Анализ математических моделей [1, 2] показал, что термоупругопластические процессы, происходящие при термической обработке деталей, в общем случае характеризуются обобщенной математической моделью, для которой деформация состоит из упругой, вязкопластической, тепловой, связанной с фазовыми превращениями и ползучестью:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^{e} + \varepsilon_{ij}^{vp} + \varepsilon_{ij}^{th} + \varepsilon_{ij}^{ph} + \varepsilon_{ij}^{c}, \quad (1)$$

где ε_{ij} – тензор полной деформации; ε_{ij}^{e} – упругая деформация; ε_{ij}^{vp} – вязкопластическая деформация; ε_{ij}^{th} – тепловая (термическая деформация); ε_{ij}^{ph} – деформация от фазового превращения; ε_{ij}^{c} – деформация от ползучести. Учитывая кратковременность процесса поверхностного упрочнения, ползучесть не вносит существенного вклада в величину полной деформации и поэтому этим членом выражения (1) можно пренебречь.

Упругая деформация описывается обобщенным законом Гука

$$\{\sigma\} = [D^e] \cdot \{\varepsilon^e\},$$

где $\{\sigma\} = [\sigma_X \sigma_Y \sigma_Z \sigma_{XY} \sigma_{YZ} \sigma_{XZ}]^T$ – вектор напряжения, $[D^e]$– матрица упругости изотропного материала.

Вязкопластическая деформация. Для моделирования вязкопластического поведения материала была выбрана модель Пирса [3] *(Peirce)*, включающая в себя поверхность начала пластичности.

Модель Пирса имеет следующий вид:

$$\sigma_t^* = \left[1 + \frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\gamma}\right]^m \cdot \sigma_t,$$

где σ_t^* – предел текучести материала в условиях скоростного нагружения, $\dot{\varepsilon}^{pl}$ – эквивалентная скорость пластической деформации, m – параметр, характеризующий скорость упрочнения, γ – параметр, характеризующий вязкость материала, σ_t – предел текучести материала, испытываемого в условиях статической нагрузки.

Термическая деформация и деформация при структурно-фазовых превращениях. В диапазоне температур 20 °С – A_{c1}, материал не претерпевает структурно-фазовых превращений и поэтому основной причиной формирования напряженного состояния материала будет являться неравномерное распределение температуры по сечению изделия. Вследствие чего расчет деформации можно вести без учета структурных изменений:

$$\left[\varepsilon^{th}\right]^t = \left(\alpha(T)\cdot\Delta T \quad \alpha(T)\cdot\Delta T \quad \alpha(T)\cdot\Delta T \quad 0 \quad 0 \quad 0\right),$$

где $\alpha(T)$ – значение относительного коэффициента линейного температурного расширения материала; ΔT – разница между рассматриваемой и исходной температурой.

Поскольку в процессе закалки распределение структурных составляющих по сечению тела неоднородно, то и коэффициенты термического расширения должны быть различными. Поэтому при расчете напряжений и деформаций в диапазоне температур структурно-фазовых превращений удобнее пользоваться величинами полных расширений свободных слоев. Тензор деформации при фазовом превращении, обусловленной изменением объема, имеет вид:

$$\left[\varepsilon^{ph}\right]^t = \left(\frac{1}{3}\left(\frac{\Delta V}{V}\right) \quad \frac{1}{3}\left(\frac{\Delta V}{V}\right) \quad \frac{1}{3}\left(\frac{\Delta V}{V}\right) \quad 0 \quad 0 \quad 0\right),$$

где $\Delta V = V_{T(\tau)} - (V_{F,Ce})_{20}$, $V = (V_{F,Ce})_{20}$ – удельный объем ферритно-карбидной смеси отожженной стали при температуре T = 20 °С, принятый за единицу измерения; $V_{T(\tau)}$ – удельный объем структурной составляющей для исследуемого момента процесса закалки.

В свою очередь удельный объем структурной составляющей при текущей температуре может быть представлен суммой объемов отдельных фаз $(V_{T,j})$:

$$V_T = \sum_j a_j \cdot V_{T,a_j},$$

где a_j – объемное содержание j-й фазы в металлической матрице.

Фазовый состав стали определялся из совместного моделирования тепловых полей и структурно-фазовых превращений [4] при непосредственном использовании *формальной теории кинетики превращении* [5], позволяющей вычислить объемную долю структурной составляющей посредством уравнения Аврами *(Avrami)* (2) [6]:

$$\xi = 1 - \exp\left(-k\tau^n\right), \qquad (2)$$

где ξ – объемная доля образующейся фазы, k и n – кинетические параметры, вычисление которых происходит по кинетическим диаграммам распада переохлажденного аустенита [7], τ – время.

В отожженном состоянии большинство конструкционных сталей проявляют одинаковые физико-механические свойства, и, как показано в работе [8], в таких случаях возможно пользоваться универсальной формулой для определения ***предела текучести***, которая имеет следующий вид:

$$\sigma_t(T) = 363{,}45 + 0{,}1454 \cdot T - 0{,}8882 \cdot 10^{-3} \cdot T^2 .$$

Необходимо также отметить, что предложенным выражением можно пользоваться для сталей, не претерпевших структурно-фазовых превращений. В случае, если в стали произошли структурно-фазовые превращения, необходимо воспользоваться данными Съёстрома *(Sjostrom)* [9], который в своей работе приводит функциональные зависимости предела текучести от температуры каждой из возможных фаз. Таким образом, общее уравнение определения $\sigma_T(T)$ стали с гетерогенной структурой будет следующим:

$$\sigma_t(T) = Fe_\alpha \cdot \sigma_t^F(T) + P \cdot \sigma_t^P(T) + B \cdot \sigma_t^B(T) + A_\gamma \cdot \sigma_t^A(T) + M \cdot \sigma_t^M(T),$$

где F, P, A, M и B – удельные объемы феррита, перлита, аустенита, мартенсита и бейнита, а $\sigma_t^F(T)$, $\sigma_t^P(T)$, $\sigma_t^A(T)$, $\sigma_t^M(T)$ и $\sigma_t^B(T)$ – пределы текучести соответствующих фаз.

В рамках теории кинематического упрочнения материала, величиной, однозначно определяющей напряженно-деформированное состояние детали в области пластических деформаций, является ***модуль упрочнения H***. Анализируя работы [9, 10], можно прийти к выводу, что модуль упрочнения зависит не только от температуры, но и от структурных составляющих стали. В этом случае текущее значение модуля упрочнения H стали будет определятся следующим выражением:

$$H(T) = F \cdot H^F(T) + P \cdot H^P(T) + A \cdot H^A(T) + M \cdot H^M(T) + B \cdot H^B(T),$$

где F, P, A, M и B – удельные объемы феррита, перлита, аустенита, мартенсита и бейнита, а $H^F(T)$, $H^P(T)$, $H^A(T)$, $H^M(T)$ и $H^B(T)$ – модули упрочнения соответствующих фаз.

Расчет ***модуля продольной упругости – модуля Юнга E*** и коэффициента поперечной деформации – ***коэффициента Пуассона*** производился по экспериментальным данным, представленным в [11].

При определении остаточных напряжений использовался обычный метод полосок [12], базирующийся на теории тонких пластинок. Согласно данному методу проводилось последовательное снятие слоев по высоте сечения полоски h посредством электролитического травления, измерялся прогиб образца и определялись остаточные напряжения.

В качестве примера на рис. 1 представлены экспериментальные и расчетные эпюры остаточных напряжений.

Анализируя полученные результаты, можно прийти к следующим выводам.

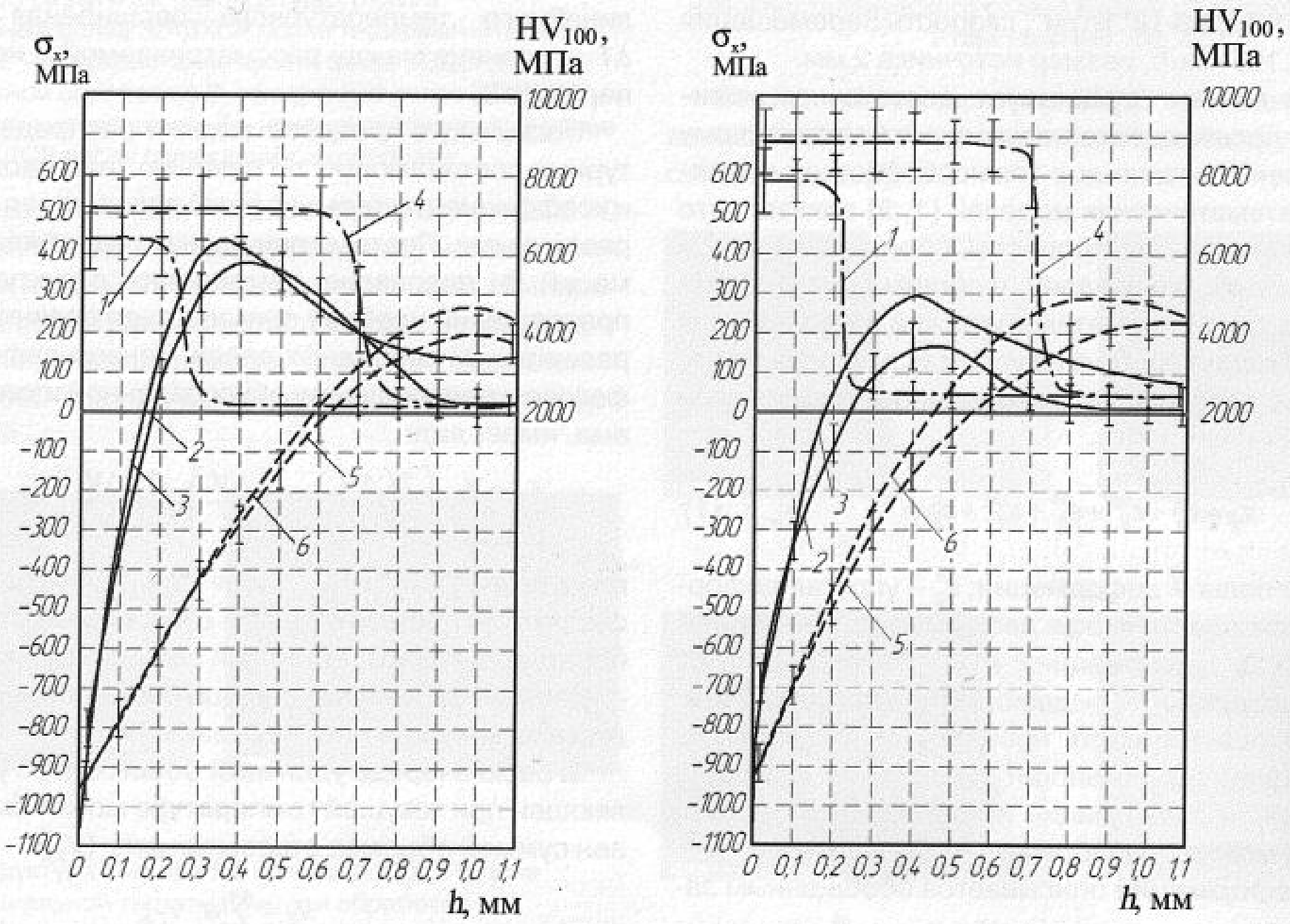


Рис. 1. Распределение микротвердости и остаточных напряжений в поверхностном слое: *а* – стали 45, *б* – стали У8
1 – распределение микротвердости, *2-3* – экспериментальная и расчетная эпюра ОН при $q_и = 3{,}6 \cdot 10^8$ Вт/м^2, $V_д = 0{,}1$ м/с; *4* – распределение микротвердости, *5-6* – экспериментальная и расчетная эпюра ОН при $q_и = 2{,}4 \cdot 10^8$ Вт/м^2, $V_д = 0{,}05$ м/с

1. Расчетные и экспериментальные зависимости остаточных напряжений носят одинаковый характер. В области приповерхностных слоев материала отличие кривых находится в пределах доверительного интервала обработки экспериментальных данных. В более глубоких слоях материала расчетные значения остаточных напряжений превышают экспериментальные значения. Последнее можно объяснить перераспределением напряжений в металле в процессе электролитического травления.

2. При соотношении глубины упрочненного слоя с величиной переходного слоя равном 25...33% $\Psi = (h_{п.с.}/h_{у.с})\cdot 100\%$, где $h_{п.с.}$ – величина переходного слоя, $h_{у.с}$ – глубина упрочненного слоя) происходит понижение максимальных сжимающих напряжений σ_N на поверхности (в пределах доверительного интервала), а опасные зоны растягивающих напряжений смещаются в глубь материала пластины. При дальнейшем увеличении соотношения ψ наблюдается значительное уменьшение сжимающих напряжений на поверхности детали – на 400...500 МПа, что, в свою очередь, может понизить усталостную прочность изделия.

3. При глубине закаленного слоя 200...300 мкм и интенсивности падения микротвердости – ***градиента микротвердости*** – U_{HV} = 20...60 МПа/мкм наблюдается смещение максимальных растягивающих напряжений σ_p к поверхности детали. В этом случае роль сжимающих напряжений нивелируется, поскольку разрушение образца начнется в месте расположения максимума σ_p.

Таким образом, для обеспечения заданного ресурса работы детали необходимо обеспечить такие режимы обработки, при которых отношение ψ находилось бы в пределах 25...33%, при этом интенсивность падения микротвердости не должна превышать уровня 20 МПа/мкм.

Список литературы

1. *Inoue T, Raniecki B.* Determination of Thermal-Hardening Stresses in Steels by use of Thermoplasticity Theory. Jour. Stresses in Steels by use of Solids, vol. 26, № 3, 187-212, (1978).

2. *Radaj D.* Heat effects of welding: Temperature field, residual stress, dis-tortion. – Berlin et. al.: Springer, 1992. – XXII.

3. *ANSYS* User's Manual, ANSYS User's Manual, SAS IP inc., 1998.

4. *Иванцивский В.В., Батаев В.А.* Связь параметров термических циклов, реализуемых в поверхностных слоях деталей машин, с глубиной упрочнения при воздействии объемных концентрированных источников нагрева // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2004. – № 10. – С. 30-34.

5. *Кристиан Дж.* Теория превращений в металлах и сплавах. Ч. 1. – М.: Мир, 1978. – С. 728-751.

6. *Fortunier R, Leblond J.B. Bergheau J.M.* A numerical model for multiple phase transformations in steels during thermal processes, J. Shanghai Jiaotong Un. E5, No 1, 213 (2000).

7. *Sheng, I., Chen. Y.* Modeling Welding by Surface Healing, Journal of Engineering Materials and Technology, 114:439-448, 1992.

8. *Абрамов В.В.* Напряжения и деформации при термической обработке стали. – Киев; Донецк: Вища шк., 1985. – 133 с.

9. *Sjostrom, S.* The Calculation of Quench Stresses in Steel. Linkoping Studios in Science and Technology, Dissertation No 84., 1982.

10. *Borjesson L.* Coupled Thermal, Metallurgical and Mechanical Models of Multipass Welding, licentiate thesis, Department of Mechanical Engineering. Lulea University of Technology, 1999.

11. *Стали* и сплавы. Марочник: Справ. изд. / В.Г. Сорокин и др.; Науч. ред. В.Г. Сорокин, М.А. Гервасьев. — М.: «Интермет Инжиниринг», 2001. — 608 с.: ил.

12. *Биргер И.А.* Остаточные напряжения. – М.: Машгиз, 1963.

ОЦЕНКА ФОРМЫ И ПЛОЩАДИ ПОВЕРХНОСТИ ШЛИФОВАЛЬНЫХ ЗЁРЕН В ТРЁХМЕРНОМ ПРОСТРАНСТВЕ

В.А. КОРОТКОВ, аспирант, ТПУ, г. Томск

Зерна являются основными режущими элементами шлифовальных инструментов. От эффективности их работы непосредственно зависят эксплуатационные характеристики шлифовального инструмента. Однако в отличие от лезвийных инструментов, где геометрия режущего клина целенаправленно задается, в шлифовальных инструментах в большинстве случаев геометрия зерен не формируется и не контролируется.

Рис. 1. Разновидности форм шлифовальных зёрен

Вместе с тем конфигурация форм шлифовальных зерен, получаемых при типовой технологии их изготовления путем дробления абразивного слитка до образования частиц определенной дисперсности, изменяется в широком интервале разновидностей. При качественном описании форм абразивных зёрен, как правило, выделяют изометрические, осколочные и пластинчато-иглообразные их разновидности (рис.1).

Разная форма зерен предопределяет различные углы резания в процессе шлифования и соответственно влияет на такие важные эксплуатационные показатели шлифовальных инструментов, как износ, производительность, температура в зоне резания [1, 2, 3, 4]. Вследствие этого для повышения эффективности работы шлифовальных инструментов целесообразно целенаправленно формировать геометрию абразивных зерен. Чтобы эффективно осуществлять данный процесс, недостаточно только качественно оценивать геометрию зерна, необходимо также иметь объективные количественные методы оценки формы зерен. Существующие количественные методы оценки формы зерен разделяют по следующим признакам: по мерности пространства (двухмерные или трехмерные); по форме фигуры, с помощью которой отражают геометрию зерна. В двухмерных методах в качестве оценочной фигуры используют прямоугольники, эллипсы и окружности, в объемных – параллелепипеды и сферы. Для реализации

существующих методов применяют, как правило, микроскопы и рисовальные аппараты, с помощью которых фотографируют или зарисовывают контуры отдельных зерен, а затем ведут измерения. Поскольку форма зерен даже в одной фракции существенно изменяется, то для получения достоверных данных набирается большая статистика измерений. Обычно исследуют не менее 50–100 отдельных зерен.

Известен ряд методов количественной оценки формы шлифовальных зерен. Один из них основывается на том, что для оценки формы используют проекции зёрен на плоскости, а количественным показателем в данном случае является коэффициент формы, равный отношению диаметров окружностей, описанных и вписанных на проекциях зёрен. Для измерений используется диапроектор, где зерна помещаются между пленками слайда и проецируются на экран, контуры зерен вручную обводятся на бумаге, в них вписываются и описываются окружности и проводятся необходимые расчеты [2]. Данный метод в дальнейшем был модернизирован в части повышения точности и производительности. Так, проекции зерен на плоскость стали получать с помощью планшетного сканера, а необходимые построения и расчеты проводить на ЭВМ посредством специально разработанных программ [3, 4].

Однако указанный метод предназначен для работы в двухмерном пространстве, а поскольку абразивные зерна являются геометрическими пространственными телами неправильной формы, то по одной проекции зерна на плоскости точно оценить его форму довольно проблематично. В особенности это касается зерен игольчато-пластинчатых разновидностей.

С целью получения более достоверных результатов, рационально использовать новый метод оценки формы абразивных зерен в объёме. Здесь количественным параметром оценки формы зёрен является отношение диаметров описанной и вписанной сфер. Сущность метода заключается в том, что каждое исследуемое зерно закрепляется на поворотном устройстве, установленном на рабочем столе стереомикроскопа, и фотографируется с помощью цифрового фотоаппарата в двух видах – виде в плане и виде сбоку (рис. 2).

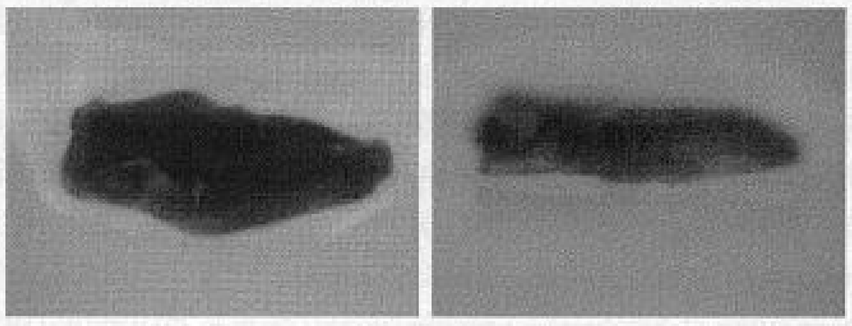


Рис. 2. Две проекции одного шлифовального зерна

Готовые изображения зёрен обрабатываются с помощью специально разработанной программы для ЭВМ «Форма шлифовальных зёрен в объёме» [5]. Программа структурно состоит из двух блоков. Первый блок предназначен для преобразования цветных изображений шлифовальных зёрен в черно-белые. Во втором блоке программы (рис.3) два изображения одного зерна совместно анализируются в соответствии с математическим алгоритмом, позволяющим определять в теле зерна диаметры минимально возможной описанной и максимально возможной вписанной сфер. Рассчитываются коэффициенты формы.

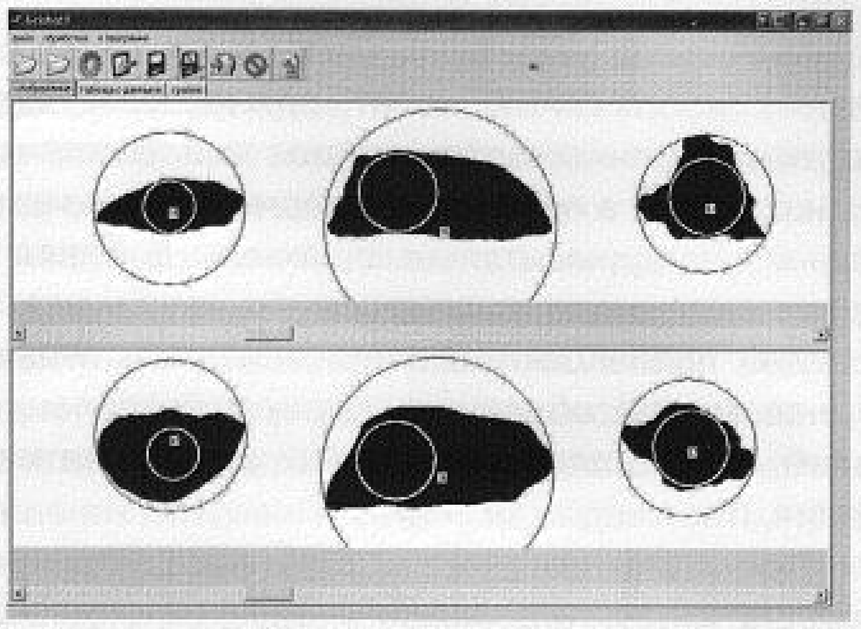


Рис. 3. Расчет объёмных коэффициентов формы шлифовальных зёрен

Для каждой фракции абразива определяется средний коэффициент формы путём усреднения результатов по оценке формы не менее чем пятидесяти отдельных зёрен из данной фракции. Результаты сохраняются в виде графиков зависимости коэффициента формы от номера зерна, а также в формате таблиц Excel.

Предлагаемый метод оценки формы зёрен в объёме был испытан на шлифовальных зернах нормального электрокорунда марки 13А63Н и карбида кремния черного марки 53С32Н. Исследовались фракции зёрен, предварительно разделённых по признаку формы на специальном вибрационном сепараторе (патент РФ №2248851). Для каждой марки абразива было исследовано 12 фракций по числу задействованных ячеек вибрационного сепаратора. Кроме того, была проведена сопоставительная оценка формы шлифовальных зёрен из тех же фракций на плоскости с помощью планшетного сканера и программы для ЭВМ (свидетельство о регистрации №2006610153). Сравнительные результаты оценки формы зёрен двумя методами – в объёме и на плоскости представлены в виде графиков (рис. 4 и 5).

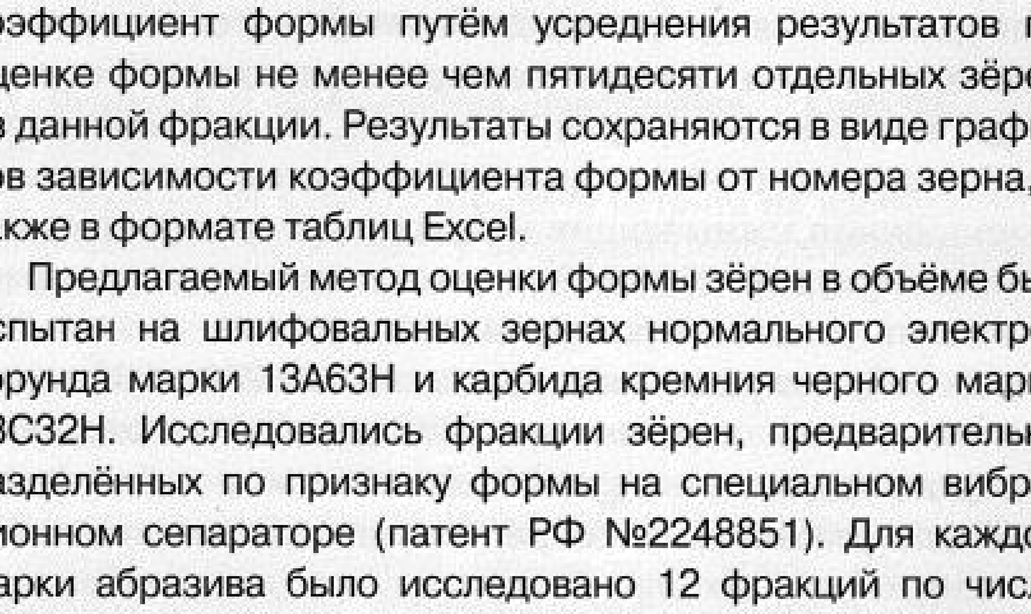


Рис. 4. Оценка формы шлифовальных зёрен марки 13А63Н в 12 ячейках вибрационного сепаратора двумя методами – в объёме и на плоскости

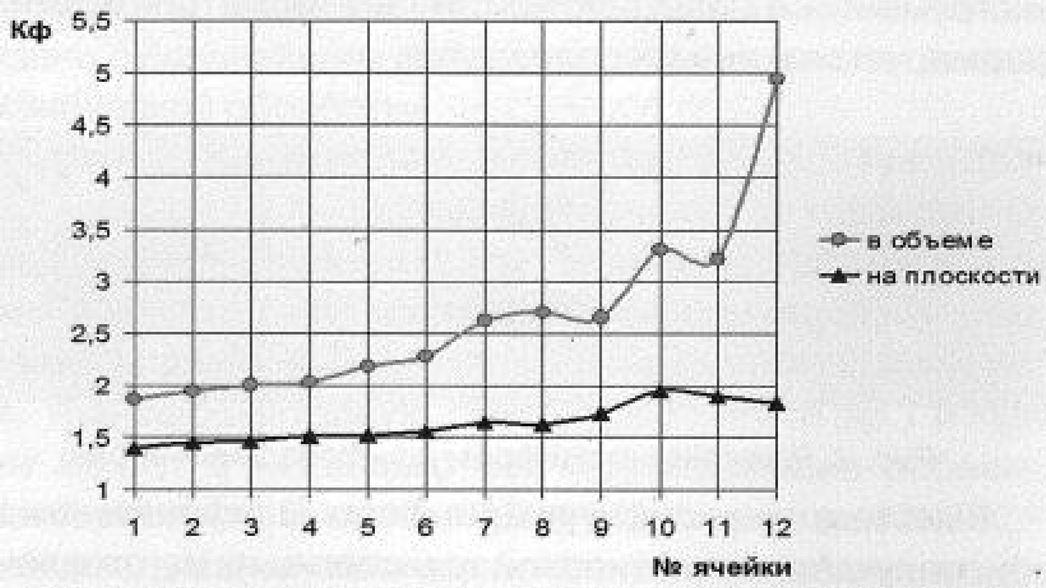


Рис. 5. Оценка формы шлифовальных зёрен марки 53С32Н в 12 ячейках вибрационного сепаратора двумя методами – в объёме и на плоскости

Полученные данные позволяют сделать вывод о том, что при оценке формы зерен на плоскости и в объеме кривые распределения коэффициентов форм в целом имеют сходный вид. Это говорит о том, что оба метода вполне пригодны для работы. Однако метод оценки формы зерен на плоскости дает некоторую погрешность, которая тем выше, чем больше форма зерен приближается к пластинчатым разновидностям.

Таким образом, метод оценки формы зёрен в объёме является более адекватным и его применение предпочтительно в случаях, когда требуется высокая точность измерений и когда в абразиве содержится большая доля зёрен пластинчатых разновидностей (например, зёрна карбида кремния). По сравнению с методом оценки формы зёрен на плоскости данный метод более трудоёмок, поэтому там, где важно быстрое получение результатов, целесообразно применять метод оценки формы зерен на плоскости.

Площадь поверхности шлифовальных зёрен, наряду с их формой, также является важным параметром, требующим изучения. В частности, есть основание полагать, что зёрна разной формы имеют различные величины площадей поверхности. Следствием такого различия может являться разная прочность адгезии зёрен и связки, которая, как известно, оказывает действенное влияние на эксплуатационные показатели шлифовальных инструментов.

Определить площадь поверхности шлифовального зерна можно путем анализа его пространственно-объёмной модели. С целью решения этой задачи был разработан метод и создано программное обеспечение для определения площади поверхности абразивных зёрен. Метод основан на том, что исследуемое зерно, как и при определении объёмного коэффициента формы, фотографируется через стереомикроскоп в двух видах – виде в плане и виде сбоку. Готовые цветные изображения зёрен преобразуются в чёрно-белые и обрабатываются с помощью ещё одной специально разработанной программы «Площадь поверхности и форма шлифовальных зёрен» (находится на регистрации). Два изображения одного зерна совместно анализируются и рассчитывается площадь поверхности зерна, а также определяется его объёмный коэффициент формы. Площадь поверхности рассчитывается по алгоритму, который основывается на допущении того, что каждое сечение абразивного зерна имеет форму эллипса. Величины диагоналей эллипсов, получаемые на двух изображениях одного зерна, позволяют рассчитать искомую площадь поверхности зерна. Программа устанавливает также взаимосвязь площади поверхности зерна с объёмным коэффициентом формы. Для каждой партии абразива средняя площадь поверхности зёрен определяется после оценки формы не менее чем пятидесяти отдельных зёрен.

С помощью указанной программы были установлены текущие и средние значения площадей поверхности зёрен и коэффициентов формы для 12 фракций абразива марок 13А63Н и 53С32Н (по числу задействованных ячеек вибрационного сепаратора).

Анализ взаимосвязи «площадь поверхности – форма зёрен» выявил дополнительный, активно влияющий фактор – размер зерен, который даже в рамках одной зернистости может значительно колебаться. Поэтому, была проведена работа по установлению точной взаимосвязи между площадью и формой зёрен с учётом размерного фактора. Критерием размера зёрен исходя из того, что рассев абразива по размеру (зернистости) производится на ситах с ячейками определённого размера, служил диаметр максимальной вписанной окружности при отдельном рассмотрении двух изображений одного зерна. Полученные результаты как для абразива марки 13А63Н, так и для абразива марки 53С32Н адекватно описываются линейной функцией вида

$$S = a + b(K_ф) + c(D_{вп}),$$

где S – площадь поверхности зерна, $K_ф$ – коэффициент формы, $D_{вп}$ – диаметр максимальной вписанной окружности. Графическое изображение полученной зависимости для шлифовальных зёрен марки 13А63Н представлено на рис. 6.

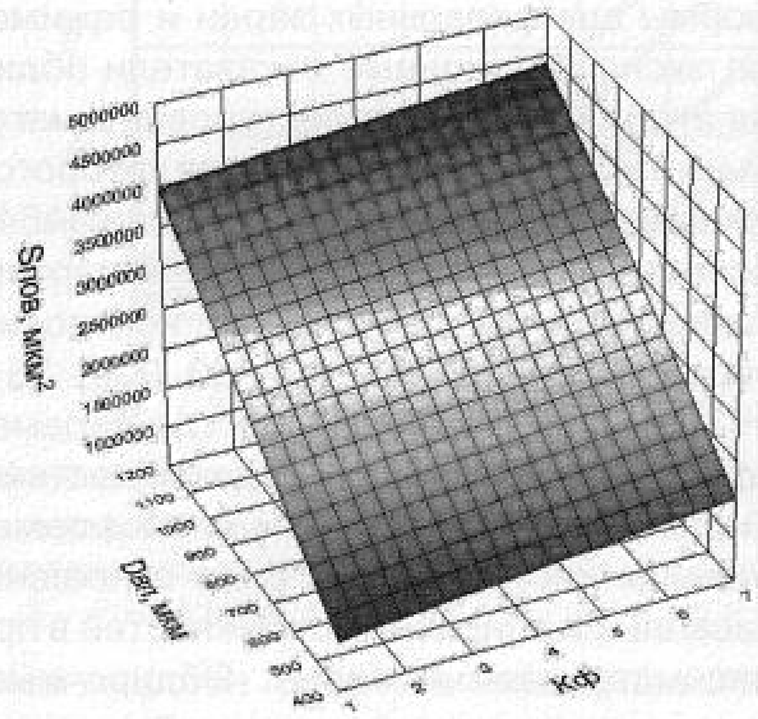


Рис. 6. Зависимость площади поверхности шлифовальных зёрен 13А63Н от объёмного коэффициента формы и размера зёрен

Таким образом, в результате проведённой работы, основанной на анализе зерна как трёхмерного объекта, разработаны методы для оценки формы зёрен и площади их поверхности, которые могут оказаться полезными при проектировании и производстве шлифовальных инструментов с повышенными эксплуатационными возможностями.

Список литературы

1. *Любомудров В.Н., Васильев Н.Н., Фальковский Б.И.* Абразивные инструменты и их изготовление: – М.-Л; Машгиз, 1953. – 376 с.

2. *Коротков А.Н.* Повышение работоспособности шлифовальных инструментов на основе эффективного использования свойств зёрен / Автореф. дисс. на соиск. уч. степ. д-ра техн. наук, – М., 1993., – 23 с.

3. *Дубов Г.М.* Повышение работоспособности отрезных шлифовальных кругов на основе использования зёрен с контролируемой формой / Автореф. дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук, Кемерово, 2004., – 20 с.

4. *Шатько Д.Б.* Повышение эффективности использования лепестковых шлифовальных кругов за счёт зёрен с контролируемой формой / Автореф. дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук, – Кемерово, 2005. – 20 с.

5. *Свидетельство* об официальной регистрации программы для ЭВМ №2006613051. Форма шлифовальных зёрен в объёме / В.А. Коротков, Г.М. Рылов, Заявка 2006612327, заявл. 04.07.2006; зарег. 01.09.2006.

*ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ ШЛИФОВАЛЬНЫХ ЗЁРЕН ОБДИРОЧНЫХ КРУГОВ НА ЭФФЕКТИВНУЮ МОЩНОСТЬ ШЛИФОВАНИЯ

А.Н. КОРОТКОВ, профессор, доктор техн. наук, ГУ КузГТУ

Д.М. ДУБИНКИН, нач. конструкт. бюро ОГТ ООО «Кемеровохиммаш», г. Кемерово

В настоящее время вопросы влияния формы и геометрии зёрен на эксплутационные характеристики шлифовального инструмента еще недостаточно полно изучены. Поэтому изучение влияния формы шлифовальных зёрен и условий обработки на эффективную мощность шлифования обдирочными кругами имеет определенный научный и практический интерес.

На кафедре металлорежущих станков и инструментов КузГТУ были проведены испытания по изучению влияния формы шлифовальных зёрен и режимов шлифования на эксплуатационные показатели обдирочных кругов. Для этой цели был спроектирован и изготовлен испытательный комплекс [1], базой для которого послужил универсально-заточной станок модели 3А64Д.

Для исследований была изготовлена партия обдирочных шлифовальных кругов с контролируемой формой зёрен: ПП150Ч25Ч32 13А 63 [Кф] 35 37 БУ; ПП150Ч25Ч32 13А 80 [$K_ф$] 35 37 БУ, где параметр [$K_ф$] – это коэффициент формы зёрен, количественно отражающий разновидность той или иной формы зёрен в изготовленном инструменте в виде отношения диаметров описанных и вписанных окружностей в проекции контура рассматриваемых зёрен. Обдирочные круги изготавливались из шлифовальных зёрен, имеющих следующую форму: изометрическую, со средним коэффициентом формы зёрен $K_{ф1}$≈1,28; промежуточную – $K_{ф2}$≈1,52; произвольную (несортированные зёрна) – $K_{ф3}$≈1,81; игольчатую – $K_{ф4}$≈2,3.

Исследования проводились на операции обдирки металла сварных швов заготовки, которые представляли собой фрагменты из листовой стали с двухсторонним скосом кромок по ГОСТ 8713-79-С21, соединенные между собой автоматической сваркой под слоем флюса.

Измерение эффективной мощности шлифования (W_e, Вт) производилось амперметром и вольтметром (класса 0,1), включенными в цепь сети питания электродвигателя привода круга, и определялось как разность произведения напряжения ($V_{р.х.}$) на ток ($I_{р.х.}$) рабочего хода и произведения напряжения ($V_{р.х.}$) на ток ($I_{х.х.}$) холостого хода ($I_{х.х.}$):

$$W_e = V_{р.х.} \cdot I_{р.х.} - V_{х.х.} \cdot I_{х.х.} \text{ (Вт)}. \quad (1)$$

С целью учета возможно большего числа факторов, влияющих на процесс шлифования обдирочными кругами с контролируемой формой зёрен, был применен метод математического планирования эксперимента [2].

В качестве варьируемых параметров и интервалов использовались: $K_ф$ – коэффициент формы зёрен ($K_ф$=1,28...2,3); $V_{кр}$ – окружная скорость круга ($V_{кр}$=30...50 м/сек); S – подача (S=2,32...4 м/мин); $P_{наг}$ – прилагаемая нагрузка, ($P_{наг}$=37...71 Н).

В результате математической обработки, экспериментальных измерений эффективной мощности шлифования (W_e, Вт) с помощью ЭВМ получены следующие частные уравнения регрессий:

– при обработке металла сварного шва стали 09Г2С ГОСТ 19281-89:

$$W_e = 2{,}85 \cdot 10^{-3} \cdot V_{кр}^{1{,}464} \cdot P_{наг}^{1{,}352} \cdot K_ф^{0{,}707} \cdot S^{0{,}079}, \text{ Вт}, \quad (2)$$

$$W_e = 3{,}05 \cdot 10^{-3} \cdot V_{кр}^{1{,}473} \cdot P_{наг}^{1{,}344} \cdot K_ф^{0{,}689} \cdot S^{0{,}098}, \text{ Вт}; \quad (3)$$

– при обработке металла сварного шва стали Ст3сп ГОСТ 380-94:

$$W_e = 3{,}98 \cdot 10^{-3} \cdot V_{кр}^{1{,}893} \cdot P_н^{0{,}832} \cdot K_ф^{0{,}657} \cdot S^{0{,}099}, \text{ Вт}, \quad (4)$$

$$W_e = 14{,}69 \cdot 10^{-3} \cdot V_{кр}^{1{,}243} \cdot P_{наг}^{1{,}159} \cdot K_ф^{0{,}471} \cdot S^{0{,}142}, \text{ Вт}; \quad (5)$$

– при обработке металла сварного шва стали 12Х18-Н10Т ГОСТ 5632-72:

$$W_e = 14{,}65 \cdot 10^{-3} \cdot V_{кр}^{1{,}255} \cdot P_{наг}^{1{,}108} \cdot K_ф^{0{,}286} \cdot S^{0{,}125}, \text{ Вт}, \quad (6)$$

$$W_e = 3{,}33 \cdot 10^{-3} \cdot V_{кр}^{1{,}945} \cdot P_{наг}^{0{,}864} \cdot K_ф^{0{,}228} \cdot S^{0{,}128}, \text{ Вт}. \quad (7)$$

Формулы (2), (4), (6) получены по результатам шлифования сварочных швов обдирочными кругами ПП 150Ч25Ч32 13А 63 [$K_ф$] 35 37 БУ, а формулы (3), (5), (7) – кругами ПП 150Ч25Ч32 13А 80 [$K_ф$] 35 37 БУ.

Проверка уравнений регрессий с помощью расчета доверительных интервалов по критерию Стьюдента (при уровне значимости α = 0,05), статистикой Фишера, значимостью коэффициентов моделей показала, что математические модели зависимостей адекватны.

На рис. 1 и 2 приведены графики зависимостей эффективной мощности шлифования (W_e, Вт) заготовок из разных сталей обдирочными кругами от коэффициента формы зёрен ($K_ф$).

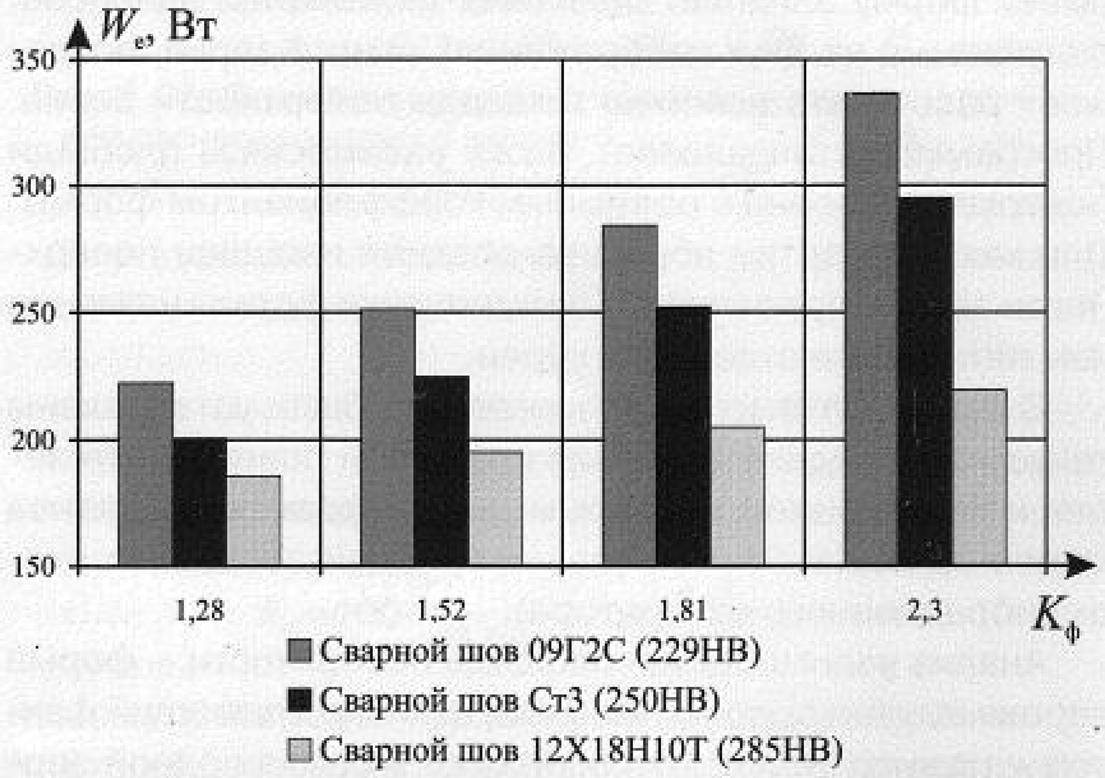


Рис. 1. Влияние коэффициента формы ($K_ф$) зёрен 13А63 на эффективную мощность шлифования (W_e)

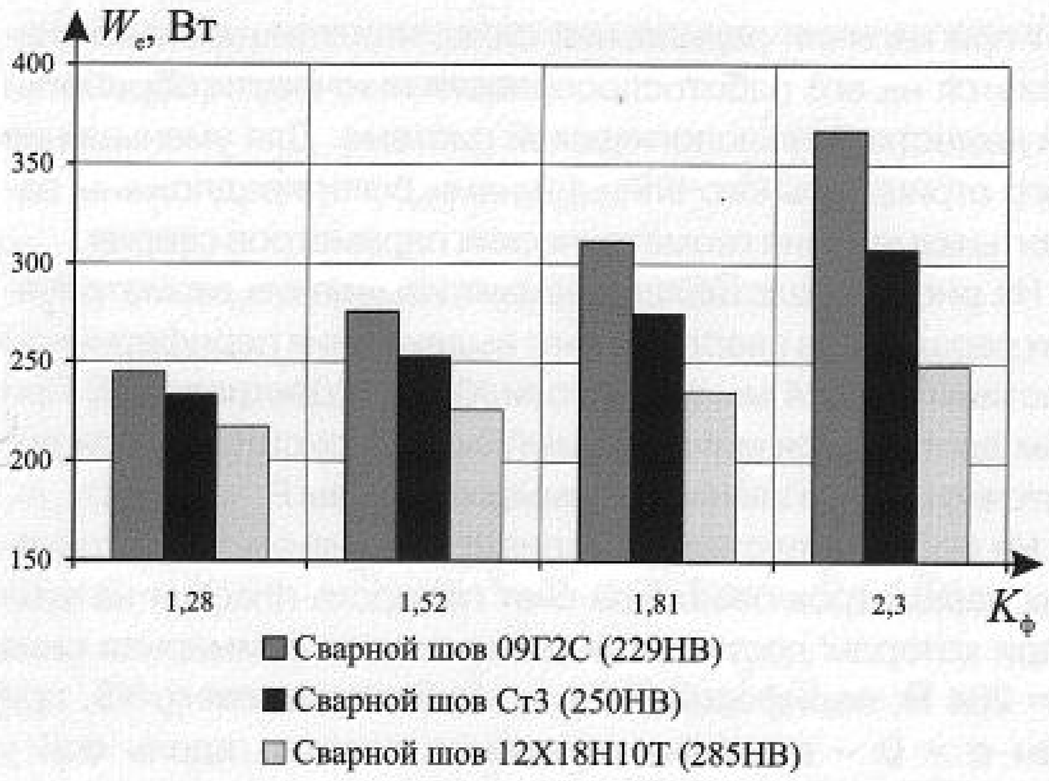


Рис. 2. Влияние коэффициента формы ($K_ф$) зёрен 13А80 на эффективную мощность шлифования (W_e)

Анализ приведённых данных (рис. 1 и 2) показывает, что:

- при переходе от зёрен изометрической формы ($K_ф$≈1,28) к зёрнам игольчатой формы ($K_ф$≈2,3) эффективная мощность шлифования (W_e, Вт) возрастает для стали 09Г2С на 32...34 %, для стали Ст3 – на 21...32 %, для стали 12Х18Н10Т – на 8...22 % (в зависимости от номера зернистости);

- с повышением твёрдости обрабатываемой заготовки эффективная мощность шлифования (W_e, Вт) уменьшается на 5...25 %;

- с повышением зернистости от 63 к 80 эффективная мощность (W_e, Вт) увеличивается на 4...14 %.

Таким образом, исследования показали, что наряду с параметрами режима обработки на эффективную мощность процесса обдирочного шлифования активно влияет фактор формы зерен, находящихся в круге. Так, используя зёрна изометрической формы ($K_ф$≈1,28), можно снизить мощность, затрачиваемую на шлифование, в среднем на 5...21%. С другой стороны, применение игольчатых и пластинчатых разновидностей ($K_ф$≈2,3) требует большей затраты мощности на шлифование (в зависимости от марки обрабатываемого материала и зернистости круга – в среднем на 2...21%).

Список литературы

1. *Дубинкин Д.М., Креков О.А., Кадралеев С.Ю., Коваленко В.А.* Экспериментальная установка для оценки работоспособности обдирочных шлифовальных кругов // Сборник лучших докладов студентов и аспирантов по результатам 51-й научно-практической конференции // КузГТУ. – Кемерово, 2006. – С. 167-170.

2. *Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В.* Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. – М.: Наука, 1976. – 279 с.

*СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИИ СБОРНОГО СВЕРЛА СО СМЕННЫМИ МНОГОГРАННЫМИ ПЛАСТИНАМИ

А.А. БАКАНОВ, инженер, ТПУ,

Г.И. КОРОВИН, техн. директор, ООО «ПК МИОН», г. Томск

18 декабря 2000 г. принят и введен в действие новый стандарт ГОСТ Р 51685-2000 «Рельсы железнодорожные» (общие технические условия) взамен ГОСТ 24182-80 (СТ СЭВ 4983-85) «Рельсы железнодорожные широкой колеи типов Р75, Р65 и Р50 из мартеновской стали» (технические условия). В связи с этим металлургическими комбинатами Российской Федерации стали выпускаться объемно-закаленные рельсы (твердость шейки рельса у которых достигает 388 НВ по сравнению с 280 НВ у нетермоупрочненных рельсов). Это привело к невозможности использования быстрорежущего инструмента для их сверления и к переходу на использование сборных сверл с механическим креплением сменных многогранных пластин (СМП) из твердого сплава. Общий вид и схема крепления пластин такого сверла приведены на рис.1 и 2. Первые результаты использования такого инструмента показали его низкую работоспособность, так как сверление производится в полевых условиях переносными рельсосверлильными машинками модели СТР-1, СТР-2, 3023, 3028 с низкой жесткостью технологической системы. Поэтому совершенствование конструкции этих инструментов имеет актуальное значение для практики.

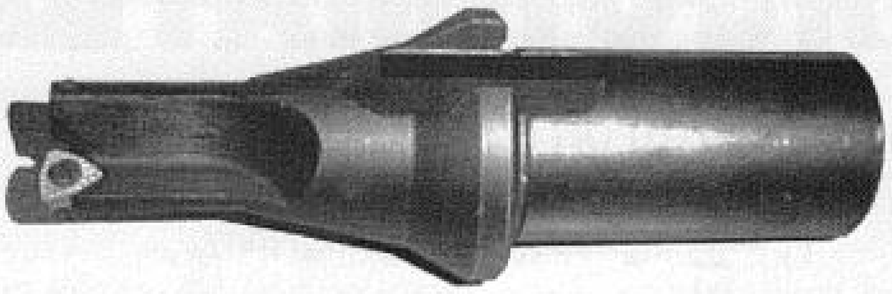


Рис. 1. Общий вид сверла с СМП

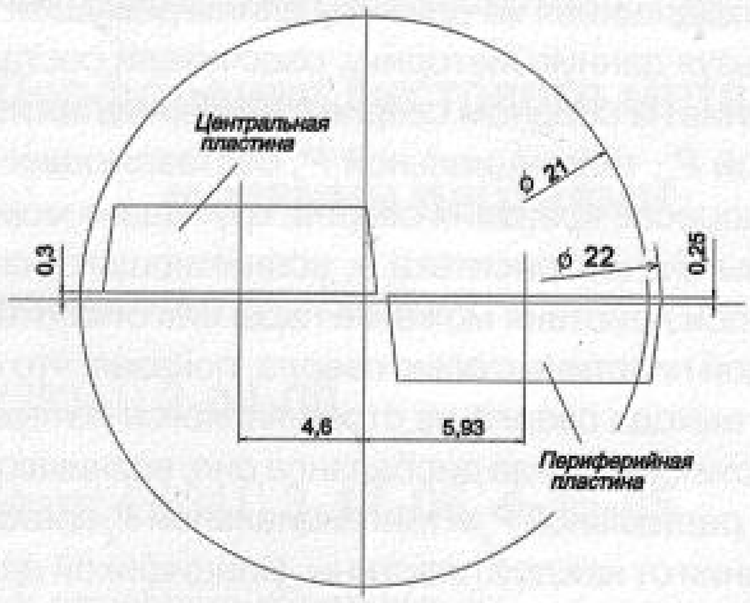


Рис. 2. Схема крепления СМП на сверле

При проектировании данных инструментов необходимо учитывать специфическое свойство их конструкции, заключающееся в том, что получаемые геометрические параметры для каждой точки режущей кромки определяются способом ориентации СМП заданной формы в корпусе. Дополнительная трудность анализа геометрии связана с тем, что чем ближе рассматриваемая точка режущей кромки к оси инструмента, тем больше изменится положение статической основной плоскости и соответственно статической плоскости резания.

Анализ геометрических параметров показал, что в области, близкой к оси сверла, происходит резкое колебание статического переднего (γ_c), заднего (α_c) угла и угла наклона режущей кромки (λ_c), что ухудшает заданные условия резания [2,3].

Для анализа причин выхода из строя рассматриваемого инструмента необходимо было определить нагрузки, воспринимаемые им в процессе обработки – величину и направление составляющих силы резания. С этой целью была разработана методика определения силы резания при сверлении сверлами с СМП, основанная на удельной нагрузке, приходящейся на 1 мм длины режущей кромки [1,3]. Режущая кромка разбивается на участки равной длины (рис. 3) и для каждого участка, с учетом статических геометрических параметров, определяется направление действия составляющих силы резания.

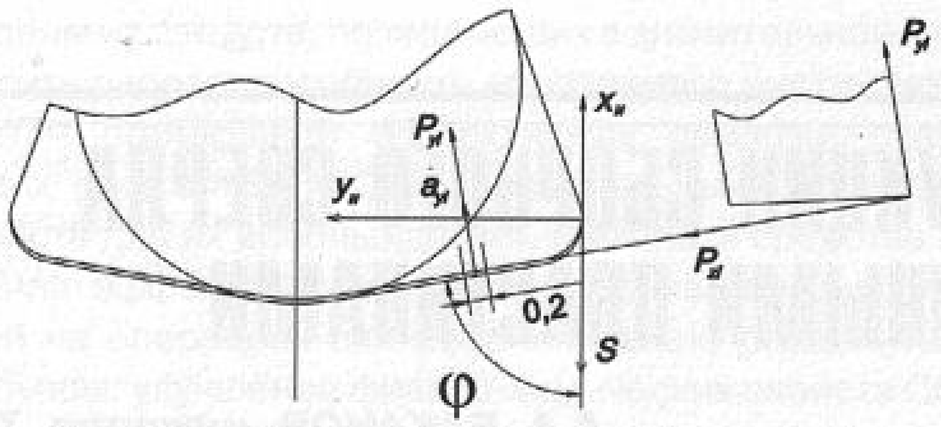


Рис.3. Схема разбиения режущей кромки пластины для определения элементарных составляющих силы резания

Суммарные составляющие силы резания на всей длине режущей кромки определяются по формулам

$$P_z = \sum_{i=1}^{n} P_{yi}\cos\varphi_{ui}\cdot\sin\gamma_{yi} - P_{zi}\cdot\cos\gamma_{yi};$$

$$P_y = \sum_{i=1}^{n} P_{yi}\cos\varphi_{ui}\cdot\cos\gamma_{yi} + P_{zi}\cdot\sin\gamma_{yi}, \qquad (1)$$

где P_{yi}, P_{zi} – соответственно радиальная и тангенциальная составляющие силы резания в инструментальных координатах, приходящиеся на единицу длины режущей кромки.

Используя данную методику, рассчитали составляющие силы резания на сборном сверле с СМП. Анализ изменения радиальной P_y, тангенциальной P_z составляющих силы резания в процессе врезания сверла, крутящего момента $M_{кр}$, и величины эксцентриситета e, возникающего из-за несовпадения оси действия момента пары сил от составляющих P_z на каждой пластине с осью сверла, показал, что основной причиной выхода сверла из строя является потеря работоспособности СМП из-за дисбаланса сил, возникающего при сложении радиальной P_y и тангенциальной P_z составляющих силы резания от каждой пластины. Спецификой данного инструмента является не взаимная компенсация, а сложение составляющих P_y от каждой из пластин (рис. 4), суммарная составляющая P_y=722 Н. При этом сверло постоянно работает при наличии радиальной силы, что отрицательно сказывается на его работоспособности и точности обработки при нежесткой технологической системе. Для уменьшения этого отрицательного влияния нами были предложены варианты изменения геометрических параметров сверла.

На рис. 5 представлен вариант изменения геометрических параметров сверла за счет выдвижения периферийной пластины на 0,24 мм (вдоль оси *X*) ниже центральной. При этом достигается минимальный эксцентриситет e (при достаточно низком значении суммарной силы $P_y \approx 470$ Н).

На рис. 6 представлен вариант изменения геометрических параметров сверла за счет поворота пластин на угол γ_x при котором достигается минимальная суммарная сила P_y = 264 Н: периферийная γ_x = –5, центральная γ_x=+5, при этом c = 0 – величина смещения пластин вдоль оси *y* (на рис. 2) у исходного сверла для периферийной пластины c = 0,25, для центральной c = –0,3).

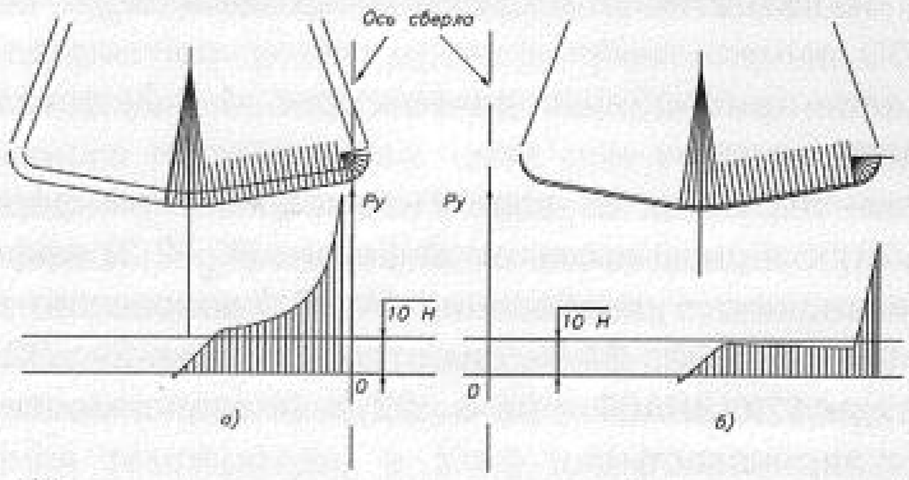


Рис.4. Эпюры распределения радиальной составляющей силы резания P_y на лезвиях СМП

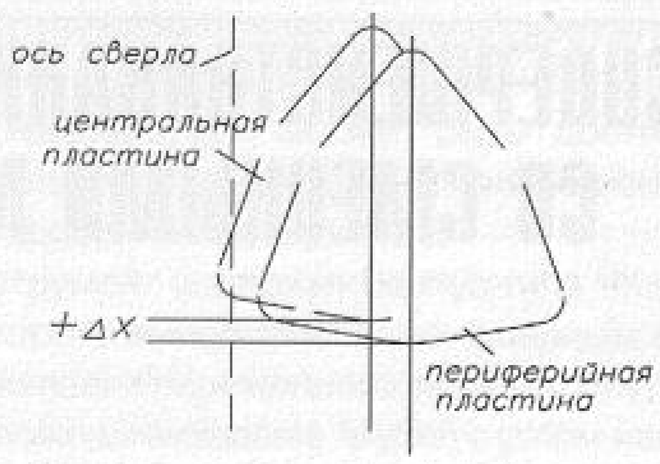


Рис.5. Схема взаимного выдвижения пластин

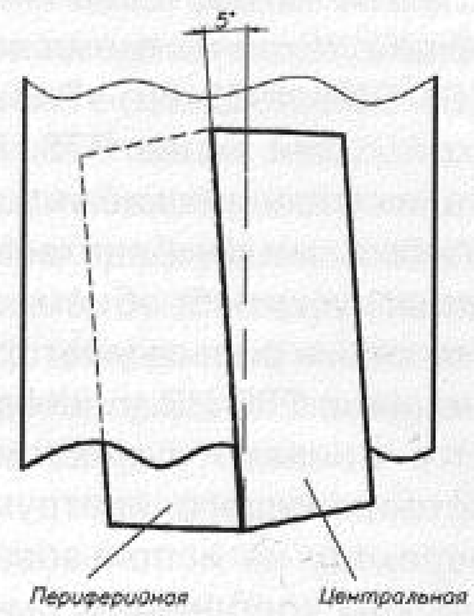


Рис.6 .Схема поворота пластин на угол γ_x вдоль оси *X*

Список литературы

1. *Баканов А.А.* Определение силы резания при сверлении сверлами с СМП // Фундаментальные исследования. – 2006. – №6. – С. 49.

2. *Баканов А.А.* Статические геометрические параметры сверла с СМП // Современные наукоемкие технологии. – 2006. – №6. – С. 43.

3. *Баканов А.А., Петрушин С.И.* Работоспособность сверл с СМП при сверлении железнодорожных рельсов // Современные проблемы машиностроения. Труды III Международной научно-технической конференции. – Томск: Изд-во ТПУ, 2006. – С. 186-189.

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ НАПЛАВКИ ПОКРЫТИЙ НА КОРРОЗИОННУЮ СТОЙКОСТЬ В КИСЛЫХ СРЕДАХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ АУСТЕНИТНЫХ СТАЛЕЙ

САРАЕВ Ю.Н., профессор, доктор техн. наук, БЕЗБОРОДОВ В.П., с. н. с., канд. техн. наук,
СЕЛИВАНОВ Ю.В., аспирант, НИКОНОВА И.В., вед. техн. ИФПМ СО РАН, г. Томск

Введение

Коррозионные испытания сталей, используемых для изготовления оборудования, работающего в условиях применения кислых сред, были инициированы возникшей необходимостью замены выходящих из строя фрагментов и продления тем самым срока службы оборудования в целом. Особенно сильно подвержены коррозионным процессам сварные соединения стенок этих агрегатов, изготовленные из нержавеющих сталей [1].

До настоящего времени в промышленности используются изделия технологического оборудования со сварными соединениями, полученными ручной дуговой сваркой (РДС) плавящимися электродами и механизированной сваркой. При реализации указанных процессов перенос наплавляемого металла осуществляется сериями коротких замыканий. При этом отделение капли расплавленного металла с торца электрода и ее перенос в сварочную ванну происходит при высоком уровне сварочного тока. Это обусловливает нестабильность процессов в дуговом промежутке и повышенное разбрызгивание электродного металла, что в конечном счете ухудшает эксплуатационные свойства сварных соединений [2].

Практика показала, что в процессе длительной эксплуатации указанного оборудования, работающего в активных кислых средах, коррозионный износ металла составляет около 0,1 мм/год. Коррозионные же разрушения сварных соединений достигают 4...5 мм/год. Они, как правило, выражены в виде очень опасной разновидности межкристаллитной коррозии – ножевой коррозии, наблюдаемой как в околошовной зоне основного металла, так и в металле сварного шва. В некоторых случаях коррозия приводит к сквозному разрушению стенки агрегата.

В настоящее время восстановление поврежденных сварных соединений сталей на действующем оборудовании производится ручной аргонодуговой сваркой (РАДС) неплавящимся электродом. Восстановительный ремонт поврежденных коррозией участков сварных соединений заключается в нанесении на них способом наплавки защитного покрытия. Этот технологический процесс сопровождается большим тепловложением в зону сварного соединения [3], снижает защитный эффект от нанесения наплавленного покрытия, способствует проявлению коррозионных разрушений в этой зоне – ножевой коррозии.

С целью повышения эксплуатационных свойств сварных соединений сталей в работе был использован метод импульсно-дуговой наплавки на сварное соединение. Известно, что данный метод наплавки резко снижает тепловложение в зону сварного соединения, влияет на структуру и свойства сварных соединений из различных сталей [4]. Однако в литературе отсутствуют данные о структуре металлов наплавленного покрытия и сварного соединения из нержавеющих сталей и их коррозионных свойствах в азотнокислых средах.

Целью данной работы является проведение анализа влияния используемых технологических приемов и импульсного метода нанесения покрытий для повышения коррозионной стойкости сварных соединений из нержавеющих сталей в азотнокислых средах.

Материал и методы исследований

Для проведения исследований были изготовлены сварные соединения пластин из стали аустенитного класса 12Х18Н10Т размерами 300×150×10 мм. Формирование сварных соединений осуществлялось РДС электродами ОЗЛ-36 диаметром 3 мм в три прохода.

Защитные покрытия на сварные соединения наносились ручным аргонодуговым (РАД), стационарным и импульсным методами наплавки. При нанесении наплавленного покрытия с помощью РАД в качестве присадочного материала применялась проволока Св01Х19Н9 диаметром 2 мм, а стационарным и импульсным методами – электроды марки ОЗЛ-39 диаметром 3 мм.

Оценка коррозионного износа исследуемых сварных соединений проводилась по ускоренному методу [5]. Такие испытания рекомендуются для контроля качества сварного соединения и оценки его склонности к ножевой коррозии. Испытательной средой служил водный раствор 10 % HNO_3 + 3 % HF [6]. Испытания проводились при температуре среды 95 °С. В этих условиях увеличивается скорость перемешивания объема раствора и облегчается подвод окислительных компонентов к поверхности проб. Испытания состояли из 8 циклов продолжительностью 6 часов каждый. В реальных условиях эксплуатации сварного соединения продукты коррозии постоянно уводятся из рабочего раствора, поэтому в ходе лабораторных испытаний в каждом цикле использовался свежеприготовленный раствор. Коррозионные испытания проб размерами 80×15×10 мм со сварными швами проводились в условиях, максимально приближенных к условиям эксплуатации оборудования. Моделировались реальные условия эксплуатации сварных соединений как с полным погружением проб в жидкую среду, так и частичным в области ватерлинии при воздействии рабочей жидкости и газовой фазы. В жидкости и на ватерлинии размещалось по три пробы каждого сварного соединения. Коррозионная стойкость оценивалась по изменению веса проб с помощью аналитических весов типа ВЛР-200. Регистрация коррозионных разрушений поверхностных слоев проб производилась по изменению макроструктур сварных швов и зоны термического влияния (ЗТВ). Исследования структур сварных соединений и наплавленных покрытий проводились с помощью оптического микроскопа Axiovert 200 MAT и камеры AxioCam HRc фирмы Carl Zeiss, регистрировались посредством программы AxioVision Rel 4.4. Фазовый состав исходных образцов осуществлялся на рентгеновском дифрактометре ДРОН-УМ1 с фильтрованным K_α (Cu) излучением. Для проявления струк-

туры сварных соединений и наплавленных покрытий выявляли с помощью реактива, состоящего из 10 мл азотной кислоты, 20 мл соляной кислоты, 20 мл глицерина и 10 мл перекиси водорода (30 %-ной) [7].

Результаты и их обсуждение

Исследования микроструктуры и рентгеноструктурный анализ исходных образцов показали, что исследуемая сталь имеет аустенитно-ферритную структуру. Феррит представляет собой выделения в виде строчек. Содержание феррита не превышает 3...5 % (об.). Структура металла сварного шва, сформированного посредством РДС, представляет собой столбчатые дендриты, которые проходят через несколько слоев, а иногда через весь сварной шов (рис. 1, *а*). В заполняющем слое сварного шва и ближе к обратному валику ширина и длина дендритов может достигать 20 мкм и 500 мкм соответственно.

Поверхность покрытия, нанесенного на сварное соединение посредством РАД наплавки со скоростью 10 м/ч, представляет собой мелкие чешуйки с высотой гребней около 0,3 мм. На поверхности этого покрытия видимых дефектов не наблюдается.

При скорости нанесения покрытия 25 м/ч, выполненного стационарным способом, наплавленная поверхность имеет высоту гребней чешуек около 1,1 мм. При этом наблюдаются межваликовые несплавления (рис. 1, *в*).

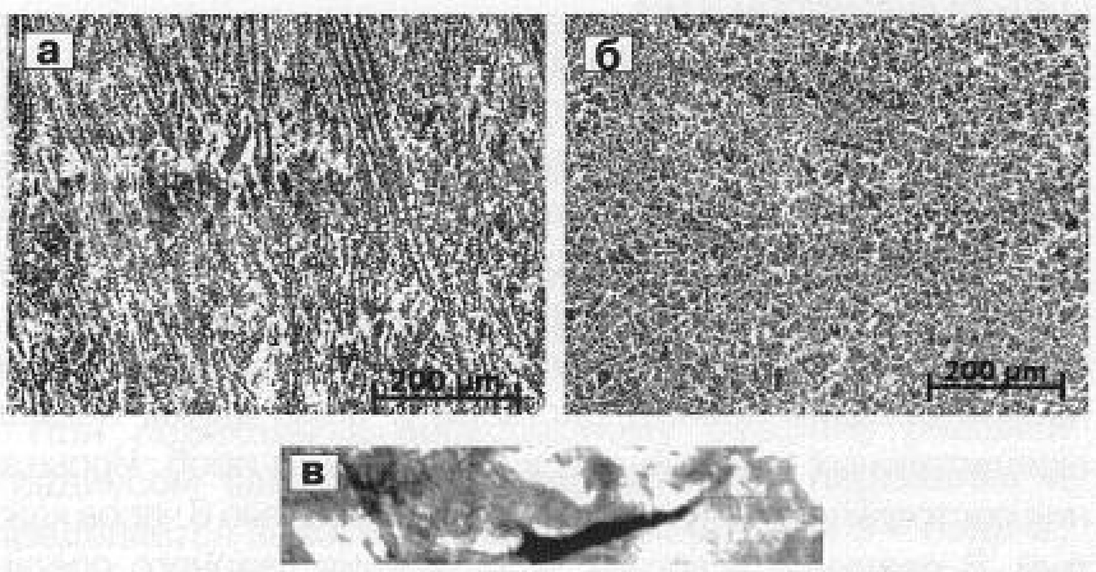


Рис. 1. Структура наплавленного металла покрытия:
а) нанесенного при постоянном токе,
б) нанесенного импульсно-дуговым методом,
в) с несплавлением

Структура наплавленного металла, полученного методом импульсно-дуговой наплавки, представлена в виде мелкодисперсных зерен (рис. 1, *б*). Протяженность зоны термического влияния (ЗТВ) в 1,5 раза меньше, а размер зерен в ней в 2,5 раза меньше, чем после наплавки стационарным методом. Однако при этом наблюдаются отдельные дефекты в наплавленном металле в виде несплавлений как отдельных валиков, так и с основным металлом. Указанные дефекты недопустимы при эксплуатации оборудования, работающего в условиях радиохимического производства [8]. Появление таких дефектов связано с «холодным» состоянием наплавляемой поверхности. Попытки исключить появление этих дефектов увеличением погонной энергии (путем увеличения продолжительности рабочего тока импульса ($t_и$) или увеличения силы тока импульса ($I_и$), а также одновременного увеличения обоих параметров) (рис. 2) привели к формированию более широкой ЗТВ наплавленного покрытия.

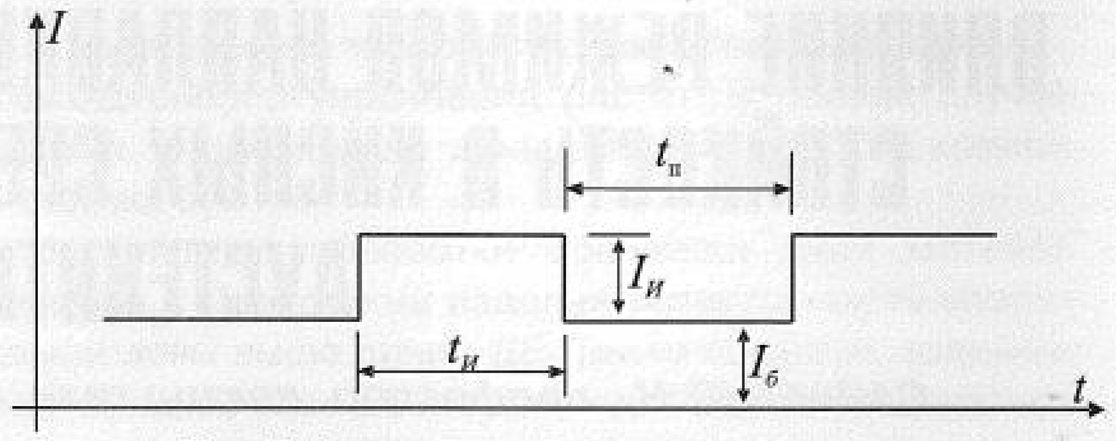


Рис. 2. Алгоритм изменения тока наплавки:
$I_и$ – рабочий ток импульса; $I_б$ – базовый ток;
$t_и$ – время рабочего импульса; $t_п$ – время паузы

Анализ влияния модуляции тока наплавки повышенной частоты (30...100 Гц) и амплитуды 200 А, проведенный в работе Хофта [9], показал, что возникает высокая удельная тепловая энергия. Известно также [7], что при сварке модулированным током воздействие дуги на металл определяется параметрами тока в импульсе. Кроме того, применение при сварке модулированным током высоких амплитудных значений тока в импульсе обусловливает повышенное воздействие дуги на металл и также высокую удельную тепловую энергию. Это позволяет, изменяя параметры импульсов тока, в широких пределах регулировать условия формирования сварного шва [4].

Для определения таких условий были проведены экспериментальные исследования по нанесению покрытий с использованием на интервале импульсного изменения энергетических параметров режима дополнительного «активирующего» импульса. Это позволило получить покрытия с дисперсной структурой, уменьшить ЗТВ и полностью исключить образование несплавлений металла наплавки с основным металлом и с металлом сварного соединения.

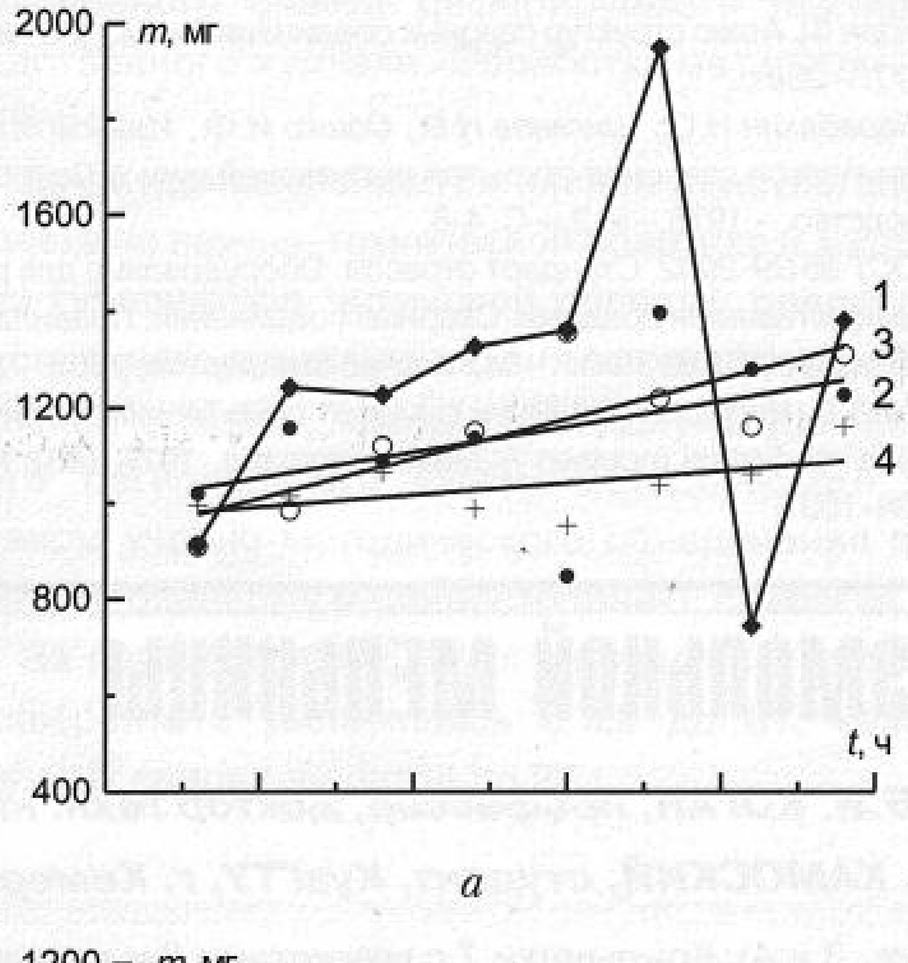
Анализ зависимостей изменения веса проб от времени коррозионных испытаний в рабочей жидкости и на ватерлинии позволяет утверждать, что, не зависимо от местонахождения образцов, снижение их веса обусловлено, в первую очередь, технологией нанесения защитного покрытия (рис. 3). Наиболее активно происходит коррозионный износ проб сварных соединений с покрытием после РАД наплавки (рис. 3, кривая 1). Это обусловлено грубой структурой наплавленного металла.

Скорость коррозии проб, наплавленных импульсным режимом, значительно выше, чем наплавленных при постоянном токе (рис. 3, кривые 2 и 3). Это обусловлено наличием многочисленных дефектов наплавки в виде несплавлений наплавленного металла (см. рис. 1, *в*). По этим полостям в ходе коррозионных испытаний проникает агрессивная среда, увеличивается скорость коррозионных разрушений в целом.

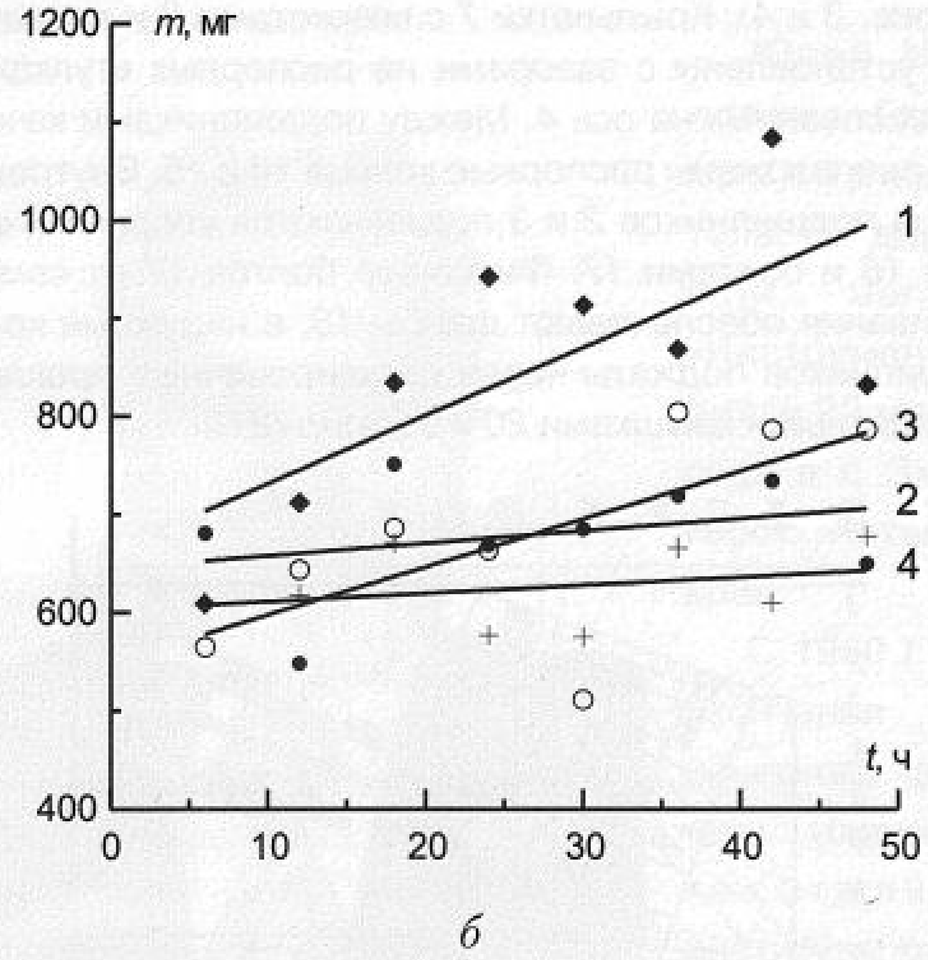
Введение дополнительного активирующего импульса тока позволяет обеспечить надежное сплавление металлов сварного соединения и наплавленного покрытия, уменьшить потерю веса при коррозионных испытаниях и скорость коррозионного износа (рис. 3, *а* и *б*, кривые 4).

Поскольку в процессе испытаний проб сварных соединений с наплавленными покрытиями участок непосредственного контакта рабочей среды с зоной сплавления имел сравнительно малые размеры, полученных данных недостаточно для суждения об изменении коррозионной стойкости зоны сплавления. В отечественных и зарубежных научно-технических публикациях отсутствуют сведения о влиянии измельчения зерна зоны сплавления на коррозионную стойкость.

В связи с этим в работе были проведены коррозионные испытания проб сварных соединений после удаления наплавленных покрытий механическим способом. Это позволило обеспечить максимальный контакт зоны сплавления с агрессивной средой. Для имитации наиболее жестких (агрессивных) условий работы сварного соединения в химическом производстве была выбрана испытательная среда, состоящая из 65 % раствора азотной кислоты в воде. Испытания были разбиты на 8 циклов с продолжительностью 30 часов каждый.



а



б

Рис. 3. Зависимость снижения веса проб от времени коррозионного испытания в рабочей жидкости (*а*) и на ватерлинии (*б*); наплавка покрытия выполнена: *1* (♦) – РАД, *2* (•) – на постоянном токе, *3* (○) – импульсно-дуговым методом, *4* (+) – импульсно-дуговым методом с дополнительным активирующим импульсом

Поскольку при формировании наплавленного металла импульсно-дуговым методом фиксировались дефекты в виде несплошностей, такие образцы не использовались для коррозионных испытаний.

Анализ зависимостей скорости коррозии зоны сплавления от времени испытаний (рис. 4) показал, что наиболее подвержены коррозии пробы, наплавленные при постоянном токе (рис. 4, кривая *2*). Эти пробы в значительной степени поражены ножевой коррозией в ЗТВ наплавленного покрытия и в металле шва (рис. 5, *а*).

На пробах сварного соединения с покрытием, нанесенным с помощью РАД наплавки, наблюдается начальная стадия ножевой коррозии (рис. 5, *б*). В зоне сплавления образцов, наплавленных импульсно-дуговым методом с дополнительным активирующим импульсом, видимых коррозионных поражений не наблюдается. Коррозионные разрушения в основном формируются в ЗТВ металла сварного шва (рис. 5, *в*).

Эти результаты хорошо согласуются с данными, приведенными на рис. 4. Анализ показывает, что введение дополнительного активирующего импульса позволяет снизить среднюю скорость коррозии соединений по сравнению с полученными стационарным режимом и РАД в 6,2 и 1,5 раза соответственно. Причем, коррозионные разрушения проб, наплавленных импульсно-дуговым методом с дополнительным активирующим импульсом, в основном связаны с коррозией металла сварного шва в области линии сплавления и ЗТВ (рис. 4, 5, *в*). Это позволяет предполагать высокую стойкость металла околошовной зоны в реальных условиях эксплуатации, так как с агрессивной средой будет контактировать только наплавленный металл.

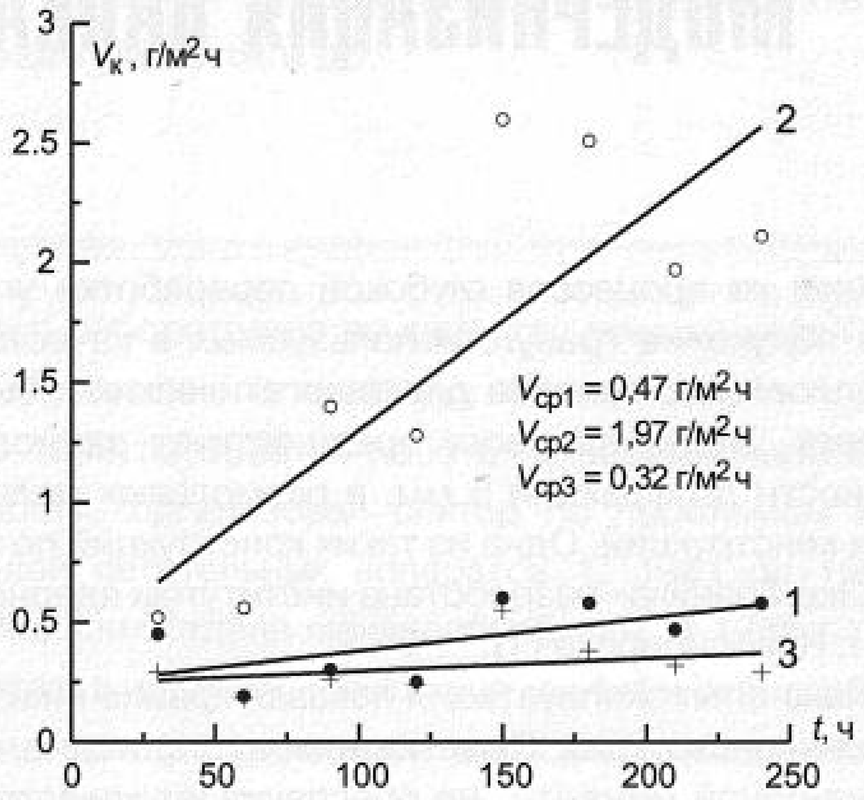


Рис. 4. Зависимость скорости коррозии от времени испытания; наплавка покрытия выполнена: *1*(•) – РАД, *2* (○) – на постоянном токе, *3* (+) – импульсно-дуговым методом с дополнительным активирующим импульсом

Таким образом, результаты анализа коррозионных испытаний проб сварных соединений после удаления наплавленного покрытия показали значительное повышение коррозионной стойкости зоны сплавления этих соединений при нанесении покрытий, выполненных импульсно-дуговым методом, использующим наложение дополнительного активирующего импульса тока.

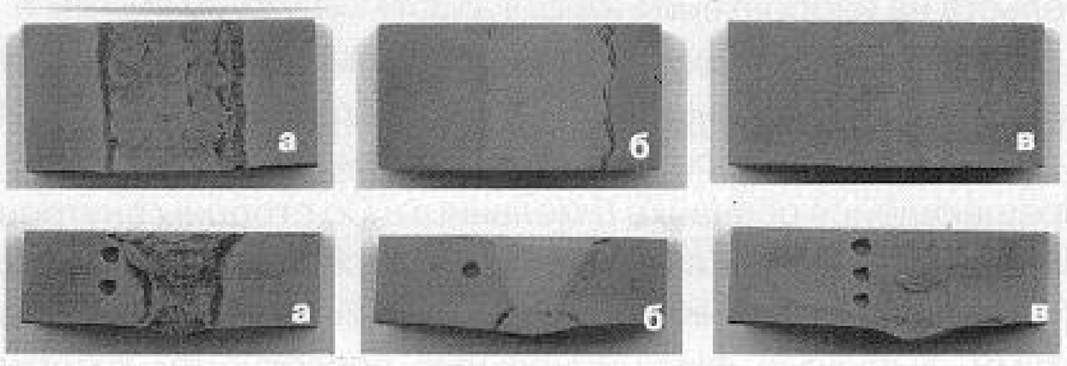


Рис. 5. Макроструктура металла сварных швов после удаления покрытий, наплавленных: *а* – на постоянном токе; *б* – РАД; *в* – импульсно-дуговым методом с дополнительным активирующим импульсом

Выводы

1. Использование технологического процесса импульсно-дуговой наплавки с дополнительным "активирующим" импульсом позволяет при минимальном тепловом воздействии на шов и ЗТВ сварных соединений аустенитных сталей формировать на них защитные покрытия с дисперсной и плотной структурой.

2. Покрытия с мелкодисперсной структурой, полученные методом импульсно-дуговой наплавки с дополнительным "активирующим" импульсом, позволяют в 1,5-6 раз снизить скорость коррозии в активных радиохимических средах сварных соединений аустенитных сталей.

3. Импульсный технологический процесс наплавки на сварные соединения аустенитных сталей с дополнительным "активирующим" импульсом может эффективно использоваться для ремонта и защиты от коррозии оборудования химической и радиохимической промышленности.

Список литературы

1. *Куртелов М.М.* О коррозии аппаратуры из нержавеющих сталей при концентрировании выпариванием радиоактивных отходов // Атомная энергия, 1965. - Т. 19, № 2. – С. 153-157.

2. *Сараев Ю.Н.* Адаптивные импульсно-дуговые методы механизированной сваркипри строительстве магистральных трубопроводов // Сварочное производство. 2002. – № 1. – С. 4-11.

3. *Фоминых В.П., Яковлев А.П.* Ручная дуговая сварка. – Изд. 7-е исправленное и доп. – М.: Высшая школа, 1986. – 366 с.

4. *Азаров Н.А.* Разработка скоростного процесса сварки модулированным током корневых слоев шва трубопроводов электродами с основным видом покрытия: Дис... канд. техн. наук.–М., 1988. – 210 с.

5. *ГОСТ Р 6032-2003.* Стали и сплавы коррозионно-стойкие. Методы испытаний на стойкость к межкристаллитной коррозии. Взамен ГОСТ 6032-89. – М.: Изд-во стандартов, 2003. – 68 с.

6. *Хорн Ф.* Атлас структур сварных соединений. – М.: Металлургия, 1977. – 288 с.

7. *Барабохин Н.С., Шиганов Н.В., Сошко И.Ф., Иванов В.В.* Газодинамическое давление открытой импульсной дуги // Сварочное производство. – 1976.– № 2. – С. 4-6.

8. *ОСТ 95 39-2002.* Стандарт отрасли. Оборудование для работы с радиоактивными средами. Сварные соединения. Правила контроля. Взамен ОСТ 95 39-91. – М.: Изд-во стандартов, 2002. – 31 с.

9. *Hoft D.* Versuche und Entwi cklungen beim Metall-Lichtbogens chweissen mit Stromi mpulsen // Maschinenmarkt. 1977. (83). № 78. – S. 1534-1537.

МОДЕРНИЗАЦИЯ ВАЛКА УГЛЕРАЗМОЛЬНОЙ МЕЛЬНИЦЫ

Б.И. КОГАН, профессор, доктор техн. наук,

М.Ф. КАМОСКИЙ, студент, КузГТУ, г. Кемерово

Одним из процессов глубокой переработки угля является получение гранул, используемых в качестве высокотеплоемкого топлива для энергетических и бытовых установок. Этому процессу предшествует размол угля, в частности до фракций 5 мм, в размольных мельницах разных конструкций. Одна из таких конструкций по заказу ООО «Эко-Гранула» разработана институтом ядерной физики в г. Новосибирске [1].

Однако опыт эксплуатации показал крайне низкую надежность конструкции. Пылезащитное уплотнение, состоящее из одной манжеты, не обеспечивает качественную защиту из-за прямого контакта манжеты с продуктами размола, ее быстрого износа и попадания продуктов размола в подшипниковый узел, что приводит к быстрому выходу из строя подшипников. Еще одна проблема заключается в том, что смазка осуществляется за счет наполнения полости роликов солидолом только при монтаже, в связи с чем наработка составляла не более 4 часов. Для повышения надежности мельницы на кафедре технологии машиностроения КузГТУ были разработаны чертежи модернизированной конструкции валка и пылезащитного уплотнения с использованием ряда авторских свидетельств на изобретения (рис. 1,2,3,4).

Новая конструкция состоит из пары роликов *1* (рис.1) с подшипниками качения *2* и *3*, расположенными на оси *4*, которая соединена со штангой *5*, прижимающей ролики *1* к вращающейся обечайке *6* мельницы. Со стороны внутренних торцов в корпуса роликов *1* запрессованы крыльчатки *7* (рис. 2), выполненные в виде дисков с торцевыми лопастями, выпуклые функциональные поверхности которых являются логарифмическими спиралями, и ступенчатыми отверстиями, в которых установлены манжеты *8*, диски *9* и *10*, между которыми размещены одно в другом магнитные кольца *11* и магнитная жидкость *12* (по принципу матрешки) (рис. 3 и 4). Крыльчатки *7* с манжетами *8* и дисками *9* и *10* установлены с зазорами на распорных втулках *13*, напрессованных на ось *4*. Между подшипниками качения *2* и *3* расположены распорные кольца *14* и *15*. Внутренние кольца подшипников *2* и *3* поджимаются упорными шайбами *16* и болтами *17*. Фиксацию болтов *17* от самоотвинчивания обеспечивают шайбы *18*, а наружные кольца подшипников поджаты через регулировочные прокладки *19* защитными крышками *20* и болтами *21*.

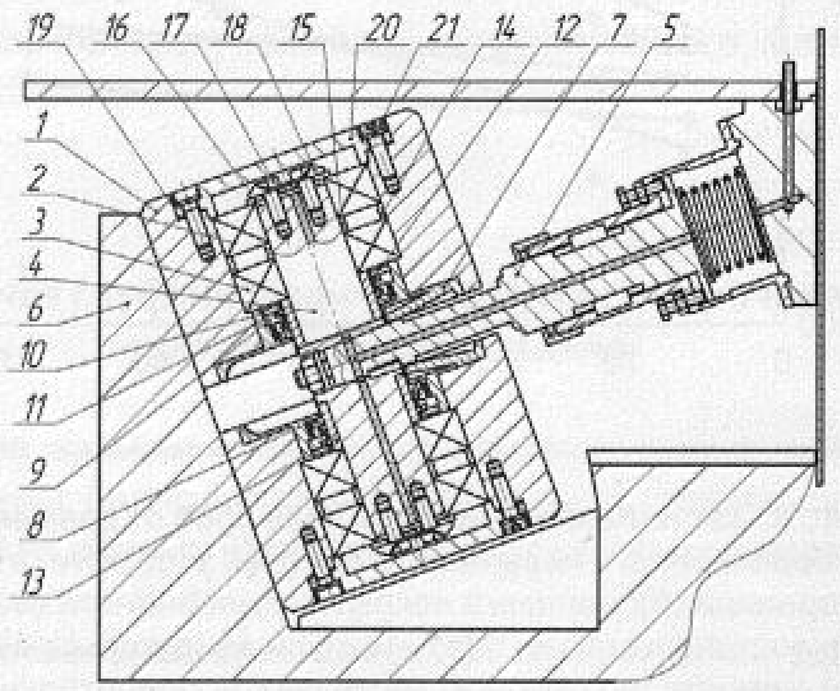


Рис.1. Валок размольной мельницы: *1*– ролик; *2, 3*– подшипник качения; *4* – ось; *5*– штанга; *6* – обечайка; *7* – крыльчатка; *8* – манжета; *9,10* – диски; *11*– магнитное кольцо; *12* – магнитная жидкость; *13* – втулка; *14,15* – распорные кольца; *16* – шайба упорная; *17, 21* – болты; *18* – шайба; 19 – прокладка; *20* – крышка

Валок размольной мельницы работает следующим образом. При вращении обечайки *6* мельницы прижимаемые к ней штангой *5* ролики *1*, за счет силы трения вращаются на подшипниках *2* и *3*, размалывая уголь. При

этом вместе с корпусами роликов *1* вращаются запрессованные в них крыльчатки *7*, лопасти которых за счет профиля в виде логарифмической спирали создают центробежное противодавление воздуха, отталкивающее продукты размола от центра (от зазоров) к периферии за счет выпуклого профиля функциональных рабочих поверхностей лопастей с увеличивающимся радиусом кривизны от центра к периферии. Это обеспечивает динамическую защиту зазоров от технологической пыли и крупных фракций продуктов размола. С помощью манжет *8* и магнитной жидкости *12*, размещенных в крыльчатках *7*, осуществляется статическая защита зазоров от технологической пыли.

Рис. 2. Крыльчатка в аксонометрии

Смазку подшипников *2* и *3* в полости роликов размольной мельницы, образованной этими подшипниками и распорными кольцами *14* и *15*, осуществляют за счет подачи машинного масла через масляный канал, проходящий через ось *4* и поджимную штангу *5* от устройства для подачи смазки.

Такая конструкция пылезащитного комбинированного уплотнения обеспечивает надежную защиту подшипников качения путем создания статической (манжетой и магнитожидкостным уплотнением) и динамической (вращающейся крыльчаткой, создающей центробежные потоки воздуха, отталкивающие продукты размола от центра к периферии) защиты.

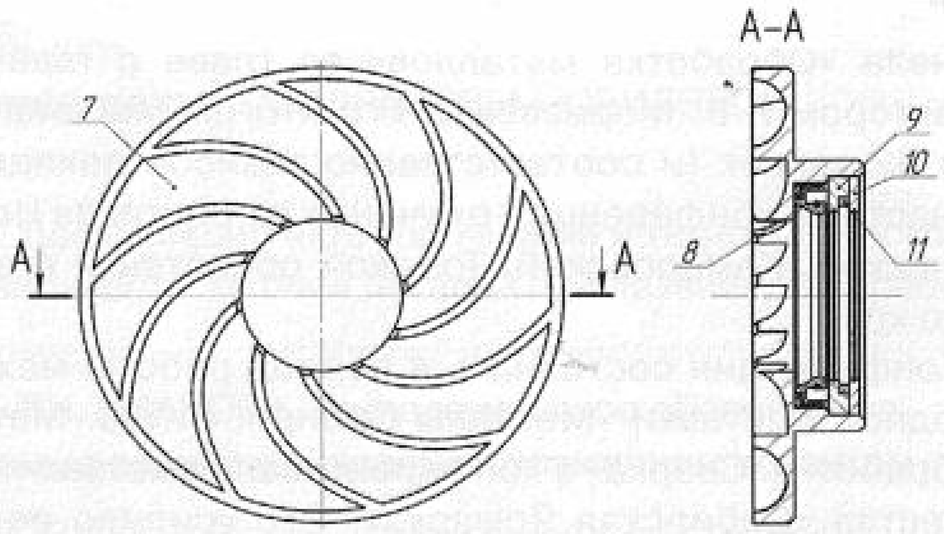


Рис. 3. Крыльчатка с магнитожидкостным уплотнением и манжетой: *7* – крыльчатка; *8* – манжета; *9, 10* – диски; *11* – магнитное кольцо

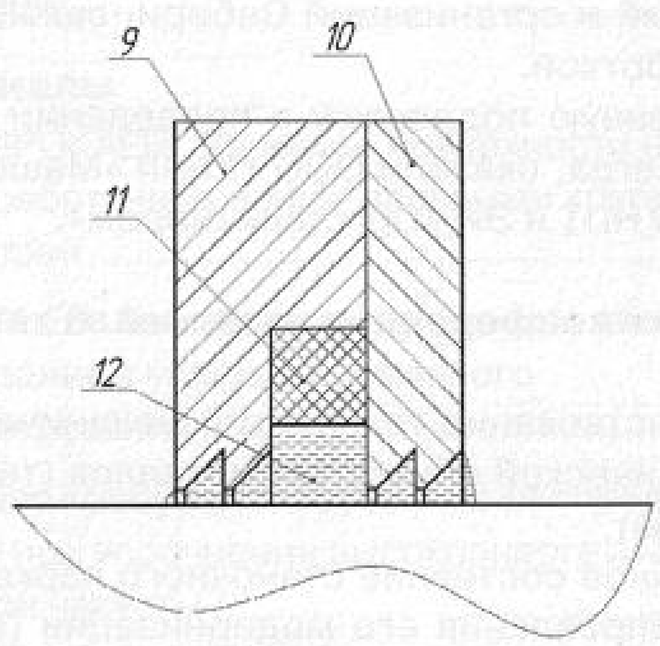


Рис. 4. Магнитожидкостное уплотнение: *9, 10* – диск; *11* – магнитное кольцо; *12* – магнитная жидкость

Такая конструкция пылезащитного комбинированного уплотнения обеспечивает надежную защиту подшипников качения путем создания статической (манжетой и магнитожидкостным уплотнением) и динамической (вращающейся крыльчаткой, создающей центробежные потоки воздуха, отталкивающие продукты размола от центра к периферии) защиты.

Расположение элементов валка «один в одном» вдоль общей оси – «принцип матрешки» – обеспечивает компактность и ремонтопригодность конструкции, надежность уплотнения.

На предложенную конструкцию подана заявка на предполагаемое изобретение.

Список литературы

Коган Б.И., Журавлев Ю.А. Модернизация валково-роликовой мельницы // Вестн.КузГТУ. – 2006. – №6.2. – С.59-60.

V ВСЕРОССИЙСКАЯ НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ «ПРОБЛЕМЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕТАЛЛООБРАБОТКИ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ НА СОВРЕМЕННОМ ЭТАПЕ»

А.Н. КОРОТКОВ, профессор, доктор техн. наук, КузГТУ, г.Кемерово

В жизни машиностроителей Сибири состоялось знаменательное и важное событие – 28 марта 2007 г. прошла очередная, ежегодная, уже пятая по счету Всероссийская научно-практическая конференция, посвященная постановке, обсуждению и решению широкого круга проблем станкоинструментальной и обрабатывающей отраслей промышленности. Конференции предшествовал активный организационный этап подготовки, начавшийся практически сразу после предыдущего научного форума и проводимый редакцией

журнала «Обработка металлов» во главе с главным редактором Б.В. Морозовым. Его итогом явилась подача 42 заявок (и соответственно тезисов докладов) на участие в конференции от ученых и практиков Новосибирской, Кемеровской, Томской областей и Алтайского края.

Конференция состоялась в период работы международной выставки «Металлы Сибири. Литье. Металлообработка. Сварка» в конференц-зале выставочного общества «Сибирская Ярмарка». Это усилило ее научный потенциал и практическую отдачу, поскольку участники конференции могли, параллельно с научными докладами, ознакомиться с последними техническими достижениями и современной продукцией предприятий и организаций Сибири, связанных с металлообработкой.

Действенную поддержку в проведении конференции, как всегда, оказали ООО НПКФ «Машсервисприбор» и ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром».

Тематика конференции охватывала такие вопросы, как:
- совершенствование технологий механической и физико-технической обработки металлов (технологии и материалы),
- современное состояние станочного парка и приоритетные направления его модернизации (оборудование),
- конструирование перспективного металлообрабатывающего инструмента и технология его производства (инструмент).

Положительно то, что в обсуждении этого круга вопросов принимали участие не только ученые, представлявшие вузовскую науку, но и производственники, знающие практическую сторону и реалии рассматриваемых проблем. Так, началом выступлений на конференции послужил доклад директора ООО «Сигма-инструмент» Г.Е. Анисименко «Некоторые вопросы маркетинга твердосплавных изделий», в котором автор осветил состояние и перспективы развития инструментальной промышленности.

Содержательные доклады были сделаны представителями научной школы НГТУ доцентом Г.И. Смагиным «Принципы и методики нормирования режимов резания труднообрабатываемых материалов» и доцентом Н.Г. Кузьминым «Микрокомпозиция границ зерен антифрикционных сплавов на основе алюминия».

В выступлениях представителей Томской научной школы (ТПУ) был сделан акцент на поиск путей повышения эксплуатационных возможностей инструментов. Это видно на примере докладов инженера А.А. Баканова «Совершенствование конструкции сборного сверла со сменными многогранными пластинами» и аспиранта В.А. Короткова «Износ шлифовальных зерен с разной формой».

Ученые Алтая представили результаты исследований, касающиеся методов обработки деталей. Так, доцент В.Н. Беляев (БТИ) доложил о специфике управления отклонением формы поверхности деталей накатыванием, а старший преподаватель этого же вуза А.Ю. Козлюк высказал свое мнение по проблеме моделирования комбинированной магнитно-импульсной обработки.

Достаточно подробно на конференции была обсуждена проблема совершенствования шлифовальных инструментов и реализация путей повышения эффективности их использования. Серию докладов на эту тему сделали делегаты из Кузбасса. В их числе:
- доцент А.М. Романенко «Анализ факторов, влияющих на прочность шлифовальных зерен»;
- доцент Л.П. Короткова, старший преподаватель Н.В. Прокаев «Качество поверхности наружных колец подшипников, обработанных шлифовальными кругами с контролируемой формой зерен»;
- аспирант С.А. Костенков «Совершенствование галтовочных тел за счет использования зерен с контролируемой формой»;
- начальник КБ ОГТ ООО «Кемеровохиммаш» Д.М. Дубинкин «Влияние формы шлифовальных зерен обдирочных кругов на эффективную мощность шлифования».

Как положительный факт следует отметить, что наряду с ведущими учеными и производственниками в конференции все более активно начинают принимать участие и начинающие исследователи. К ним можно отнести, например, магистранта КузГТУ В.А. Гудина, который по результатам научной работы, проводимой в течение полутора лет, сделал доклад «Оценка формы шлифовальных зерен в объеме».

В целом прошедшая конференция показала, что, несмотря на существующие трудности, в Сибири продолжает поступательно развиваться наука и совершенствоваться практика, связанные с эффективной металлообработкой, модернизацией металлорежущих станков, разработкой новых и улучшением конструкции известных инструментов. Такие форумы, как бы не было сложно, целесообразно стремиться проводить и в дальнейшем, имея в виду, что альтернативных путей развития отечественного машиностроения просто нет. Отсутствие подобных конференций будет, скорее всего, свидетельствовать о том, что на импортных станках импортными инструментами ведется обработка или восстановление деталей к импортным изделиям машиностроения.

Научно-технические конференции являются своего рода катализатором развития научной мысли и в то же время своеобразной лакмусовой бумажкой, наглядно демонстрирующей современное состояние той или иной отрасли. Поэтому промышленным отделам областных администраций следует более ощутимо и конкретно поддерживать проведение конференций и семинаров по машиностроению. Что касается уважаемых коллег-станкоинструментальщиков и металлообработчиков, то хотелось бы акцентировать внимание на том обстоятельстве, что перманентный переход конференций в заочную форму и обозначение своего присутствия на них путем отправки тезисов докладов – не совсем конструктивный путь. Надо попытаться понять, что в современных условиях непосредственный научно-технический диалог и живое общение на конференциях, как говорят, «дорогого стоят» – в прямом и переносном смысле.

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

технология • оборудование • инструменты

Научно-технический и производственный журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» издается для широкого круга профессионалов - производственников, предпринимателей, работников науки, высшей школы - и распространяется по подписке, в розницу, на выставках, конференциях и семинарах, путем адресной рассылки на предприятия и организации России и стран ближнего и дальнего Зарубежья.

ИНФОРМАЦИЯ О ПОДПИСКЕ НА ЖУРНАЛ «ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ» (ЦЕНЫ ПРИВЕДЕНЫ С УЧЕТОМ НДС)

Подписка на журнал осуществляется через редакцию. Для подписки по безналичному расчету необходимо сделать заявку. Заявка оформляется в произвольной форме с указанием адреса и реквизитов подписчика, фамилии получателя. Счет на подписку Вы получите по факсу или по почте.

Подписку можно оформить с любого номера и на любое количество экземпляров. В платежном поручении (или почтовом переводе) укажите: "Подписка на журнал "Обработка металлов".

Периодичность издания журнала	- 4 номера в год.
Стоимость одного номера	-181,50 руб.
Стоимость подписки на один номер с учетом доставки и почтовых расходов	- 196,25 руб.
Стоимость полугодовой подписки по России с учетом доставки и почтовых расходов	- 785,00 руб.

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

Формат	Размер, мм	Цветная, руб.	Черно-белая, руб.
1/1	200x280	8000	5000
1/2	170x118, 83x240	4200	2900
1/3	170x78, 83x158	3200	2250
1/4	170x58, 83x118	2400	1750
1/6	83x78	1600	1200
1/8	83x58	1100	800

ПРИМЕЧАНИЯ: публикация рекламы на 4-й странице обложки - надбавка 20%
стоимость рекламной статьи - 2000 руб. за полосу
постоянным клиентам – скидки

АДРЕС РЕДАКЦИИ: ОАО НПТ и ЭИ "Оргстанкинпром"
630087, г. Новосибирск -87, пр. К. Маркса, 30
Тел.(383) 346-37-77, тел./факс (383) 346-39-11
E-mail: ostp@sibproject.ru

РЕКВИЗИТЫ: ИНН 5404109796
Р/с 40702810801000003157 в КРАБ "Новосибирсквнешторгбанк"
К/с 30101810600000000897, БИК 045004897

ПРАВИЛА ДЛЯ АВТОРОВ И РЕКЛАМОДАТЕЛЕЙ

1. Статья, направляемая в журнал «Обработка металлов», должна быть сопровождена заверенным руководителем организации актом экспертизы, разрешающим публикацию материала статьи в открытой печати, сведениями об авторе (авторах) с указанием фамилии, имени, отчества, ученой степени, звания, должности, места работы, адреса, телефона, факса, адреса электронной почты.
2. Объем статьи не должен превышать 4 журнальных полос формата А-4, включая таблицы и рисунки.
3. Автор (авторы) предоставляют статьи на дискете 3,5" в формате текстового файла ASCII или Microsoft Word с распечаткой текста и графических материалов или электронной почтой.
4. Рисунки, фотографии, таблицы, схемы предоставляются в формате TIF, JPG, PSD, EPS, или BMP, с разрешением 300dpi (для полноцветных изображений – цветовая модель CMYK) и с обязательной распечаткой. На обороте указывается (карандашом) фамилия автора, название статьи, номер рисунка (таблицы, формулы).
5. Оригинал-макеты рекламы принимаются в электронной версии (с обязательной распечаткой) в формате CorelDraw, версии 8.0 или Photoshop, версии 5.0. В CorelDraw текст должен быть преобразован в кривые.

Мировой лидер в станкостроении

Токарно-фрезерные обрабатывающие центры INDEX-TRAUB

TRAUB

Проведение консультаций, продажа, ввод в эксплуатацию и сервисное обслуживание высокотехнологичного оборудования, и прежде всего станков, обрабатывающих центров и линий, с обучением персонала работе на этом оборудовании. Всегда в наличии на складе в Москве запасные части и расходные материалы для всех видов станков.

119334, Москва, Пушкинская наб., 8а
Тел.: (495) 234-60-00 (многоканальный), 956-14-72, 956-14-73,
956-14-75, 956-14-76, 956-14-77; 954 09 04, 954-09-09, 954-09-00
954-12-07, 954-14-63; факс: (495) 954-44-16
E-mail: sales@galika.ru Internet: http://www.galika.ru

GALIKA AG

21 год на российском рынке
1986-2007