

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

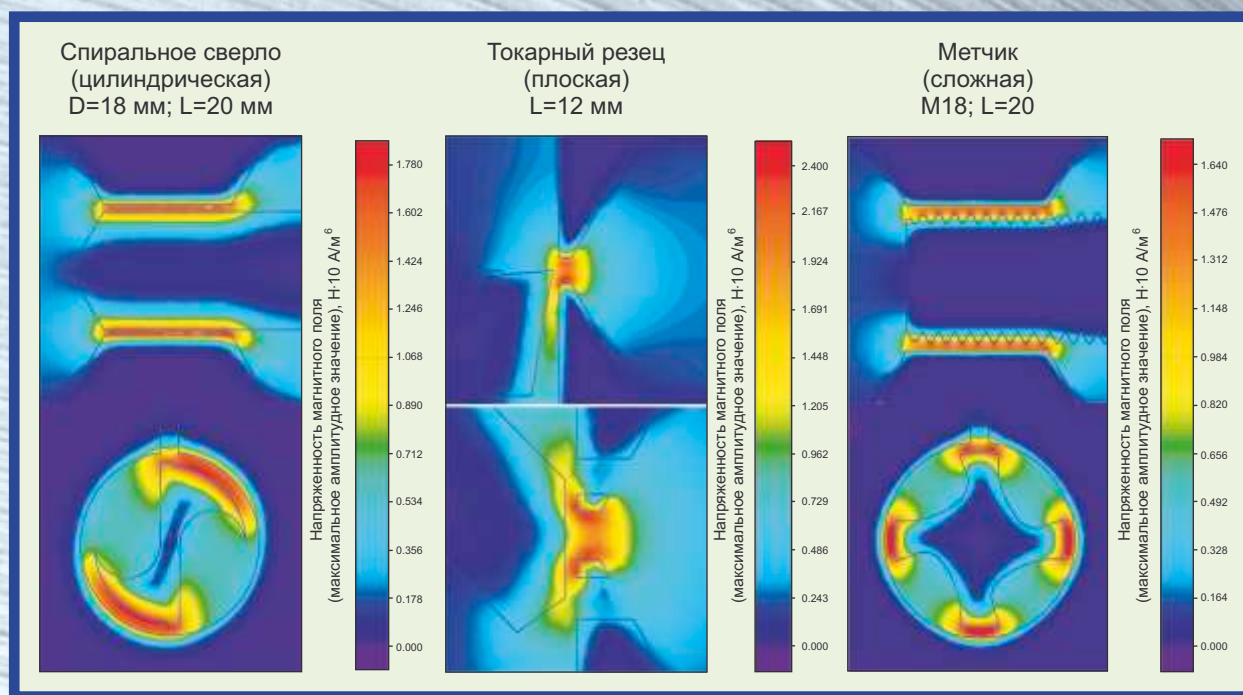
ISSN 1994-6309



технология • оборудование • инструменты
научно-технический и производственный журнал

№ 1(42)/2009

Технология Качество поверхности Инструменты Вибрация



«Результаты моделирования напряженности магнитного поля при МИО инструмента» (стр. 7)



РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ:

Пустовой Н.В., ректор НГТУ, профессор, д.т.н., Засл. деятель науки и техники РФ, член Национального комитета РФ по теоретической и прикладной механике – сопредседатель совета.
Пискунов А.А., ген. директор ОАО НПТ и ЭИ «Орг-станкинпром», член-корр. Международной Академии общественных наук, доцент – сопредседатель совета.
Анисименко Г.Е., директор производственно-технологической фирмы «Сигма-инструмент»;
Атапин В.Г., профессор, д.т.н., НГТУ; **Афанасьев В.К.**, академик РАН, профессор, д.т.н., СибГИУ; **Балков В.П.**, зам. ген. директора АО «ВНИИинструмент», к.т.н.;
Батаев А.А., профессор, д.т.н., НГТУ; **Буров В.Г.**, профессор, к.т.н., НГТУ; **Герасенко А.Н.**, директор ООО НПКФ «Машсервисприбор»;
Кирсанов СВ., профессор, д.т.н., ТПУ; **Коган Б.И.**, член-корр. РАН, профессор, д.т.н., КузГТУ; **Коротков А.Н.**, академик РАН, 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; **Рахимьянов Х.М.**, профессор, д.т.н., НГТУ; **Сараев Ю.Н.**, профессор, д.т.н., ИФПМ СО РАН; **Смольников Н.Я.**, профессор, д.т.н., ВолгГТУ; **Суслов А.Г.**, профессор, д.т.н., Засл. деятель науки и техники РФ, БрянГТУ – члены совета.

ИЗДАТЕЛИ:

ОАО НПТ и ЭИ «Оргстанкинпром»
 Новосибирский государственный
 технический университет

Главный редактор БАТАЕВ А.А.
Зам. главного редактора АТАПИН В.Г.
Зам. главного редактора МОРОЗОВ Б.В.
Зам. главного редактора ГЕРАСЕНКО А.Н.
Верстка ЗЕНИНА В.Н.
Дизайн ЛАДЫЖСКАЯ А.В.
Корректор ВЕТЧАКОВА Л.Н.

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

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

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

Отпечатано в типографии НГТУ
 Подписано в печать 20.03.2009 г.
 Тираж 1000 экз.

СОДЕРЖАНИЕ:**Технология**

А.Г. ОВЧАРЕНКО, А.Ю. КОЗЛЮК
 Эффективная магнитно-импульсная обработка металлорежущего инструмента.....4
 А.Н. ПРУДНИКОВ

Совершенствование термической обработки поршневых деформируемых силуминов с добавками фосфора и водорода.....8
 А.М. ФИРСОВ, В.Н. БЕЛЯЕВ, И.В. БОТКИН

Выбор подачи при чистовом растачивании отверстий с прерывистой поверхностью с учетом прочности режущего клина.....11
 А.М. ГУРЬЕВ, Б.Д. ЛЫГДЕНОВ, О.А. ВЛАСОВА

Совершенствование технологии химико-термической обработки инструментальных сталей14
 Г.И. СМАГИН, В.С. КАРМАНОВ

Применение метода характеристических линий и характеристических поверхностей при нормировании режимов резания16
 В.С. ЛЮКШИН

Использование метода конечных элементов для определения характера распределения напряжений в шлифовальном зерне22

Качество поверхности

Я.И. СОЛЕР, А.В. ПРОКОПЬЕВА
 Исследование влияния выхаживания на микрорельеф поверхности режущих пластин Р9М4К8 при шлифовании кругами из кубического нитрида бора.....24
 С.Л. ЛЕОНОВ, Е.Ю. ТАТАРКИН

Прогнозирование шероховатости при токарной обработке поверхности под нанесение покрытий28

Инструмент

А.А. БАКАНОВ
 Геометрический анализ сборных сверл со сменными многогранными пластинами31
 С.И. ПЕТРУШИН, А.В. МАХОВ

Геометрический анализ конструкций сборных концевых фрез со сменными многогранными пластинами33

Вибрации

А.М. МЕДВЕДЕВ, Г.В. ЛИТОВКА
 Исследование вибрационных полей в корпусных элементах металлорежущих станков36

ВНИМАНИЮ АВТОРОВ

В связи с участием журнала «Обработка металлов» в проекте по размещению материалов в базе данных Научной Электронной Библиотеки (НЭБ) и Российского индекса научного цитирования (РИНЦ) изменились Правила подготовки рукописей в журнал. Новые правила приведены на 39 странице журнала.

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

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

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 научно-технического и производственного журнала «Обработка металлов (технология оборудование инструменты)» поздравляет ВЕРГАЙ ВЯЧЕСЛАВА ФЕДОРОВИЧА с юбилейной датой и желают ему крепкого сибирского здоровья, дальнейших успехов и долгих лет жизни.



ВЯЧЕСЛАВ ФЕДОРОВИЧ родился 17 января 1949 г. в поселке Ола Ольского района Хабаровского края. После окончания Новосибирского станкостроительного техникума Вячеслав Федорович молодым специалистом в 1971 г. пришел работать на завод «Сиблитмаш», где и трудится по настоящее время и где складывалась вся его трудовая биография. Мастер, инженер-технолог, начальник бюро, начальник ремонтно-механического цеха, начальник производственно-диспетчерского отдела, председатель профкома, заместитель главного инженера, а с 1993 г. – главный инженер акционерного общества «Сиблитмаш»

На многих этапах своей трудовой деятельности Вячеслав Федорович возглавлял различные технические службы завода. Без отрыва от производства закончил институт. В этот период работы, обладая знаниями и хорошими организаторскими способностями, он внес большой личный вклад в развитие завода.

Все технические службы Вячеслав Федорович возглавлял в трудный для предприятия период. В сложных экономических условиях ему удавалось сохранить кадровый потенциал, работающее оборудование, что в дальнейшем дало возможность не только преодолеть спад производства, но и постепенно наращивать его.

Ему неоднократно объявлялась благодарность, он награжден почетными знаками в честь 110- и 115-летия г. Новосибирска, ему присвоено звание «Почетный машиностроитель» Министерства промышленности и энергетики РФ.

В настоящее время под руководством Вячеслава Федоровича технические службы решают проблемы грамотно, качественно и в срок.

УДК 621.7.044.7

ЭФФЕКТИВНАЯ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНАЯ ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

**А.Г. ОВЧАРЕНКО, профессор, д-р техн. наук,
А.Ю. КОЗЛЮК, доц., канд. техн. наук,
БТИ Алт ГТУ, г. Бийск**

Приводятся экспериментальные исследования комбинированной магнитной импульсной обработки металлорежущих инструментов. Показана эффективность такого способа для повышения износостойкости инструмента.

The experimental researches combined magnetic pulse processing for metal cutting tool are resulted. It is shown that this way for increasing stability of the tool is progressive.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ МЕТАЛЛА, УМЕНЬШЕНИЕ ИЗНОСА, МАГНИТНАЯ ИМПУЛЬСНАЯ ОБРАБОТКА, ИНДУКЦИОННЫЙ НАГРЕВ.

Задача повышения эксплуатационной надежности инструмента приобретает все большее значение в связи с увеличением механических, тепловых и других видов воздействий на него. Для инструментов, разрушение которых начинается с поверхности, разработано большое количество методов поверхностного упрочнения, основанных на нанесении покрытий или на изменении состояния (модификации) поверхностного слоя.

В последнее время находит широкое применение магнитно-импульсная обработка (МИО) поверхностей инструментов для повышения их износостойкости. Применение МИО позволяет уменьшить остаточные и уста-

лочные напряжения в структуре материала, изменить физические механические свойства. Применение МИО значительно уменьшает избыточную энергию материала, связанную с концентрацией внутренних и поверхностных напряжений, что приводит к повышению твердости и износостойкости поверхности, не меняя формы обрабатываемой поверхности.

В существующих способах МИО применяют импульсное магнитное поле напряженностью от 800 до 2000 кА/м и временем длительности одного импульса в пределах 0.1...10 с, при этом число циклов обработки достигает 10 и более. Для многих инструментальных сталей извест-

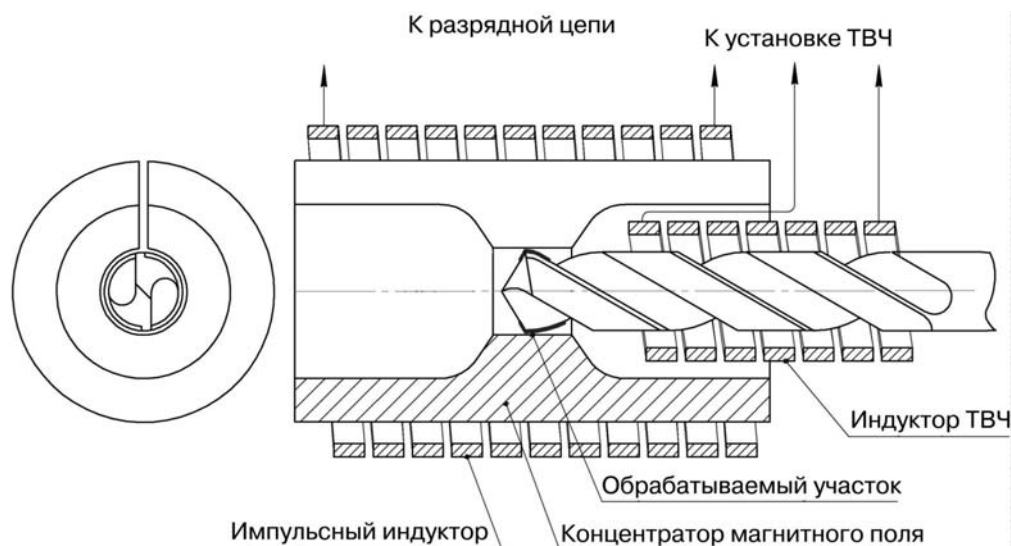


Рис. 1. Схема комбинированной МИО сверл

но, что максимальная стойкость инструмента достигается при оптимальной напряженности МИО 300...800 кА/м и длительности импульса 0.5...1.5 с [1].

Основными преимуществами МИО являются: неизменность формы поверхности после обработки, высокая производительность, простота и легкость автоматизации технологического процесса.

К недостаткам существующих способов МИО можно отнести: длительное время прохождения импульса, необходимость многократной обработки и, как следствие, повышенные энергетические и временные затраты.

Это в первую очередь связано с тем, что эффективность воздействия импульсного магнитного поля в значительной степени определяется температурой обрабатываемой поверхности. В указанных случаях нагрев изделия достигается многократным циклом обработки и значительным временем одного импульса, достигающим нескольких секунд.

Для совершенствования существующих способов МИО можно выделить основные перспективные направления.

1. Применение локальных концентраторов магнитного поля, позволяющих значительно (в 5–7 раз) увеличить напряженность магнитного поля в рабочей зоне без увеличения тока в разрядной цепи. В этом случае возможно не только обрабатывать отдельные участки сложных по форме деталей и инструментов (например, отдельные режущие поверхности), но и значительно снизить энергетические и соответственно массогабаритные параметры установки.

2. Применение магнитного поля с предварительным индукционным нагревом обрабатываемой заготовки до оптимальной температуры. Это позволит увеличить эффективность обработки, так как разогретая структура металла значительно легче поддается микропластической деформации [2].

Применение концентраторов магнитного поля при неизменной энергии заряда емкостного накопителя позволяет легко повысить напряженность магнитного поля локализацией его в меньшем объеме, воздействовать магнитным полем на небольшом участке заготовки, многократно увеличив его напряженность без увеличения тока в разрядной цепи и соответственно

мощности применяемого оборудования. Вместе тем становится возможной унификация обрабатываемого инструмента: использование сменных концентраторов для заготовок различных размеров при одном индукторе [3].

С учетом сказанного, для оценки эффективности МИО режущего инструмента были проведены экспериментальные исследования с применением концентраторов магнитного поля и предварительным индукционным нагревом изделий различной формы.

Проводились экспериментальные исследования при обработке цилиндрической, плоской и сложной поверхностей инструментов с определением оптимальных значений температур и напряженностей магнитного поля. В качестве обрабатываемых инструментов были выбраны: спиральные сверла диаметром 5.8 и 18 мм, ГОСТ 10902-77 и ГОСТ 2092-77, токарные проходные резцы ГОСТ 18869-73, метчики М18х2,5. Материал инструментов во всех случаях – быстрорежущая сталь Р6М5.

Для нахождения оптимальной температуры предварительного нагрева проводилась МИО партии спиральных сверл (диаметр 5.8 мм, сталь Р6М5) при напряженности магнитного поля $H_{\text{отт}} = 1200$ кА/м и различных температурах предварительного нагрева (без нагрева, 50, 100, 150, 200, 250, 300, 350, 400, 450, 500, 550, 600 °С) по схеме, представленной на рис. 1.

После МИО сверла испытывались на износостойкость путем сверления в стали 16ГС по 20 глухих отверстий глубиной 20 мм, затем измерялась величина износа по задней поверхности инструмента с помощью измерительного микроскопа БМИ-21, и далее процесс повторялся. Зависимость величины износа от количества просверленных отверстий для сверл, обработанных при разной температуре, показана на рис. 2.

Минимальный износ наблюдается у сверл, обработанных при температуре предварительного нагрева $T = 500$ °С, которая и принимается за оптимальную. Свыше 550 °С инструментальные стали в соответствии с законом Кюри резко теряют магнитную восприимчивость.

Комбинированная МИО плоской поверхности (задняя поверхность резца) и сложной поверхности (рабочая поверхность метчика) проводилась при $H = 1200$ кА/м и

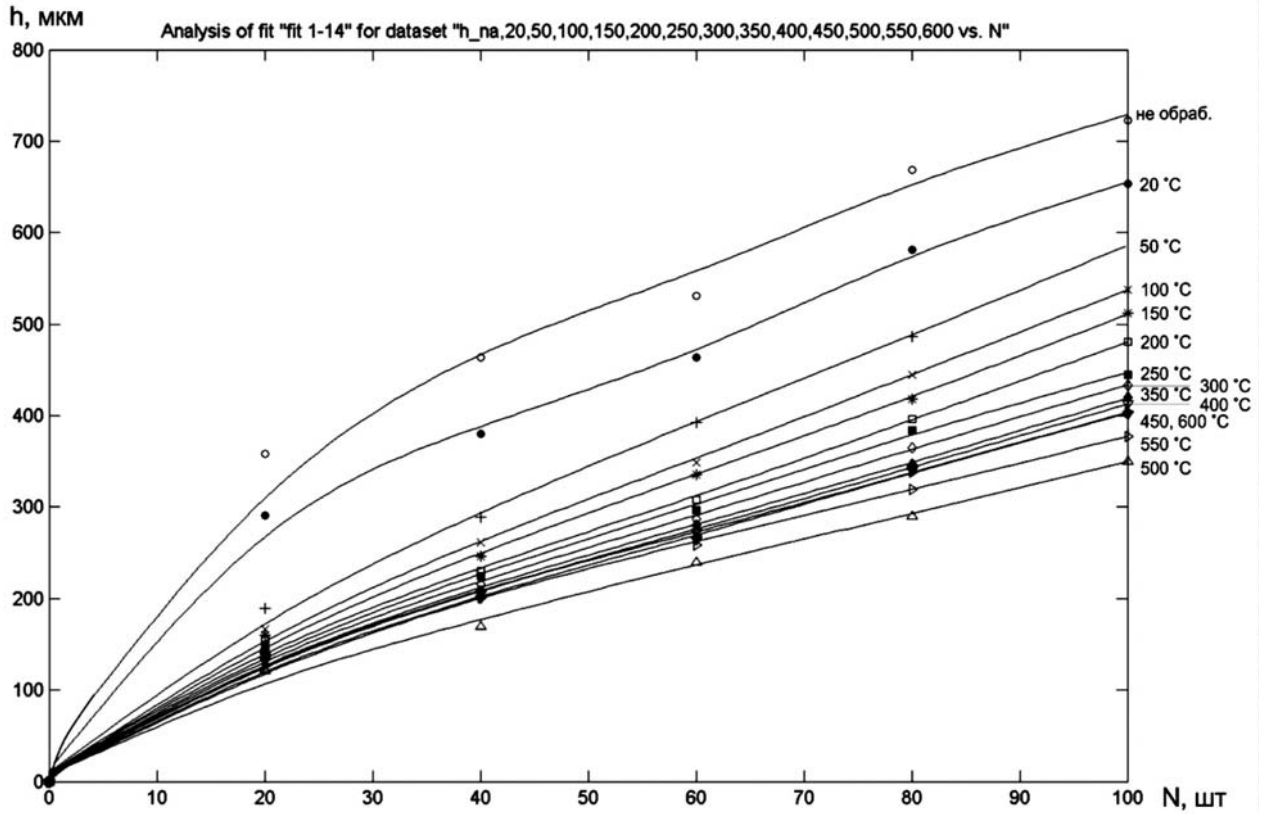


Рис. 2. Зависимость величины износа по задней поверхности сверл h от количества просверленных отверстий N для сверл, обработанных при разной температуре

$T = 500\text{ }^{\circ}\text{C}$ однократным импульсом. Схемы обработки представлены на рис. 3, 4.

Экспериментальные исследования износостойкости обработанных токарных резцов и метчиков показали увеличение последней на 42 % для резцов и 61 % для метчиков относительно стойкости необработанных инструментов. Критерием выхода из строя инструментов при этом являлся предельный износ по задней поверхности

(1.5 мм) для резцов и образование макродефектов (трещин, сколов) для метчиков.

Глубина и геометрия упрочненного слоя определяется главным образом напряженностью магнитного поля, частотой импульса разрядного тока, геометрией рабочей поверхности концентратора и зазором между ней и обрабатываемой поверхностью, который должен быть наименьшим, но гарантирующим отсутствие электри-

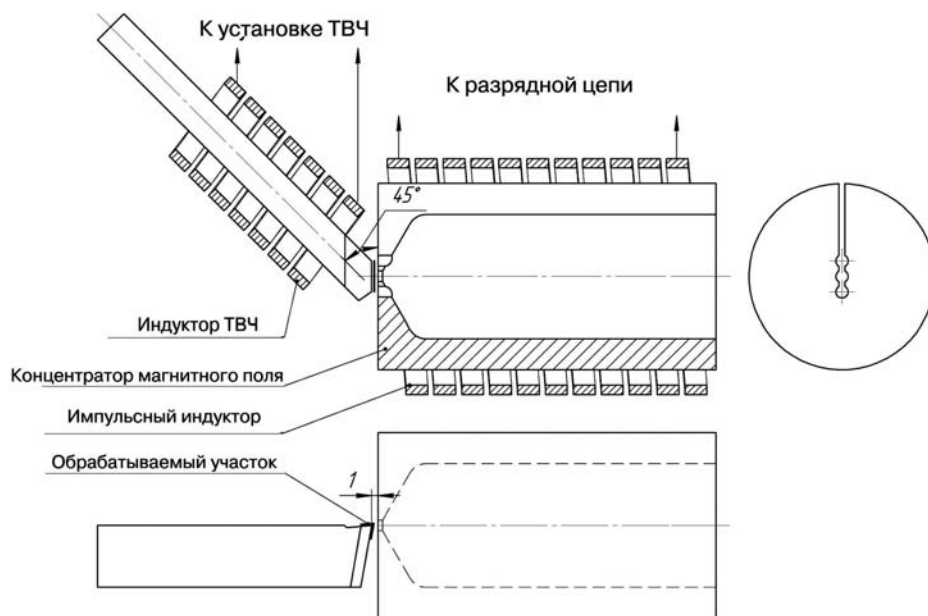


Рис. 3. Схема комбинированной МИО токарного резца

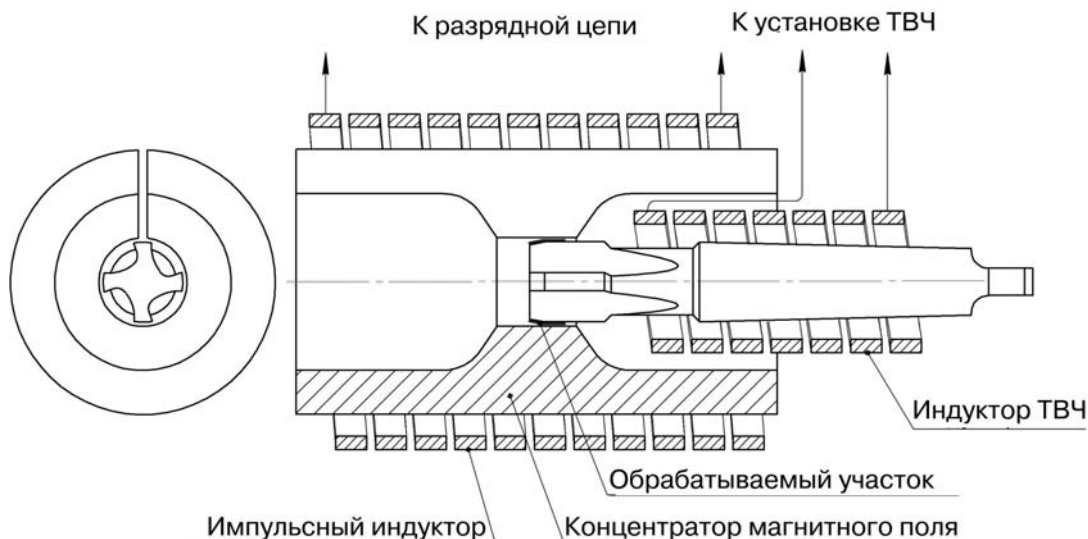


Рис.4. Схема комбинированной МИО метчика

ческого пробоя. Исходя из экспериментальных исследований и анализа физической модели для найденных оптимальных режимов обработки инструментальных сталей представлены некоторые результаты моделирования (рис. 5). При этом глубина упрочненного слоя составляет 0.3...0.8 мм, неравномерность упрочнения от 2 до 14 % в зависимости от вида обрабатываемой поверхности.

Следует отметить, что при обработке сложной поверхности инструмента и гладкой рабочей поверхности концентратора максимальное удаление от нее обрабатываемой поверхности не должно превышать 2.5...3 мм, при больших расстояниях резко уменьшается эффект увеличения микротвердости обработанной поверхности.

Для повышения эффективности МИО рабочую поверхность концентратора можно изготовить эквиди-

стантной к обрабатываемой поверхности инструмента. И в этом случае необходимо проводить предварительное моделирование для определения неравномерности распределения напряженности магнитного поля в рабочей зоне индуктора.

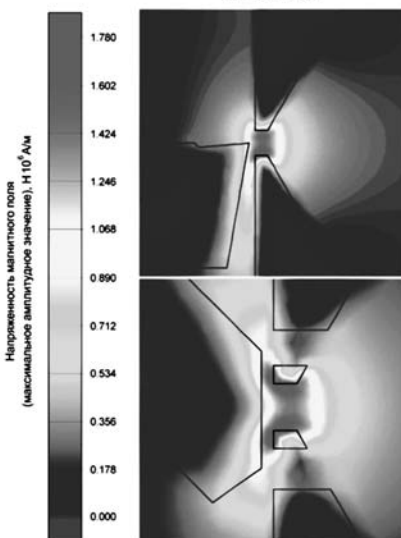
Список литературы

1. Малыгин Б. В. Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин. – М.: Машиностроение, 1989. – 112 с.
2. Патент 2339704 РФ, МПК7 С21 D 1/04, 9/22. Способ комбинированной магнитно-импульсной обработки поверхностей инструментов и деталей машин / А.Г. Овчаренко, А.Ю. Козлюк. Опубл. 27.11.08. Бюл. № 33. – 6 с.
3. Овчаренко А. Г. Индукторы для комбинированной магнитно-импульсной обработки инструментов различной формы / А.Г. Овчаренко, А.Ю. Козлюк, М.О. Курепин // Обработка металлов. – 2008. – № 3. – С.11.

Спиральное сверло (цилиндрическая) D=18 мм; L=20 мм



Токарный резец (плоская) L=12 мм



Метчик (сложная) M18; L=20

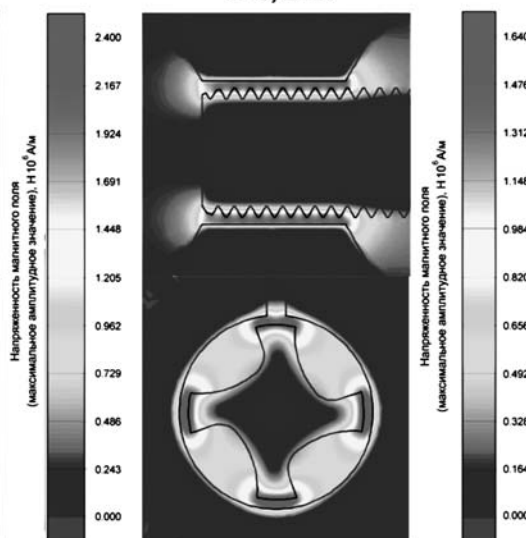


Рис. 5. Карты распределения напряженности магнитного поля при максимальной амплитуде тока в разрядной цепи

УДК 669.715.621.78

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПОРШНЕВЫХ ДЕФОРМИРУЕМЫХ СИЛУМИНОВ С ДОБАВКАМИ ФОСФОРА И ВОДОРОДА *

А. Н. ПРУДНИКОВ, доцент, канд. техн. наук,
СибГИУ, г. Новокузнецк

Статья посвящена разработке оптимального режима термической обработки поршневого деформируемого заэвтектического силумина, содержащего фосфор и водород по результатам определения физико-механических свойств и анализа микроструктуры.

Clause is devoted to development of an optimum mode of thermal processing piston deformable hypereutectic silumin, containing phosphorus and hydrogen by results of definition of physicommechanical properties and the analysis of a microstructure.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ПОРШНЕВОЙ СПЛАВ, ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА, СВОЙСТВА.

Легированные заэвтектические силумины являются в настоящее время одним из самых перспективных материалов для изготовления поршней двигателей внутреннего сгорания. Это определяется благоприятным сочетанием малого удельного веса, низкого коэффициента линейного расширения с хорошими механическими и технологическими свойствами. Однако присутствие в структуре крупных кристаллов первичного кремния вносит эти сплавы в разряд труднодеформируемых, что сдерживает их широкое применение.

На основе положения о ведущей роли водорода в формировании всех служебных и технологических свойств алюминия и его сплавов [1], в том числе и деформируемых, разработана серия новых заэвтектических легированных сплавов на основе Al – 15...20 % Si, в которые с целью обеспечения хорошей деформируемости и высокого комплекса механических свойств наряду с такими легирующими элементами как медь, магний, марганец, никель, хром и другие введены водород и фосфор [2,3].

Обязательной технологической операцией, применение которой обеспечивает получение необходимого

комплекса физико-механических свойств изделий из алюминиевых сплавов, является термическая обработка. Поэтому естественно, что изучение склонности новых высококремнистых деформированных силуминов, содержащих фосфор и водород, к упрочняющей термической обработке представляет практический интерес и является целью настоящей работы.

Были изготовлены опытные слитки, проведена их деформация и изучено влияние термической обработки. Химический состав сплавов приведен в табл. 1.

Расплавление алюминия и приготовление сплавов проводили в индукционной промышленной печи типа ИАТ-0,06 в графитовом тигле емкостью 40 кг. Сплавы готовили на алюминии марки А7 (ГОСТ 11069–74), кремнии марки Кр0 (ГОСТ 2169–69). В качестве легирующих добавок использовали технически чистые металлы и лигатуры. Наводороживание сплавов проводили с помощью влажных асбестовых тампонов при температуре 700...760 °С. Фосфор вводили в сплавы в виде фосфористой меди (МФ-1).

Технологический процесс приготовления сплавов включал следующие основные операции: загрузка в печь и рас-

Таблица 1

Химический состав сплавов*

Номер сплава	Компоненты сплава, масс. %								
	Si	Cu	Mg	Mn	Cr	Ni	Ni	P	H
1	15	3	0.2	–	–	–	–	0.01	0.00008
2	15	3	0.2	–	–	1.0	–	0.01	0.0001
3	15	5	1.1	–	–	1.0	–	0.01	0.0003
4	18	4	0.6	–	–	–	–	0.02	0.0003
5	18	4	0.6	–	–	1.0	–	0.02	0.0006
6	20	5	1.1	–	–	–	–	0.03	0.0006
7	20	5	1.1	–	–	1.0	–	0.03	0.0006
8	20	1.0	0.4	0.8	0.3	–	0.1	0.01	0.00008

*Al – остальное

* Работа выполнена под руководством д.т.н., проф. В. К. Афанасьева

Физико-механические свойства сплавов в литом состоянии (слитки диаметром 190 мм)

Сплав	НВ, МПа		σ_B , МПа	Коэффициент линейного расширения, $\alpha \cdot 10^{-6}$, град $^{-1}$, при температуре, °С								
	периферия	центр		50	100	150	200	250	300	350	400	450
1	873	853	153	17.4	18.9	19.7	20.5	21.0	22.5	22.3	20.1	18.0
2	840	913	148	17.1	18.8	19.5	20.0	19.8	20.7	21.0	19.5	16.9
3	1020	1006	125	18.1	19.2	19.7	19.8	20.1	20.4	21.5	21.1	20.4
4	986	928	137	17.9	19.2	20	20.7	21.5	21.9	22.6	21.9	19.8
5	980	876	124	18.1	16.9	15.8	16.1	16.3	19.0	19.3	16.6	18.86
6	943	941	86	17.4	18.4	19.3	19.8	19.8	20.2	20.5	20.7	18.3
7	958	950	80	17.6	18.9	19.7	20.3	20.5	20.9	21.2	20.5	19.8

плавление расчетного количества алюминия, введение легирующих добавок, наводороживание, модифицирование, отстаивание металла, снятие шлака, заливка. Температура заливки составляла 700...730 °С. Расплав заливали из футерованного ковша в стальной кокиль в виде трубы, состоящей из двух половин, соединение между которыми выполнено в виде замка для устранения пролива металла в месте стыка. Размеры слитка соответствовали следующим значениям: диаметр 190 мм, высота 500...550 мм, вес 32...40 кг.

Особенности строения и свойства слитков. Изучение микроструктуры слитков проводили на металлографических образцах, приготовленных из поперечных темплетов, вырезанных на высоте 50 мм от дна слитка. Методика приготовления шлифов наряду с механической шлифовкой и полировкой включала электролитическую полировку при 80 °С в течение 40 с и травление в реактиве Келлера в течение 1 мин.

Установлено, что микроструктура сплавов в литом состоянии после обработки расплава влажным асбестом, обеспечивающей необходимое содержание водорода, неоднородна по сечению слитка. Можно выделить три характерные зоны:

- центральная – состоит из размодифицированной игольчатой эвтектики, участков α -твердого раствора сложного состава (о чем свидетельствует их неоднородная повышенная травимость) и редко расположенных кристаллов первичного кремния;

- промежуточная, периферийная – состоит из более модифицированной эвтектики, дендритов α -твердого раствора и кристаллов кремния, количество которых заметно больше, чем в центральной зоне;

- поверхностная – представляет собой грубокристаллический ободок шириной 3–5 мм, который обычно при принятой в настоящее время технологии изготовления изделий из труднодеформируемых сплавов деформацией (прессование, штамповка) в формировании структуры заготовок не участвует, так как он удаляется при подготовке поверхности слитка (обдирка) с целью устранения поверхностных дефектов.

В табл. 2 показаны механические свойства и коэффициент линейного расширения сплавов в литом состоянии. Видно, что, несмотря на структурные отличия периферийной и центральной части слитков, твердость их различается незначительно и составляет 840...1020 МПа и 813...1006 МПа соответственно. Временное сопротивление разрыву сплавов находится в пределах 80...153 МПа. Средние значения коэффициента линейного расширения, определяемого в интервале 50...150 °С, составляют $(17.2...19.0) \cdot 10^{-6}$ град $^{-1}$, а в интервале 150...450 °С – $(15.9...21.2) \cdot 10^{-6}$ град $^{-1}$ соответственно.

Деформация литых сплавов. После механической обработки (удаление литой поверхности, шлифовка, резка на заготовки) слитки подвергали горячей пластической деформации (свободная ковка с суммарной степенью деформации 94 %). Ковку сплавов проводили на пневматическом молоте с массой бойка 150 кг. Перед ковкой проводили отжиг слитков для гомогенизации структуры и снятия остаточных напряжений. При отжиге происходит частичное устранение неоднородности состава сплава посредством диффузии и коагуляция выделений кремнистой фазы. Это позволяет облегчить проведение пластической деформации.

Т а б л и ц а 3

Физико-механические свойства сплавов в деформированном состоянии (ковка, $\epsilon = 94\%$)

Сплав	Механические свойства			Коэффициент линейного расширения $\alpha \cdot 10^{-6}$, град $^{-1}$, при температуре, °С								
	σ_B , МПа	δ , %	ψ , %	50	100	150	200	250	300	350	400	450
1	245	7.5	14.2	18.0	18.9	20.2	22.2	23.1	24.3	18.8	19.0	17.7
2	227	5.7	13.1	19.6	20.0	19.7	20.0	20.3	20.7	20.3	16.9	20.6
4	306	7.2	13.4	15.5	18.2	19.1	19.8	20.5	22.9	22.3	17.3	21.8
5	291	5.8	10.3	18.5	19.4	19.5	19.8	20.1	19.8	18.8	20.5	17.6

Механические свойства поковок из сплава Al – 18 % Si – 4 % Cu – 0,6 % Mg в зависимости от режима закалки (старение при 150 °С, 5 ч.)

Номер режима закалки	Режим закалки	Механические свойства		
		σ_B , МПа	δ , %	ψ , %
	Без термической обработки	306	7.2	13.4
1	480±5 °С, 2 ч. → 490±5 °С, 1 ч	450	4.0	5.8
2	480±5 °С, 2 ч. → 500±5 °С, 30 мин	460	3.8	8.3
3	480±5 °С, 2 ч. → 500±5 °С, 1 ч	425	1.0	0
4	490±5 °С, 1 ч	437	1.2	0
5	490±5 °С, 3 ч	437	1.0	0

ции. Температура отжига и время выдержки были подобраны экспериментально и составляли 450...470 °С и 1.5–3 часа. В процессековки проводили промежуточные отжи- ги при температуре 450±10 °С в течение 0.5–1 часа.

В микроструктуре деформированной заготовки наблю- даются раздробленные мелкие равномерно распределен- ные первичные выделения кремнистой фазы и эвтектика зернистого строения. Эвтектические частицы при горячей деформации коагулируют и приобретают округлую форму, т. е. успевает пройти процесс сфероидизации.

Механические свойства и коэффициент линейного расширения сплавов в деформированном состоянии после горячейковки приведены в табл. 3. Из данных табл. 3 видно, что временное сопротивление разрыву для спла- ва с 15...18 % кремния за счетковки резко поднимается и составляет 227...306 МПа. Кроме того, в результате пла- стической деформации сплавы приобретают высокую пластичность (относительное удлинение $\delta = 5.6...7.0$ %, относительное сужение $\psi = 10.3...14.2$ %).

Термическая обработка поковок. Термическая обра- ботка поковок включала закалку и старение. Упрочнение в этом случае достигается за счет фиксации максимально пересы- щенного легирующими элементами твердого раствора при закалке и последующего его распада при искусственном старении, обусловленного изменением растворимости ле- гирующих компонентов с понижением температуры. При- чем величина упрочнения зависит от количества и степени дисперсности продуктов распада (вторых фаз) твердого

раствора. Температура нагрева под закалку и время вы- держки зависят от природы сплавов, их фазового состава.

Анализ диаграммы состояния системы Al-Si-Cu-Mg, к которой относятся данные сплавы, показывает, что они имеют сложный фазовый состав. В равновесии с алюми- ниевым твердым раствором могут находиться семь фаз: Si, θ (CuAl₂), β (Al₃Mg₂), Mg₂Si, S (Al₂CuMg), T (Al₆CuMg), W (Cu₂Mg₈Si₆Al₅) [4]. Основными упрочнителями этих сплавов являются фазы CuAl₂, Mg₂Si, S (Al₂CuMg) и ча- стично W (Cu₂Mg₈Si₆Al₅).

Сложный фазовый состав сплавов обуславливает возможность протекания большого количества нонва- риантных реакций в широком диапазоне температур 444...577 °С [4] и, следовательно, возможно образование сложных легкоплавких эвтектик, температура плавления которых определяет режимы нагрева под закалку. Такая особенность сплавов обуславливает повышенную склон- ность к пережогу. Чтобы обеспечить полноту растворе- ния легирующих элементов и не допустить возможности пережога, рекомендуется применять ступенчатый нагрев под закалку. Необходимость проведения такого нагрева для данных сплавов подтверждается результатами экс- периментов по влиянию температуры нагрева под закалку и времени выдержки на механические свойства сплавов (режим старения – 150 °С, 5 ч), показанных на примере сплава состава № 1 (табл. 1) и приведенных в табл. 4.

Анализ данных табл. 4 показывает, что удовлетвори- тельное сочетание прочности и пластичности достигается после

Таблица 5

Физико-механические свойства поковок после закалки и старения

Сплав	Механические свойства			Коэффициент линейного расширения, $\alpha \cdot 10^{-6}$, град ⁻¹ , при температуре, °С								
	σ_B , МПа	δ , %	ψ , %	50	100	150	200	250	300	350	400	450
1	425	6.4	9.9	16.0	18.4	19.3	20.5	26.2	31.7	21.7	20.9	21.3
2	372	4.6	7.4	16.8	18.8	19.7	20.5	24.7	29.8	24.3	21.6	20.8
4	450	4.0	5.8	16.0	17.7	18.7	19.4	22.1	27.8	22.9	17.7	18.0
5	400	2.8	6.1	17.1	18.9	20.0	21.0	25.6	29.2	22.3	20.1	15.5
6	470	5.0	5.2	17.0	18.4	19.0	20.6	25.0	30.8	22.1	20.1	18.5
8	400	3.5	0	17.3	18.5	19.5	20.8	26.1	31.9	24.2	21.1	20.0

закалки по режимам 1 и 2, предусматривающим ступенчатый нагрев под закалку, а именно: нагрев и выдержка при температуре 480 ± 10 °С, подъем температуры до $(490 \dots 500) \pm 10$ °С с выдержкой при этих температурах в течение 0.5–1 ч и последующего старения. Временное сопротивление разрыву в этом случае составляет 450...460 МПа, относительное удлинение – 4 %, относительное сужение – 5.8–8.3 %. После закалки по режимам 4 и 5, не предусматривающим применения ступенчатого нагрева, в сплавах протекают процессы пережога, что обуславливает резкое снижение пластичности. Внешне пережог проявляется в образовании пузырей на поверхности поковок. Металлографически пережог характеризуется укрупнением частиц первичного кремния и других присутствующих в дисперсном виде фаз, коагуляцией и укрупнением эвтектики и ее оплавлением с образованием пористости, выявлением границ зерен.

Таким образом, за оптимальный для данных сплавов был принят следующий режим термической обработки: ступенчатый нагрев 480 ± 5 °С ($490 \dots 500$) ± 5 °С с выдержкой 2 и 1 ч соответственно на нижней и верхней ступенях, охлаждение в холодную воду и последующее искусственное старение при 150 °С, 5 часов. В табл. 5 приведены физико-механические свойства исследуемых деформированных сплавов после термической обработки по указанному режиму. Видно, что в результате закалки и старения значительно, до 370...470 МПа, повышается прочность всех исследуемых деформированных заэвтектических алюминий-кремниевых сплавов, показатели пластичности остаются на достаточно высоком уровне. Коэффициент линейного расширения исследуемых сплавов после термической обработки составляет $(17.4 \dots 18.6) \cdot 10^{-6}$ град⁻¹ в интервале 50...150 °С и $(20.9 \dots 21.9) \cdot 10^{-6}$ град⁻¹ в интервале 150...450 °С.

Металлографическое исследование деформированных сплавов после закалки и старения показало, что в

микроструктуре термообработанных поковок частицы кремния принимают более округлую форму. Упрочняющие фазы Mg₂Si и CuAl₂ растворяются в твердом растворе в процессе нагрева под закалку, о чем свидетельствует усиление травимости α -твердого раствора и ее неоднородный характер. В дальнейшем при нагреве до температур старения распад пересыщенного твердого раствора обеспечивает упрочнение исследуемых сплавов.

Вывод. Разработан режим упрочняющей термической обработки для нового поршневого деформируемого заэвтектического силумина, содержащего фосфор и водород, заключающийся в ступенчатой закалке с выдержкой при 480 °С 2 ч и 490...500 °С 1 ч в холодную воду и последующим старением при 150 °С 5 ч. После термической обработки сплава в ковном состоянии его механические свойства значительно превышают (σ_B более чем в 2 раза, δ – в 1.5–3 раза) свойства аналогичных литейных сплавов типа АК21М2,5Н2,5 (АЛ26), а значения коэффициента линейного расширения находятся на таком же уровне.

Список литературы

1. Водород и свойства сплавов алюминия с кремнием / В. К. Афанасьев, И. Н. Афанасьева, М. В. Попова. – Абакан: Хакасское кн. изд-во, 1998. – 192 с.
2. Афанасьев В. К. Разработка и промышленное опробование технологии производства поршней из заэвтектического силумина / В.К. Афанасьев, А.Н. Прудников // Вестник РАЕН. ЗСО. – Вып. 2. – Кемерово, 1999. – С. 44-45.
3. Афанасьев В. К. Разработка поршневого заэвтектического силумина и технологии изготовления поршней обработкой давлением / В.К. Афанасьев, А.Н. Прудников // Изв. вузов. Цветная металлургия. – 1999. – №6. – С. 53-56.
4. Мондольфо Л. Ф. Структура и свойства алюминиевых сплавов / Л. Ф. Мондольфо. – М.: Металлургия, 1979. – 639 с.

УДК 621.941.1

ВЫБОР ПОДАЧИ ПРИ ЧИСТОВОМ РАСТАЧИВАНИИ ОТВЕРСТИЙ С ПРЕРЫВИСТОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ С УЧЕТОМ ПРОЧНОСТИ РЕЖУЩЕГО КЛИНА

А.М. ФИРСОВ, доцент, канд. техн. наук, В.Н. БЕЛЯЕВ, канд. техн. наук, И.В. БОТКИН, канд. техн. наук БТИ АлтГТУ, г. Бийск

Проведен анализ процесса резания при растачивании отверстий с прерывистой поверхностью. Разработана методика выбора подачи, обеспечивающая прочность режущего клина.

The analysis of progress of cutting is carried out at boring apertures with a faltering surface. The technique of a choice of the giving, providing durability of a cutting wedge is developed

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: РАСТАЧИВАНИЕ, ПРЕРЫВИСТАЯ ПОВЕРХНОСТЬ, УДАРНЫЕ НАГРУЗКИ, ПРОЧНОСТЬ РЕЖУЩЕГО КЛИНА, ПОДАЧА.

В настоящее время выбор режимов резания при чистовом растачивании отверстий обычно производится на основе нормативов [1] или рассчитывается по методике [2]. При этом учитывается вылет инструмента (глубина отверстия), шероховатость обрабо-

танной поверхности, точность отверстия. Однако при обработке отверстий с прерывистой поверхностью этих ограничений недостаточно и при их обработке на выбранных режимах наблюдается выкрашивание режущих граней инструмента, снижение точности и

возникновение вибраций. Основной причиной этого является недостаточная жесткость элементов технологической системы. Поэтому режимы резания, выбранные по нормативам, корректируются в меньшую сторону непосредственно на рабочем месте, что значительно снижает производительность обработки. В условиях современного производства, основанного на станках с числовым программным управлением, режимы резания необходимо назначать на этапе проектирования операции с учетом всех условий без дополнительной корректировки.

При растачивании наименее жестким элементом технологической системы, как правило, является инструмент. Рассмотрим методику выбора режимов резания при растачивании отверстий с прерывистой поверхностью с обеспечением прочности режущего клина.

Во время обработки на режущий инструмент, как известно, действует система сил P_x, P_y, P_z , под действием которых он деформируется. Под действием силы P_y расточная оправка 3 (рис. 1) деформируется на величину $Y_{ин}$. Для расточной оправки, закрепленной консольно, величина деформации равна [3]:

$$Y_{ин} = P_y L^3 / (3EI), \quad (1)$$

где P_y – сила резания, Н; L – длина расточной оправки, м; E – модуль упругости материала оправки, Па; I – момент инерции поперечного сечения оправки (для круглого сечения $I \approx 0,05d^4$), м⁴.

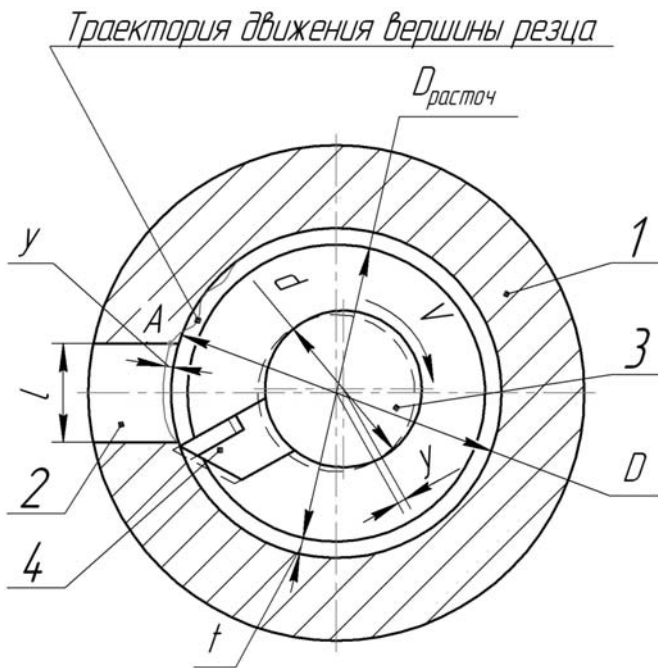


Рис. 1. Схема обработки отверстия с прерывистой поверхностью

При прохождении отверстия 2 (рис. 1), пересекающего растачиваемое отверстие, инструмент упруго восстанавливается («проваливается» в отверстие) на величину $Y_{ин}$, в результате чего в момент врезания в

край отверстия глубина резания t возрастет на эту величину, что приводит к увеличению сил. Также увеличение сил происходит из-за увеличения толщины срезаемого слоя в момент прохождения пересекающего отверстия, так как при прохождении отверстия инструмент не режет, но перемещается, и толщина срезаемого слоя в момент врезания будет равна

$$a = S / (\pi D \sin \varphi), \quad (2)$$

где S – подача на оборот, мм/об; l – длина пересекающего отверстия, мм; D – диаметр растачиваемого отверстия, мм; φ – главный угол в плане, град.

Таким образом, в момент врезания в край пересекающего отверстия на инструмент будут действовать силы, которые больше чем при резании сплошного материала. Учитывая, что в момент врезания в край отверстия на инструмент действует не статическая, а динамическая сила (удар), то воздействие на инструмент еще больше увеличивается. Силу, которая действует на режущий клин инструмента во время врезания, можно определить по методике, используемой в сопротивлении материалов для ударов [4]:

$$P_d = k_d P, \quad (3)$$

где P_d – обобщенное динамическое усилие, действующее на ударяемое тело, Н; k_d – динамический коэффициент; P – усилие, действующее на тело, в статике, Н.

$$k_d = 1 + \sqrt{V_0^2 / \delta g} = 1 + \sqrt{V_0^2 j / P g}, \quad (4)$$

где V_0 – скорость движения ударяющего тела, м/с; δ – линейное перемещение точки соударения при статическом действии силы P , м; g – ускорение свободного падения, м/с²; j – жесткость ударяемого тела, Н/м.

Рассмотрим условие обеспечения прочности режущего клина. Прочность режущего клина в основном зависит от механических свойств материала режущей части инструмента и силы, воздействующей на клин.

Так как при растачивании материалом режущей части инструмента является твердый сплав, то при прерывистом резании наблюдается хрупкое разрушение режущего клина в виде микро- и макроразрушений [3]. Микроразрушение происходит в пределах контакта инструмента с изделием и со стружкой, т. е. на расстоянии, равном ширине площадки пластического деформирования C . Макроразрушения возникают на расстоянии $(2...2.5)C$ от режущей кромки [3]. В нашем случае рассматривается чистовое точение, при котором возникают микроразрушения, следовательно, скол режущего клина произойдет на расстоянии C от режущей кромки и по направлению от точки 1 к точке 2, которое является наименьшим расстоянием от передней до задней грани инструмента (рис. 2).

Величина площадки пластического деформирования может быть определена по известной формуле [5]:

$$C = S \sin \varphi [K_a (1 - \operatorname{tg} \varphi) + \sec \gamma], \quad (5)$$

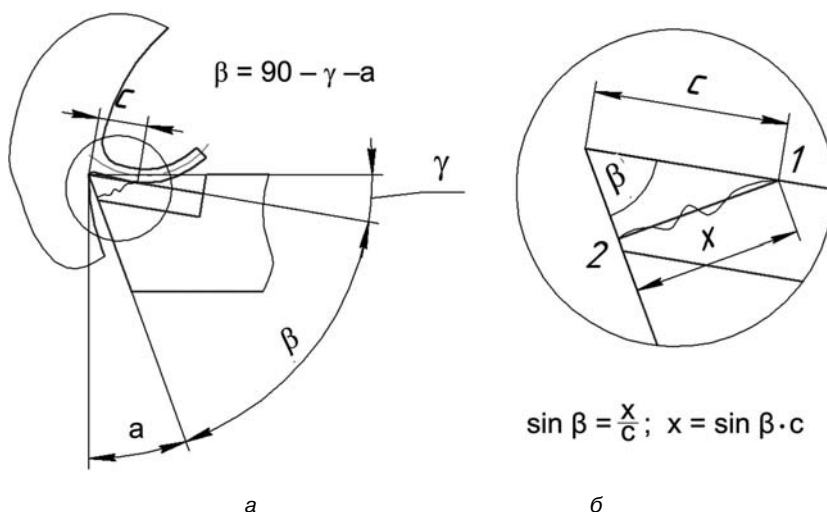


Рис. 2. Схема хрупкого разрушения режущего клина

где K_a – утолщение (усадка) стружки; γ – передний угол режущего клина, град.

Расстояние от точки 1 до точки 2:

$$X = C \sin \beta, \tag{6}$$

где β – угол заострения режущего клина ($\beta = \pi/2 - \gamma - \alpha$), град.

Длину скола вдоль режущей кромки можно принять равной ширине срезаемого слоя:

$$b = t / \sin \phi, \tag{7}$$

где t – глубина резания, мм.

Напряжения, возникающие в плоскости скола, будут равны:

$$\sigma = M/W \leq [\sigma_n], \tag{8}$$

где M – момент, действующий на режущий клин, Н/м; W – момент сопротивления поперечного сечения скола, м³. Для данного случая $W = Xb^2 / 6$; σ_n – предел прочности на изгиб материала режущей части инструмента, Па.

Момент, действующий на режущий клин, можно принять, при условии, что сила резания действует на режущей кромке, равным:

$$M = P_d C = k_d P C. \tag{9}$$

Для определения силы резания используем упрощенное уравнение [6]:

$$P = K_p \sigma_b f_n, \tag{10}$$

где K_p – коэффициент резания, при резании углеродистых конструкционных сталей $K_p \approx 2.5$; σ_b – предел прочности обрабатываемого материала, Па; f_n – площадь попереч-

ного сечения срезаемого слоя, м. В данном случае $f_n = ab = Slt / (\pi D (\sin \phi)^2)$.

После подстановки в уравнение (8) всех составляющих, выполнив ряд преобразований, получаем уравнение для определения величины подачи:

$$S \leq [\sigma_n] \pi D t \sin \beta / (6 K_d K_p \sigma_b I). \tag{11}$$

Полученное уравнение (с рядом допущений) позволяет определить подачу, при которой будет предотвращено выкрашивание режущего клина, и подача, определенная по этому уравнению, является дополнительным ограничением при выборе режимов резания для растачивания отверстий с прерывистой поверхностью.

Список литературы

1. *Общемашиностроительные* нормативы времени и режимов резания для нормирования работ, выполняемых на универсальных и многоцелевых станках с числовым управлением. – М.: Экономика, 1990. – 472 с.
2. *Справочник* технолога-машиностроителя. В 2 т. Т2/ под ред. А.Г.Косиловой и Р.К.Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
3. *Розенберг Ю.А.* Износ и стойкость режущих инструментов, обрабатываемость металлов резанием: учеб. пособие. – Курган: Изд-во Курганского гос. университета, 2005 – 101 с.
4. *Пособие к решению задач по сопротивлению материала:* учеб. пособие для техн. вузов/ И.Н. Миролубов, С.А. Енгальчев, Н.Д. Сергиевский. и др. – М.: Высш. шк., 1985. – 399 с.
5. *Бобров В.Ф.* Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
6. *Грановский Г.И., Грановский В.Г.* Резание металлов: учебник для машиностр. и приборостр. спец. вузов. – М.: Высш. шк., 1985. – 304 с.

УДК 621.923

* СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ

*А.М. ГУРЬЕВ, проф., д-р техн. наук, Б.Д. ЛЫГДЕНОВ, докторант, канд. техн. наук,
О.А. ВЛАСОВА, аспирант,
АлтГТУ, И.И. Ползунова, г. Барнаул*

Исследуются основные закономерности и механизмы борирования ферритоперлитных сталей.

The main laws and mechanisms of borating the hypoperlitic steels are investigated.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ТЕХНОЛОГИЯ, ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА, ИНСТРУМЕНТАЛЬНАЯ СТАЛЬ.

Химико-термическая обработка (ХТО) является одним из эффективных и широко применяемых в промышленности методов повышения надежности и долговечности ответственных деталей машин, инструмента и технологической оснастки. Различают следующие процессы ХТО: азотирование – насыщение азотом, цементация – насыщение углеродом, нитроцементация (цианирование) – насыщение азотом и углеродом одновременно, алитирование – насыщение алюминием, хромирование – насыщение хромом, борирование – насыщение бором, силицирование – насыщение кремнием, хромоалитирование и хромосилицирование – насыщение соответственно бором и алюминием, хромом и алюминием, хромом и кремнием и т.д.

Однако широкое промышленное применение получили лишь традиционные процессы насыщения: азотирование, цементация, нитроцементация, цианирование. Цинкование, алитирование, борирование, хромирование, силицирование применяют в меньшей мере. Наиболее эффективные антикоррозионные, эрозионно-стойкие, жаростойкие и другие многокомпонентные диффузионные покрытия еще не нашли сколько-нибудь широкого промышленного применения. В то же время именно новым и, как правило, многокомпонентным диффузионным слоям принадлежит будущее. С одной стороны, это обусловлено все возрастающим дефицитом специальных сталей и сплавов; с другой – тем, что традиционные процессы химико-термической обработки уже не обеспечивают тех требований к свойствам, которые предъявляются промышленностью к изделиям, работающим в особо трудных (экстремальных) условиях эксплуатации.

Не существует в настоящее время и четко сформулированной общей теории химико-термической обработки, позволяющей количественно интерпретировать результаты насыщения (фазовый состав, структуру и свойства слоя). Исходя из известных исходных технологических предпосылок (состава насыщающей среды и обрабатываемого сплава, давления в реакционном пространстве, температуры, времени процесса и т.д.) следует, что этот весьма перспективный метод поверхностного упрочнения нуждается в серьезных систематических исследованиях как теоретического, так и прикладного характера.

Диффузионное насыщение поверхности сталей и сплавов чаще всего проводят при высокотемпературной изотермической или изотермически-ступенчатой выдержке с полной перекристаллизацией стали в аустенитное состояние. Это приводит к перегреву – структура и механические свойства, кроме твердости и износостойкости, ухудшаются. Недостатками процессов традиционной ХТО являются также их высокая энергоемкость и продолжительность обработки.

Указанные недостатки можно устранить при диффузионном насыщении поверхности сплава в режиме циклического изменения температуры – термоциклирования (ТЦО). Известен целый ряд способов предварительной термоциклической обработки [1], но выбор режимов ТЦО до сих пор ведется эмпирическим путем. Недостатками этих способов является то, что повышение прочности не сопровождается необходимым высоким уровнем пластичности стали, а также то, что все известные способы достаточно трудоемки и длительны. Противоречивое понимание взаимного влияния различных параметров термоциклирования (температура в цикле, скорости нагрева и охлаждения, количество циклов, время выдержки и др.) создало предпосылки для применения широкого спектра способов ТЦО, отличающихся не только принципом воздействия, но, что самое главное, различающихся до 20–50 раз энергозатратами для получения нужного результата. Поэтому необходимо дальнейшее, более глубокое изучение известных и разработка новых оптимальных способов термоциклического упрочнения. Высокая износостойкость – это основное свойство, ради которого проводят борирование металлов и сплавов. Износостойкость борированной стали 45 в условиях сухого трения–скольжения выше в 4–6 раз износостойкости цементированных, 1,5–3 раза нитроцементированных, в 3–8 раз цианированных, в 2 раза хромосилицированных, в 4 раза закаленной низкоотпущенной стали 45 [2].

Нами исследованы и описаны основные закономерности и механизмы борирования ферритно-перлитных сталей. Показано, что циклический нагрев и охлаждение значительно ускоряют кинетику процес-

*Здесь и далее изложение доклада на 6-ой научно-практической конференции «Проблемы повышения эффективности металлообработки в промышленности на современном этапе», 28 марта 2008 г., г. Новосибирск

Влияние вида теплового воздействия при насыщении сталей бором на толщину диффузионного слоя

Марка стали	Глубина борированного слоя, мкм (по микротвердости)	
	Изотермическое борирование (ХТО)	Термоциклическое борирование (ХТЦО)
10	75	130
45	68	120
У8	65	100
У10А	60	100
5ХНМ литая	95	160
Х12М	50	60

са ХТО железоуглеродистых сплавов. Установлено, что термоциклирование при борировании приводит к увеличению толщины слоя до 80 % на углеродистых сталях, с увеличением степени легированности эффект снижается с 70 % (литая сталь 5ХНМ) до 20 % (сталь Х12М). С увеличением содержания углерода в стали снижается глубина борированного слоя как после изотермического высокотемпературного борирования, так и после термоциклического борирования (см. таблицу).

Установлено, что формирующиеся в ходе борирования новые границы зерен и субзерен выполняют тройную роль. Во-первых, они служат основным каналом насыщения атомами бора и углерода основных глубинных слоев. Во-вторых, на них локализована большая часть карбоборидов. В-третьих, на них расположена значительная часть атомов бора и углерода, еще не образовавшихся карбоборидов.

Процесс борирования реализуется независимо от режима однократного нагрева или термоциклирования семью механизмами: реакционной диффузией по межфазным границам; диффузией по новым границам зерен; диффузией по старым границам зерен; диффузией вместе с мигрирующими границами; диффузией по субграницам; диффузией по дис-

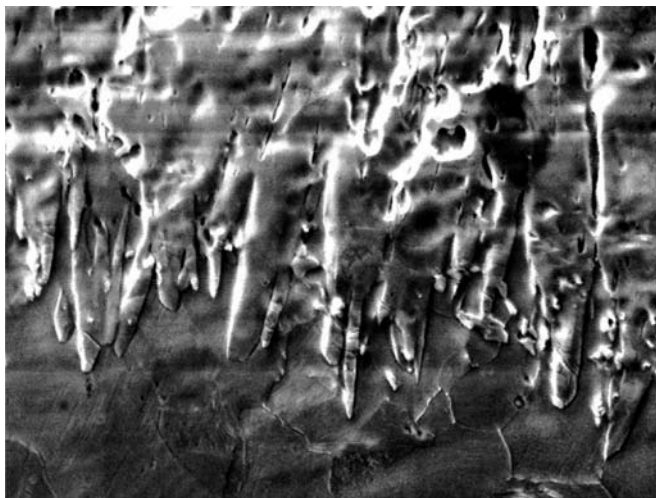


Рис. 2. Типичная структура (сталь 45) борированного слоя, полученная методом РЭМ, – столбчатые кристаллы борида FeB

локациям: диффузией в бездефектном объеме материала. В режиме термоциклирования эти механизмы действуют наиболее эффективно, но типы механизмов при смене режима обработки материала практически не меняются.

Установлено, что диффузия по границам зерен является главным механизмом борирования за исключением наружного слоя, где решающим фактором является реакционная диффузия.

Новый способ ХТЦО совмещен с закалкой в последнем цикле, последующий отпуск дает необходимую твердость как «сердцевины», так и поверхности детали, т.е. формирует окончательные свойства изделия.

Список литературы

1. Федюкин В.К., Смагоринский М.Е. Термоциклическая обработка металлов и деталей машин. – Л.: Машиностроение. Ленинград. отд., 1989. – 255 с.
2. Ворошнин Л.Г., Ляхович Л.С. Борирование стали. – М.: Металлургия, 1978. – 239 с.
3. Гурьев А.М., Лыгденов Б.Д. // Изв. вузов. Физика. – № 11. – 2000. – Т. 43. – С. 269 – 270.

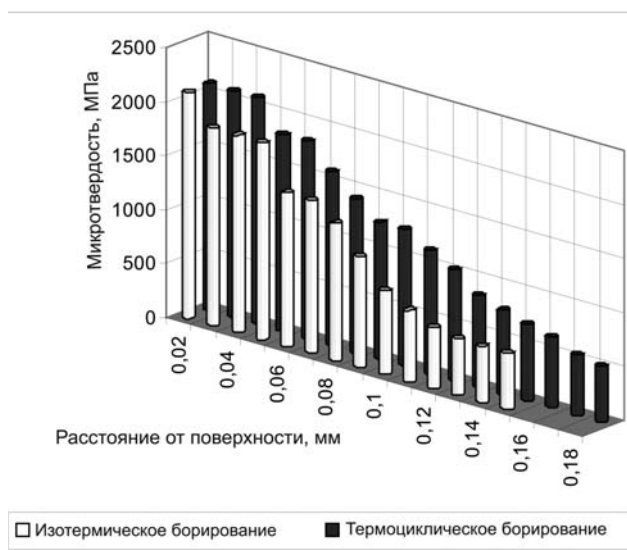


Рис. 1. Распределение микротвердости борированного слоя литой стали 5ХНМ

УДК 621.91.01.9.015

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ХАРАКТЕРИСТИЧЕСКИХ ЛИНИЙ И ХАРАКТЕРИСТИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ НОРМИРОВАНИИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Г.И. СМАГИН, доцент, канд. техн. наук, В.С. КАРМАНОВ, доцент, канд. техн. наук, НГТУ, г. Новосибирск

Предлагается новый метод характеристических линий и характеристических поверхностей для нормирования режимов резания труднообрабатываемых материалов.

A new method of characteristic lines and surfaces for rating cutting parameters of difficult-to cut- materials has been suggested.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: НОРМИРОВАНИЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ, СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТА, СВЕРЛЕНИЕ, МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ, СИСТЕМА АВТОМАТИЧЕСКОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ, ПЛАНИРОВАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА.

В традиционных методиках при нормировании режимов резания чаще всего за основу принимается стойкость инструмента. Обычно рассматривается зависимость стойкости от двух факторов – частота вращения n [об/мин]; подача на оборот S [мм/об]. При этом используются степенные зависимости стойкости инструмента от режимов обработки, хотя имеется достаточно много исследований различных авторов, в которых адекватность степенных моделей ставится под сомнение. В реальных экспериментах на поле пространства двух факторов поверхность отклика стойкости инструмента имеет выпуклый, холмообразный вид, тогда как степенные зависимости дают вогнутые поверхности отклика, и расчет оптимального режима резания в этом случае становится неопределенной задачей из-за отсутствия экстремума стойкостной функции. Кроме того, расположение линий равного уровня минутных подач $S_m = S_n$ [мм/мин] на поле факторного пространства в традиционном нормировании обычно эквидистантно линиям равного уровня стойкости, что также приводит к неопределенности при решении поставленной задачи.

Алгоритм формирования банка данных рекомендуемых режимов резания в традиционном нормировании на первом этапе осуществляется обработкой результатов стойкостных испытаний при определенных фиксированных условиях резания для обрабатываемого материала с коэффициентом обрабатываемости $K_{обр} = 1$. Значения таких режимов называются базовыми. При обработке результатов стойкостных экспериментов определяются параметры модели и показатели степеней для исследуемых факторов. Далее на втором этапе экспериментов по этой же методике для конкретных условий обработки определяются параметры стойкостных моделей, но для материалов с обрабатываемостью меньше единицы ($K_{обр} = 0.8; 0.6; 0.4; 0.2$). За коэффициент обрабатываемости в данной работе принимается $K_{обр} = S_m^*/S_m$, где S_m^* – минутная подача, соответствующая режиму глобального максимума стойкости исследуемого материала, S_m – минутная подача, соответствующая режиму глобального максимума стойкости материала с $K_{обр} = 1$.

По новому предлагаемому авторами работы принципу нормирования режимы резания назначаются не вдоль

стойкостных линий равного уровня на поле двухфакторного пространства, а вдоль определенных характеристических линий и поверхностей. При этом устраняется эффект неопределенности при назначении режима резания, характерный для традиционного нормирования. Это становится возможным при использовании стойкостной модели, более адекватной реальным экспериментам, что, в свою очередь, позволяет снизить ошибки нормирования и позволяет шире использовать экстраполяционные возможности [5] применяемых характеристических поверхностей. Кроме того, предлагаемая методика приводит к снижению общего количества трудоемких стойкостных экспериментов при определении параметров моделей и позволяет при нормировании режимов обработки получать реально значимый экономический эффект.

Предлагаемая методика рассматривается на примере операции сверления; с небольшими изменениями она может быть применена для других процессов обработки материалов при режимах безнаростового стружкообразования (точение, фрезерование).

В систему базовых моделей процесса резания включаются: стойкость инструмента L [мм] – общая длина просверленных отверстий до затупления сверла; осевая сила $P_{ос}$ [Н]; крутящий момент $M_{кр}$ [НЧмм]; температура резания t [°C]. Так же как и в традиционных методиках нормирования, основная роль отводится стойкости инструмента, и от выбора модели стойкости во многом зависит качество и точность нормирования режимов резания. Как показано в [1, 6], для остальных показателей адекватными оказываются полиномиальные модели второго порядка, двух- или трехфакторные (в качестве третьего фактора чаще всего выбирается диаметр сверла d [мм]).

При нахождении оптимальных режимов резания используется критерий минимума затрат

$$Q(n, S) = \frac{C}{L(n, S)} + \frac{D}{S_n} + E, \quad (1)$$

где C, D, E – некоторые экономические параметры.

В работе [6] предложен класс моделей стойкости (для которых множество, образованное замкнутыми линиями равного уровня функции отклика в двухфакторном пространстве, является выпуклым) и показано, что оптимальные режимы по критерию (1) лежат на кривой, определяемой характеристическим уравнением

$$\frac{\partial L}{\partial n} n = \frac{\partial L}{\partial S} S. \quad (2)$$

При этом используются, например, полиномиальные модели второго порядка

$$L(n, S) = a_{11}n^2 + a_{12}nS + a_{22}S^2 + a_1n + a_2S + a_0. \quad (3)$$

или

$$\ln L = a_{11}n^2 + a_{12}nS + a_{22}S^2 + a_1n + a_2S + a_0. \quad (4)$$

При обработке данных большого количества реальных экспериментов было установлено, что наиболее адекватной реальным данным является модель (4). Эта модель была выбрана в качестве базовой и после приведения к канонической форме имеет вид

$$L = A \cdot \exp \left\{ - \left(\frac{n - a_n}{b_n} \right)^2 - \left(\frac{S - a_s}{b_s} \right)^2 \right\}, \quad (5)$$

при этом параметры модели имеют простой геометрический смысл: A – характеризует максимальное значение стойкости; a_s, a_n – характеризуют координаты этого максимума стойкости; b_n, b_s – характеризуют полуоси эллипса стойкости на заданном ее уровне (A/e) в координатах n, S .

Характеристическая линия, определяемая уравнением (2) через уравнение (5), и уравнение минутной подачи $S_m = S_n$, была названа IIS_m , на ней расположены режимы максимальных стойкостей для текущих значеный минутных подач на поле двухфакторного пространства IIS_m .

Для модели (5) характеристическая линия IIS_m имеет вид

$$IIS_m: S(n) = \frac{a_s}{2} + \frac{1}{2b_n} \sqrt{b_n^2 a_s^2 - 4a_n b_s^2 n + 4b_s^2 n^2}, \quad (6)$$

По предлагаемой новой методике нормирования базовых режимов для широкого спектра труднообрабатываемых материалов предложено использовать две характеристические линии и две характеристические поверхности, базируясь при этом для конкретного инструмента на новой стойкостной одноэкстремальной модели (5), графически имеющей вид, представленный на рис. 1, где также показана и характеристическая линия IIS_m .

Для различных же диаметров сверл строятся регрессионные модели зависимостей параметров моделей (5) от диаметра. В результате эксперимента было установ-

лено, что эти зависимости можно аппроксимировать логарифмически линейными моделями

$$A = \alpha_A d^{\beta_A}, a_n = \alpha_{an} d^{\beta_{an}}, a_s = \alpha_{as} d^{\beta_{as}}, b_n = \alpha_{bn} d^{\beta_{bn}}, \\ b_s = \alpha_{bs} d^{\beta_{bs}}, \quad (7)$$

и, таким образом, перейти к трехфакторной модели

$$L(n, S, d) = \alpha_A d^{\beta_A} \exp \left(- \left(\frac{n - \alpha_{an} d^{\beta_{an}}}{\alpha_{bn} d^{\beta_{bn}}} \right)^2 - \left(\frac{S - \alpha_{as} d^{\beta_{as}}}{\alpha_{bs} d^{\beta_{bs}}} \right)^2 \right), \quad (8)$$

где $\alpha_A, \alpha_{an}, \alpha_{as}, \alpha_{bn}, \alpha_{bn}, \beta_A, \beta_{an}, \beta_{as}, \beta_{bn}, \beta_{bs}$ – параметры трехфакторной модели.

Второй характеристической кривой является линия глобальных максимумов стойкости для различных диаметров сверл для материалов фиксированного коэффициента обрабатываемости на поле двухфакторного пространства, которую будем обозначать $L1$, и ее уравнение имеет вид

$$L1: (S) n = \alpha_{as} \left(\frac{n}{\alpha_{an}} \right)^{\frac{\beta_{as}}{\beta_{an}}}. \quad (9)$$

При нормировании режимов резания для материалов различной обрабатываемости необходимо строить регрессионные зависимости параметров трехфакторной модели (8) от $k = K_{обп}$. Опыты показывают, что показатели степени β_i изменяются незначительно, а для параметров α_i достаточно применения линейной регрессии $\alpha_i = k \alpha_p$, где α_i – скорректированный по результатам эксперимента коэффициент. При учете в стойкостной модели нового фактора k можно перейти от характеристических линий IIS_m и $L1$ к характеристическим поверхностям $IIS_m - IIS_m$ и $L1 - L1$, образованным множеством линий IIS_m или $L1$.

Уравнение характеристической поверхности $IIS_m - IIS_m$ имеет вид

$$IIS_m - IIS_m: S(n, d) = \frac{a_{sd} b_{nd} + \sqrt{(a_{sd} b_{nd})^2 - 4b_{sd}^2 a_{nd} n + 4b_{sd}^2 n^2}}{2b_{nd}}, \quad (10)$$

где $a_{sd} = \alpha_{as} d^{\beta_{as}}$; $a_{nd} = \alpha_{an} d^{\beta_{an}}$; $b_{nd} = \alpha_{bn} d^{\beta_{bn}}$; $b_{sd} = \alpha_{bs} d^{\beta_{bs}}$, а уравнение поверхности $L1 - L1$ в параметрическом виде

$$L1 - L1: \begin{cases} n = k \cdot \tilde{\alpha}_{an} d^{\beta_{an}}, \\ S = k \cdot \tilde{\alpha}_{as} d^{\beta_{as}}. \end{cases} \quad (11)$$

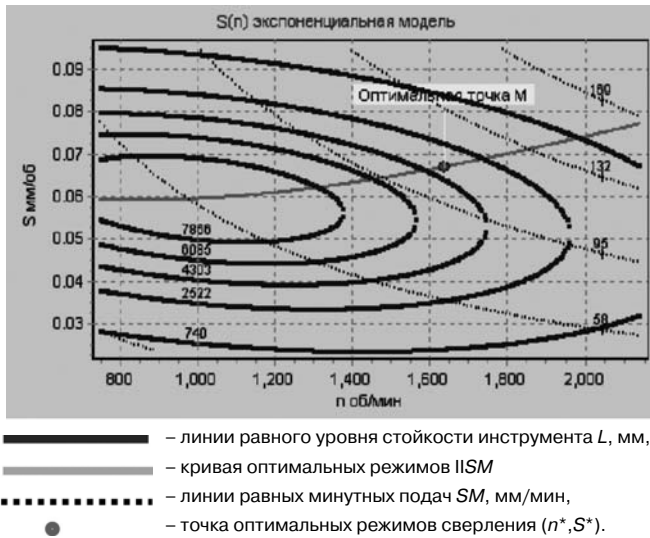


Рис. 1. Картина стойкости экспоненциальной модели и минутных подач

О методике применения в нормировании режимов резания характеристических линий IIS_M (рис. 1, 2) и $L1$ (рис. 2, 3), а также характеристической поверхности $IIS_M - IIS_M$ говорится в [1–3]. В данной же работе предлагается вниманию алгоритм нормирования для материалов различной обрабатываемости и сверл разных диаметров.

Эта модель (11) (поверхность отклика координат максимальных стойкостей инструментов для материалов различной обрабатываемости и сверл различного диаметра) является новой характеристикой обрабатываемости материалов, но более информативной.

Применение двух характеристических поверхностей позволяет завершить математическое описание «базы» нормирования режимов резания для широкого спектра материалов по их обрабатываемости и различных диаметров сверл. Изменение же условий обработки можно по-прежнему (как и в традиционном нормировании) учитывать с помощью существующих поправочных коэффициентов, хотя на сегодняшний день корректность их определения вызывает вопросы. Это связано с тем, что они определяются формально по условию сравнительных значений стойкостей при одинаковых режимах обработки, в то время как необходимо делать это сравнение на режимах, соответствующих глобальным максимальным стойкостям, различных при обработке разных обрабатываемых материалов.

Базовые модели используются как для нормирования режимов обработки, так и для оптимизации режимов резания при обработке на различных станках. Другой важной функцией базовой модели является применение ее как условного эталона характеристик инструмента для сравнения их при исследованиях возможных улучшений различных параметров инструментов, при сравнительных исследованиях эффективности применения, при обработке с использованием различных СОТС или применения при обработке систем управления со стабилизацией $M_{кп}$, $P_{ос}$ или $t^{\circ}C$ на инструменте и других способах обработки.

Для ускоренных стойкостных испытаний инструментов при обработке материалов с различной обрабатываемостью проводятся эксперименты вдоль двух выбранных линий S_M и IIS_M по специальным двухуровневым планам (рис. 4), что позволяет рассчитывать параметры моделей (5), (6) и сократить количество трудоемких стойкостных испытаний.

По этим планам стойкостных экспериментов на первом уровне испытаний определяются координаты режимов максимальных стойкостей для выбранных двух значений минутных подач, а после того как через эти координаты режимов обработки проводится линия IIS_M , на координатах которой ставятся (второй уровень опытов) дополнительные эксперименты, чтобы определить параметры уравнения IIS_M . Все экспериментальные значения стойкостей первого и второго уровней используются для расчета параметров стойкостной модели (5), и параметров кривой IIS_M (6), а при использовании результатов нескольких планов экспериментов для различных диаметров сверл – расчета параметров стойкостной модели (8)–(11).

Итак, поверхности $IIS_M - IIS_M$ для материалов разной обрабатываемости используются для расчета табличных режимов резания или непосредственных расчетов режимов резания для однозначного материала и однозначно используемого инструмента (например, режимы для специального станка). При этом в табличных режимах даются координаты режимов обработки от режимов максимума стойкости до режимов максимума производительности, но малой стойкости (режимы вдоль характеристических линий IIS_M [2–4]), чего нет в традиционном нормировании – обычно дается рекомендация для одного режима. Использование этой характеристической поверхности позволяет применять экстраполяционные процедуры [5] для расчета режимов обработки сверлами большого диаметра (диаметром от 10 до 60 мм), для которых проведение стойкостных экспериментов проблематично, что также неосуществимо при традиционном нормировании.

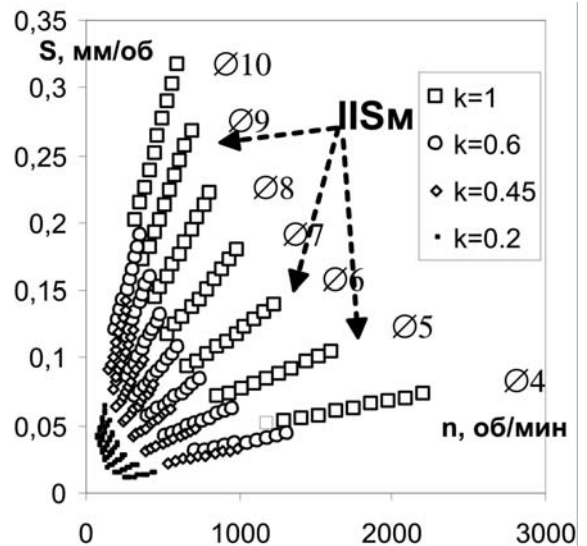


Рис. 2. Характеристические поверхности $IIS_M - IIS_M$ режимов обработки для труднообрабатываемых материалов III...IV группы: $K_{оп} = 1; 0.6; 0.45; 0.2$, сверла $d = 4..10$ мм, СОТС – НГЛ 205, глубина сверления $2d$, вылет сверла $10d$.

Вторая характеристическая поверхность $L1 - L1$ удобна в использовании коррекции режимов резания как раз при экстраполяционных процедурах, где необходимо страховать от возможных расчетных ошибок при определении режимов резания. Для этого используются следующие физические закономерности, установленные при изнашивании инструмента: для любого диаметра сверла пересечение линий IIS_M с соответствующей

ей линией $L1$ характеризуется температурой ≈ 300 °C [1, 5], и определенным удельным давлением на задней поверхности инструмента, что и позволяет проводить коррекцию параметров моделей характеристических поверхностей.

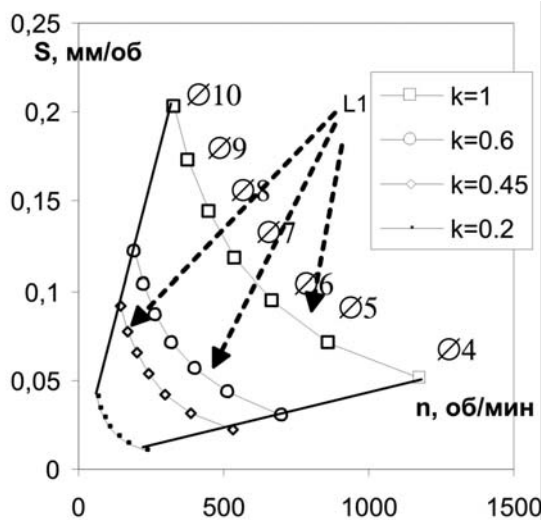


Рис. 3. Характеристическая поверхность $L1-L1$:

$L1$ – характеристическая линия максимальных значений стойкостей для текущих диаметров сверл

Предложенный алгоритм формирования базовых характеристик и базового банка данных режимов нормирования на основе стойкостных экспериментов предоставляет возможности оптимизационных расчетов режимов обработки. Кроме того, этот алгоритм можно применять для сравнительных исследований различных вариантов конструктивных исполнений инструментов, формирования структур материалов инструментов при создании новых марок инструментальных сталей, новых технологий закалки, применения различных упрочняющих покрытий.

По предлагаемым моделям и алгоритму разработана система автоматизированного проектирования режимов резания (САПР РР), при этом удалось в несколько раз сократить количество трудоемких стойкостных экспериментов при разработке нормативов режимов резания и повысить наглядность и понимание всех составных частей методики и алгоритма в целом.

По сравнению с традиционной методикой нормирования при использовании экстраполяционных методов в данной работе число стойкостных опытов на порядок уменьшается, а информативность и точность определения режимов повышается.

Выводы

1. Предложенный и практически реализованный принцип нормирования режимов резания на основе характеристических линий и характеристических поверхностей и разработанные на этой основе методики нормирования режимов резания позволяют:

- повысить точность определения режимов резания;
- обоснованно конструировать специальные станки с системами автоматического управления крутящим моментом, осевой силой и другими параметрами (например, двухканальные САУ, для которых характеристическая линия является критерием назначения начального режима обработки и управления режимами вдоль нее);

- разработать САПР РР труднообрабатываемых материалов, позволяющих рассчитывать режимы резания как для отдельных специальных станков, так и представлять режимы резания в табличном виде.

2. Предложенный принцип и методика нормирования режимов резания вдоль характеристических линий имеют следующие преимущества: в предлагаемой методике оптимальные режимы и режимы общего нормирования расположены на одной линии, отсюда графическая наглядность метода; при оптимизационных расчетах режимов понижается размерность задачи; все разработанные математические модели входят в предложенный САПР расчета режимов обработки, САПР имеет графическое приложение.

3. Применение методов экстраполяции для характеристических поверхностей при нормировании на порядок снижает количество трудоемких стойкостных экспериментов.

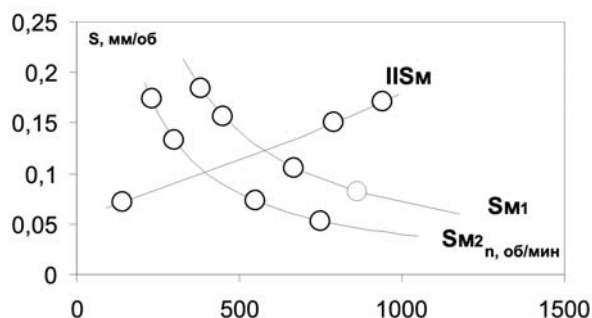


Рис. 4. Специальный двухуровневый план экспериментов для методики нормирования режимов резания по характеристическим линиям и характеристическим поверхностям

Список литературы

1. Смагин Г.И. Оптимизация режимов сверления по критерию минимума затрат: монография. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2000. – 68 с.
2. Смагин Г.И. Нормирование режимов обработки с помощью новых стойкостных моделей и критериев (на примере сверления) // Обработка металлов. – 2001. – 2(13). – С. 28 – 33.
3. Смагин Г.И. Нормирование оптимальных режимов резания труднообрабатываемых материалов // Обработка металлов. – 2003. №3(20). – С. 15 – 17.
4. Смагин Г.И. Методика нормирования оптимальных режимов резания труднообрабатываемых материалов по стойкости и производительности // Обработка металлов. – 2004. – № 4(25). – С. 34 – 36.
5. Смагин Г.И., Карманов В.С. Коррекция экстраполяционной области характеристической стойкостной модели при нормировании режимов резания труднообрабатываемых материалов (на примере сверления) // Обработка металлов. – 2006. – № 2(31). – С. 34 – 35.
6. Карманов В.С. Исследование математических моделей стойкости режущего инструмента // Научный вестник НГТУ. – № 2(23). – 2006. С. – 55–64.
7. Смагин Г.И., Карманов В.С. Характеристики и критерии стойкости инструмента при черновой и чистовой обработке точением // Обработка металлов. – 2005. – № 4 (29). – С. 24 – 25.

УДК 621.923

* ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДА КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В ШЛИФОВАЛЬНОМ ЗЕРНЕ

**В.С. ЛЮКШИН, канд. техн. наук,
КузГТУ, г. Кемерово**

Решена задача по уточнению характера распределения напряжений в шлифовальном зерне в зависимости от его формы и характера приложения нагрузки методом конечных элементов.

The problem on adjusting the stress pattern in an abrasive grain depending on its form and load application mode by means of finite element method has been solved.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ШЛИФОВАЛЬНЫЕ ЗЕРНА, МОДЕЛИРОВАНИЕ, МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ.

Шлифовальная лента представляет собой инструмент, состоящий из шлифовальных зерен, связующего вещества и основы. Соответственно работоспособность шлифовальных лент будет зависеть от эксплуатационных свойств ее компонентов.

Шлифовальная лента состоит из множества зерен, расположенных на основе и соединенных между собой связующим веществом. Поэтому свойства шлифовального инструмента в значительной мере будут определяться поведением шлифовальных зерен в процессе резания.

Одной из важных характеристик, определяющих свойства шлифовального зерна, является его прочность. Однако в настоящее время механизм хрупкого разрушения зерен изучен недостаточно. Существующие теории Кулона, Кулона – Навье, Мора, Орована и других [1, 2] могут быть использованы для оценки прочности шлифовальных зерен с большими допущениями, так как они основаны на эмпирических данных и не раскрывают внутренний механизм разрушения хрупких объектов. Данные теории позволяют достаточно достоверно описать лишь какую-то часть всего многообразия процессов разрушения хрупких тел и мало пригодны для оценки группы других результатов.

В настоящей работе была поставлена задача – уточнить характер распределения напряжений в шлифовальном зерне в зависимости от его формы и характера приложения нагрузки, который впервые был изучен в [3] на основе использования поляризационно-оптического метода исследования напряжений.

Для этого была использована программа «MSC/NASTRAN» [6]. Эта программа обеспечивает полный набор расчетов, включая расчет напряженно-деформированного состояния, собственных частот и форм колебаний, анализ устойчивости, решение задач теплопередачи, исследование установившихся и неустановившихся процессов, акустических явлений, нелинейных статических процессов, нелинейных динамических переходных процессов, расчет критических частот и вибраций роторных машин, анализ частотных характеристик при воздействии случайных нагрузок, спектральный анализ и исследование аэроупругости. Предусмотрена возмож-

ность моделирования практически всех типов материалов, включая композитные и гиперупругие.

Для выявления характера распределения напряжений в шлифовальном зерне использовались модели шлифовальных зерен в форме сферы, куба и пластины. Выбор таких форм обусловлен тем, что шлифовальные зерна в большинстве случаев, как упоминалось ранее, делят на три группы: изометрическую, промежуточную и пластинчатую [1]. Соответственно модель в форме сферы отображала шлифовальное зерно изометрической формы, в форме куба – промежуточной, а в форме пластины – пластинчатой конфигурации. Глубина заделки моделей в связку принималась равной половине их длины или диаметра в зависимости от формы исследуемых зерен.

Характер приложения нагрузки зависит от конкретного расположения шлифовальных зерен в инструменте. Поэтому было рассмотрено 11 схем нагружения моделей.

В таблице показана часть схем нагружения моделей и полученные в результате обработки в программе «MSC/NASTRAN» картины нормальных напряжений, возникающие в них.

Из таблицы видно, что форма шлифовальных зерен и характер приложения нагрузки ощутимо влияют на величину возникающих нормальных напряжений и, как следствие, на прочность всего зерна. Зерна, которые воспринимают нагрузку заостренными участками (схема №1), имеют максимальные напряжения вблизи своих вершин, что, вероятно, приведет к откалыванию частиц небольшой формы и соответственно к самозатачиванию.

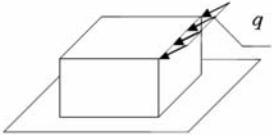
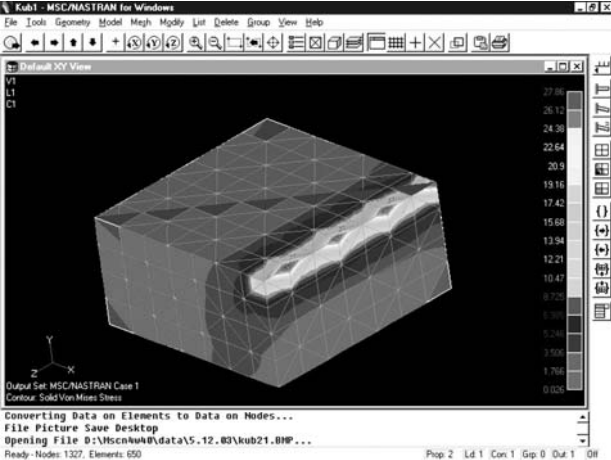
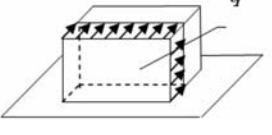
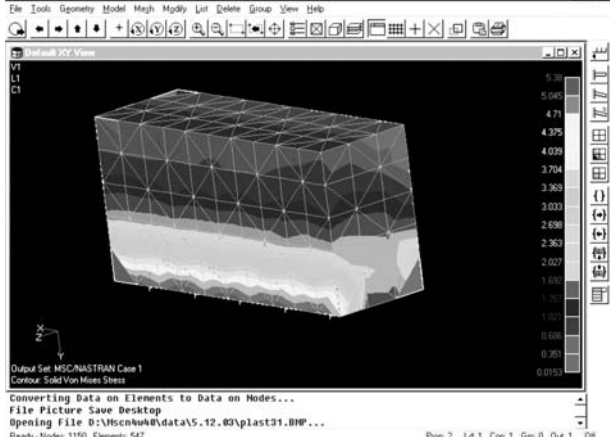
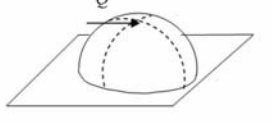
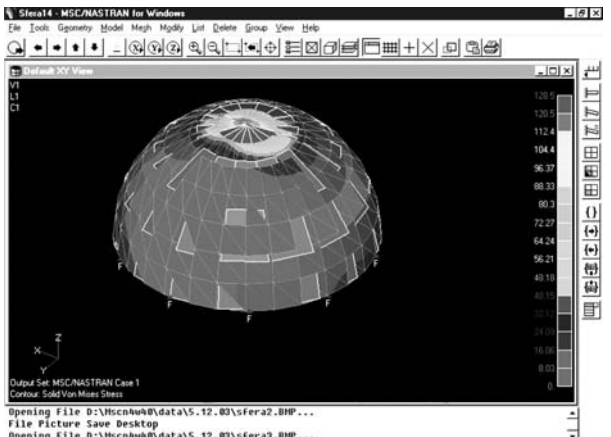
Зерна, которые воспринимают нагрузку плоскими участками (схема №2), имеют максимальные напряжения вблизи места заделки зерен в связку, что способствует выламыванию их из связки.

Особенностью нагружения сферической модели является точечный характер приложения нагрузки (схема №3), что может привести как к вырыву зерна из связки при достаточно большом усилии, так и к разрушению самого зерна.

Данные выводы подтверждаются авторами других работ [4, 5].

Таким образом, результаты моделирования достаточно убедительно показывают, что форма шлифовальных

Схемы нагружения моделей зерен и нормальные напряжения, возникающие в них

Номер схемы	Схемы нагружения моделей зерен	Картинки напряжений, возникающие в моделях зерен
1		
2		
3		

зерен и их ориентация на основе ощутимо влияют на уровень возникающих в них при работе напряжений, а значит, и на их прочность.

Список литературы

1. *Разрушение*. Разрушение неметаллов и композитных материалов. Ч. 1. Неорганические материалы / пер. с англ. яз.; под ред. Р. Любвиц – М.: Мир, 1976. – 633 с.
2. *Коротков А.Н.* Эксплуатационные свойства абразивных материалов: монография. – Красноярск: Изд-во Краснояр. ун-та, 1992. – 122 с.

3. *Нетребко В.П., Коротков А.Н.* Прочность шлифовальных кругов. – М.: Агентство Российской печати, 1992. – 104 с.
4. *Мишнаевский Л.Л.* Износ шлифовальных кругов. – Киев: Наукова думка, 1982. – 282 с.
5. *Коротков А.Н., Дубов Г.М.* Влияние технологии изготовления шлифовальных зерен на их эксплуатационные показатели // Труды XIV научной конференции, посвященной 300-летию инженерного образования России. – Юрга: Изд-во ТПУ, 2001. – 2007 с.
6. <http://www.mscsoftware.ru>

УДК 621.923.1

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВЫХАЖИВАНИЯ НА МИКРОРЕЛЬЕФ ПОВЕРХНОСТИ РЕЖУЩИХ ПЛАСТИН Р9М4К8 ПРИ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ ИЗ КУБИЧЕСКОГО НИТРИДА БОРА

Я.И. СОЛЕР, доцент, канд. техн. наук.
А.В. ПРОКОПЬЕВА, соискатель, ИрГТУ, г. Иркутск

С использованием параметрических методов статистики установлено оптимальное количество выхаживающих проходов и поправочные коэффициенты к базовым моделям.

The optimum of a quantity of passes sparking-out was obtained with using the pa-rametric technique. The fudge multipliers adding to bases models were determined.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ШЛИФОВАНИЕ, ШЕРОХОВАТОСТЬ, СТАТИСТИКА, ВЫХАЖИВАНИЕ.

Введение. При шлифовании традиционными абразивами целесообразность введения в рабочий цикл заключительного этапа без врезания на глубину, называемого выхаживанием, обусловлена снижением параметра Ra, возрастанием микротвердости поверхности и ростом сжимающих остаточных напряжений по модулю [1,2]. При использовании суперабразивов, к которым, в частности, относится кубический нитрид бора, повышение степени наклепа и сжимающих остаточных напряжений можно обеспечить без выхаживания. Для этого достаточно задать рациональные технологические параметры [3,4]. Относительно микрорельефа поверхности часто полагают, что от выхаживания можно отказаться в связи с высокими режущими свойствами зерен круга. Так ли это на самом деле, предстоит установить в данном исследовании с привлечением статистических методов, повышающих надежность принимаемых решений. Эффективность выхаживания оцениваем с помощью поправочного коэффициента, который вводится в базовые модели I многомерного дисперсионного анализа (МДА) с постоянными факторами, поиск которых выполнен без выхаживания [5,6].

Методика исследования. Опыты вели при следующих неизменных условиях: плоскошлифовальный станок модели ЗГ71М, круги 1А1 200×20×76×5 СBN30 100/80 СТ1 К27 100 (производитель ОАО «НПК «Абразивы и Шлифование», г. Санкт-Петербург); режим работы: скорость круга $v_k = 28$ м/с, продольная подача $s_{np} = 6$ м/мин, $t = 0,005$ мм, поперечная подача $s_n = 4$ мм/дв.ход, операционный припуск $z = 0,1$ мм; СОЖ 5 %-ная эмульсия Аквол-6 (ТУ 0258-024-00148843-98), подаваемая в количестве 7–10 л/мин. Быстрорежущие пластины (БП) из стали Р9К4М8 (65–67 HRC) имели размеры $D \times L = 35 \times 30$ мм. Шлифование вели по торцу круглой заготовки с повторением наблюдений $n = 30$. Статистические оценки проведены с привлечением программы Statistika 6.0 в два последовательно выполняемых этапа: одномерного дисперсионного анализа (ОДА) для выявления наличия различия между средними значениями наблюдений на выбранном уровне значимости $\alpha = 0,05$; множественного сравнения средних

для поиска конкретных значимых разностей по оценкам статистик ($j = \overline{1;6}$): 1 – наименьший существенной разности (НСР), 2 – Шеффе, 3 – Ньюмени–Кеулса, 4 – Тьюки, 5 – Дункана, 6 – Бонферрони. Параллельные оценки средних по нескольким критериям проведены для повышения надежности принимаемых статистических гипотез. Без программы такой подход к анализу средних сложно реализовать в связи с большой трудностью расчетов.

Состояние микрорельефа поверхности БП характеризовали параметрами (ГОСТ 25132–82): Ra, Rz, Rmax и t_p , $p = \overline{10;50}$. Кривая относительной опорной длины профиля, обработанная по стандарту ISO 13565, позволяет определить дополнительные характеристики неровностей [2]: при $p = \overline{0;15}$ % – Rpk, при $p = \overline{15;77}$ % – Rk, при $p = \overline{77;100}$ % – Rpk. Следует иметь в виду следующее: Rpk – высоты выступов, активно изнашивающихся в период приработки пары трения в начале эксплуатации; Rk – основа профиля, определяющая несущую способность поверхности; Rpk – глубина впадин профиля, влияющая на процессы усталостного разрушения. Шероховатости поверхности изучали в двух взаимно ортогональных направлениях ($d = \overline{1;2}$), параллельных векторам подач: $d = \overline{1 - s_n}$ ($Ra_{1i}, t_{40(1i)}$ и т.д.); $d = \overline{2 - s_{np}}$ ($Ra_{2i}, t_{40(2i)}$ и т.д.), где $i = \overline{1;4}$ – код количества выхаживающих проходов w : $i = 1$ – без выхаживания ($w = 0$); $i = 2$ при $w = 2$; $i = 4$ при $w = 6$. Оценку роли выхаживания в формировании микрорельефа поверхности вели по средним: опытным – $\bar{Ra}_{1i}, \bar{Ra}_{2i}$ и т.д.; ожидаемым – $\bar{Ra}_i, \bar{Ra}_{2i}$ и т.д. Статистические методы исследования шероховатости предполагают использование понятий, принятых в дисперсионном анализе (ДА): $y_{ij}, v = \overline{1;30}$ – v-й отклик при шлифовании с i-м числом выхаживаний; средние этих откликов – $\bar{y}_i = y_i$ по наблюдениям; \hat{y}_{ij} , прогнозируемая j-й статистикой и \hat{y}_i – ожидаемая по оценкам всех статистик $j = \overline{1;6}$. Как известно, в ДА осреднение по индексу принято обозначать «*». Это позволяет указать, по каким индексам проведено осреднение отклика. Сказанное учитывалось при рассмотрении конкретных параметров шероховатости. Так, $\bar{R}_{\max(1*)}$ является общей прогнозируемой средней наибольшей поперечной неровностью поверхности.

Сводный внутригрупповой статистический анализ

Число проходов $w (i)$	\bar{Ra}_{1i} , мкм	Доверительный интервал, мкм	Стандарты, мкм		Ra_{1iv}	
			отклонений	ошибки	min	max
0 (1)	0.23533 (0.25*)	0.190090; 0.280577; (0.20*; 0.32*)	0.121165	0.022122	0.12 (0.125*)	0.50 (0.50*)
2 (2)	0.160333 (0.20*)	0.143138; 0.177529; (0.16*; 0.20*)	0.046050	0.008407	0.09 (0.10*)	0.27 (0.32*)
4 (3)	0.144000 (0.16*)	0.128570; 0.159430; (0.16*)	0.041323	0.007545	0.07 (0.08*)	0.25 (0.25*)
6 (4)	0.149667 (0.16*)	0.135305; 0.164028; (0.16*; 0.20*)	0.038460	0.007022	0.09 (0.10*)	0.24 (0.25*)

Примечание: * – категориальные значения шероховатостей по ГОСТ 25142–82

Результаты исследования и их обсуждение. Как требует ДА, перед началом его проведения для наблюдений была подтверждена гомогенность дисперсий на 5%-м уровне с использованием статистик Хартли, Кохрена и Бартлетта. Затем с помощью ОДА было выявлено, что выхаживание оказалось несущественным для вариации средних откликов четырех параметров: \bar{Ra}_1 , \bar{Rz}_1 , $\bar{t}_{30(2)}$ и $\bar{t}_{50(2)}$. Теоретически их можно исключить из второго этапа оценки средних. Однако на практике обнаружены случаи, когда рассеяние опытных данных, особенно для t_p , приводило к такому возрастанию дисперсии ошибки, когда фактическое F -отношение становилось меньше критической статистики. В то же время при большом количестве наблюдений (как у нас, $n = 30$) множественный анализ средних выявлял среди них значимые различия, хотя при расчете этих статистик также участвуют дисперсии ошибок. Наличие программы позволило без большого труда выполнить окончательный этап исследования средних для всех параметров микрорельефа поверхности БП. Как и предполагали, результаты ОДА были подтверждены частично, только для относительных опорных длин неровностей $\bar{t}_{30(2)}$ и $\bar{t}_{50(2)}$.

В качестве примера рассмотрим статистический анализ влияния выхаживания на вариацию средних \bar{Ra}_1 , $i = \bar{1}; 4$, для проведения которого в табл. 1 сведены все необходимые исходные данные.

Даже беглый обзор приведенных результатов свидетельствует о целесообразности выхаживания поверхности по окончании цикла операции. Так, при шлифовании

без выхаживания размах наблюдений Ra_{11v} , $v = \bar{1}; 30$ составил $R = 0,38$ мкм, т.е. в пределах 7 категориальных величин. Отклонения шероховатостей в меньшую сторону от средней: $Ra_{11v} < \bar{Ra}_{11} = 0,235333$ мкм – можно отбросить, так как они не вызывают брак деталей. Тогда за начало отсчета можно принять точечную оценку этой средней. Но и в этом случае десять заготовок из операционной партии могут оказаться в числе бракованных, исключающих доработку (рис. 1,а).

Проверка наблюдений по критерию Колмагорова–Смирнова выявила, что расчетная статистика $D = 0,3051$ оказалась больше критической $D_k = 0,242$. Это свидетельствует о том, что при шлифовании без выхаживания рассеяние шероховатости не подчиняется закону Гаусса. В то же время, как видно из рис.1,б, выхаживающие проходы в количестве $w = 4 (i = 3)$ способствуют тому, что шероховатости $Ra_{1(3v)}$, $v = \bar{1}; 30$ аппроксимируются кривой нормального распределения ($D = 0,1718$). В этом случае размах шероховатости не вышел за пределы трех категориальных величин (табл.1), а интервальная оценка средней составила: $0,125 < \bar{Ra}_{1(3)} < 0,16$. Аналогичные результаты имеют место по остальным высотным неровностям в обоих направлениях. Относительно Rz_1 и R_{max1} можно однозначно утверждать, что выхаживание снижает размах возможных шероховатостей с 4–6 до трех категориальных величин, а их доверительные интервалы смещаются в направлении улучшения состояния поверхности на одну ступень размерного ряда. Еще больший размах шероховатостей предсказан в продольном направлении в случае шлифования без выхаживания: до 10–11 категориальных величин, включая

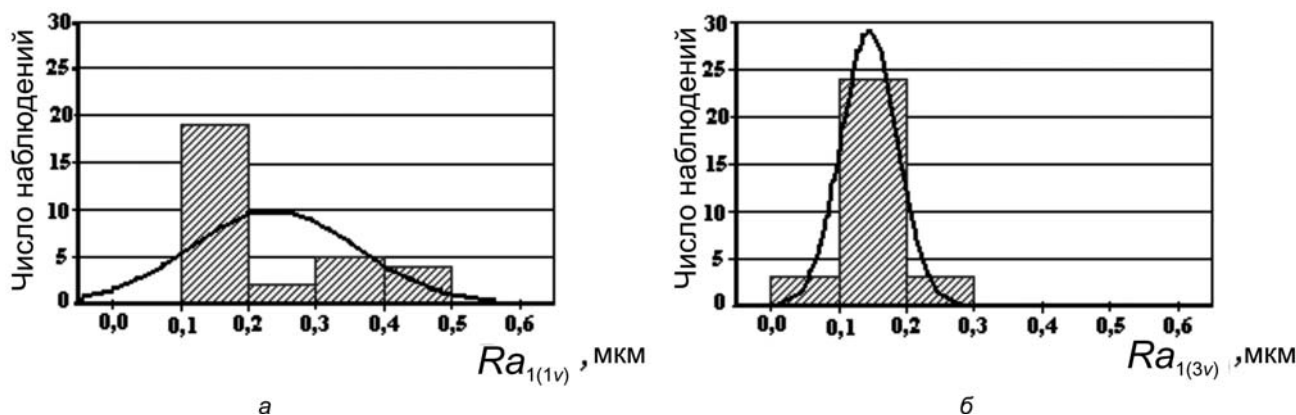


Рис. 1. Гистограммы наблюдений Ra_{1iv} , $v = \bar{1}; 30$, при шлифовании: а – без выхаживания ($i = 1$); б – с выхаживанием $w = 4 (i = 3)$

Оценка значимости разности средних для параметра Ra_1 по статистике НСР

Разности средних $Ra_{1(i1)}, i = 1;4$	Уровни значимости α для разностей средних			
	Число выхаживающих ходов w			
	0 ($i=1$)	2 ($i=2$)	4 ($i=3$)	6 ($i=4$)
	$Ra_{11}0.23533$	$Ra_{12}0.16033$	$Ra_{13}0.14400$	$Ra_{14}0.14967$
$y_1 - y_i$		0.000074*	0.000002*	0.000007*
$y_2 - y_i$	0.000074*		0.372707	0.560080
$y_3 - y_i$	0.000002*	0.372707		0.756763
$y_4 - y_i$	0.000007*	0.56080	0.756763	

Примечание: * – значимые разности средних на 5%-м уровне

шероховатости, расположенные левее относительно точечной оценки средней; до 4–6 категориальных величин от общей средней и приводящих к неисправимому браку деталей. Выхаживание за четыре прохода ведет к сужению ожидаемого доверительного интервала от $\bar{R}z_{2(1)} \in [0, 125^*; 0,32^*]$ до $\bar{R}a_{2(3)} \in [0, 125^*; 0,20^*]$, т.е. от пяти до трех величин стандартного ряда. Относительно параметров $\hat{t}_{pd}, p = 10;50\%, d = 1;2$ отмеченные выше явления по снижению размаха наблюдений проявились частично. В связи с этим ограничимся констатацией факта, что выхаживание ведет к росту средней отклика \hat{t}_{pd} , тем самым повышая износостойкость поверхностей БП [2,7].

В качестве иллюстрации в табл.2 приведены результаты анализа опытных средних $\bar{Ra}_{1(i1)}, i = 1,4$ с использованием статистики НСР ($j = 1$). Из табл.2 видно, что \bar{y}_1 существенно отличается от всех остальных $\bar{y}_i, i = 2;4$, т.е. принадлежат другой генеральной совокупности. В то же время наблюдения, имеющие место при различном количестве выхаживающих ходов, формируют другую генеральную совокупность, которая оценивается общей средней. Аналогичные результаты предсказаны с использованием остальных критериев ($j = 2;6$). Таким образом, окончательно принимаем: $\bar{Ra}_{1(1..)} = 0,23533$ мкм – при шлифовании без выхаживания; $\bar{Ra}_{1(2..)} = 0,15333$ мкм – при выхаживании с числом ходов $w = 2-6$ ($i = 2;4$).

По остальным параметрам шероховатости такого идеального совпадения статистических гипотез больше не обнаружено, поэтому прогнозирование $y_i, i = 1;4$ вели по общей средней $y_{ij}, j = 1;6$ при фиксированном индексе i . Следует отметить, что критерий Шеффе оказался наименее чувствительным к вариации средних среди использованных в программе.

Установлено, что для наибольшего количества параметров шероховатости стабильный эффект от выхаживания наблюдается при числе ходов $w = 4$. Для этого числа ходов просчитаны поправочные коэффициенты K_{bx} к базовым моделям [5,6] и представлены в табл. 3.

Полученные коэффициенты K_{bx} не были округлены до второго знака после запятой с целью повышения точности прогнозирования целевых функций при разработке стратегии шлифования [5]. Эту процедуру лучше провести на этапе оптимизации процесса, поскольку в этом случае дополнительно получаем информацию о надежности прогнозирования шероховатости в соответствии с требованиями чертежа детали.

Анализ приведенных в табл. 3 коэффициентов K_{bx} свидетельствует о том, что выхаживающие проходы прежде всего благотворно отражаются на опорной площади поверхности, повышая параметры $\hat{t}_{p(1)}, p = 10;50$ и $\hat{t}_{p(2)}, p = 10;20$ соответственно в 1.3–1.5 и 2.0 – 2.3 раза. Очевидно, что в этом случае интенсивно снизились неровности $Rpk_{(d)}, d = 1;2$, сокращающие период приработки БП в начале резания инструментом в обоих направлениях. Относительно неровностей Rp , отвечающих за несущую способность поверхности, можно утверждать следующее: после выхаживания они благоприятно стали меньше в поперечном сечении БП, в котором шероховатости имеют наибольшие высоты. Одновременно возрастание относительной опорной длины профиля и снижение высот $Ra_{d'}, d = 1;2$ при выхаживании с числом ходов $w = 4$ повысило износостойкость режущих поверхностей БП и жесткость крепления в корпусах сборного инструмента [2,7].

Поправочные коэффициенты к базовым моделям I МДА при числе ходов $w=4$

Параметры	K_{bx}	Параметры	K_{bx}	Параметры	K_{bx}	Параметры	K_{bx}
\bar{Ra}_1	0.643	$\hat{t}_{20(1)}$	1.533	\bar{Ra}_2	0.782	$\hat{t}_{20(2)}$	2.303
$\bar{R}z_1$	0.941	$\hat{t}_{30(1)}$	1.430	$\bar{R}z_2$	0.702	$\hat{t}_{30(2)}$	1.000
\bar{R}_{max1}	0.931	$\hat{t}_{40(1)}$	1.345	\bar{R}_{max2}	0.776	$\hat{t}_{40(2)}$	1.162
$\hat{t}_{10(1)}$	1.489	$\hat{t}_{50(1)}$	1.545	$\hat{t}_{10(2)}$	1.957	$\hat{t}_{50(2)}$	1.000

Влияние выхаживания на соотношения между высотными параметрами шероховатости

Цикл шлифования	Коэффициенты корреляции $K_k, k = \overline{1; 5}$				
	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5
	$\frac{Rz_{1(i*)}}{\overline{Ra_{1(i*)}}}$	$\frac{R_{\max 1(i*)}}{\overline{Ra_{1(i*)}}}$	$\frac{Ra_{2(i*)}}{\overline{Ra_{1(i*)}}}$	$\frac{Rz_{2(i*)}}{\overline{Ra_{1(i*)}}}$	$\frac{R_{\max 2(i*)}}{\overline{Ra_{1(i*)}}}$
$W = 0 (I = 1)$	3.153	4.639	0.342	0.305	0.396
$W = 4 (I = 3)$	4.615	6.718	0.417	0.227	0.330

Рассмотренные выше закономерности варьирования Rpk и Rk при выхаживании казалось должны были сопровождаться преобладающим снижением наибольших шероховатостей при выхаживании, поскольку от них ведется отсчет сечений p . Но высказанное предположение оправдалось только частично для параметра $\hat{R}_{\max 2(3*)}$. Что касается его поперечного аналога, то при выхаживании он уменьшился всего на 10 %. В такой же мере предсказано варьирование неровностей $\hat{R}z_{1(3*)}$. Известно, что параметры R_{\max} и Rz в наибольшей мере оказывают влияние на усталостную прочность деталей машин [2,7]. Большинство БП сборного инструмента, особенно работающих с образованием суставчатой стружки (например, для титановых сплавов), с переменными толщинами среза, при сверхвысоких частотах вращения и т.д., испытывают знакопеременные нагрузки. С этих позиций выхаживание оказывалось малоэффективной мерой.

Отмеченные закономерности формирования микрорельефа при выхаживании нашли свое отражение в коэффициентах связи между высотными параметрами (табл. 4).

Преобладающее снижение шероховатостей $\hat{Ra}_{1(3*)}$ при выхаживании по сравнению с другими параметрами привело к росту корреляционных коэффициентов $K_k, k = \overline{1; 3}$. Для остальных $K_k, k = \overline{4; 5}$ произошло, напротив, их снижение за счет более интенсивного улучшения продольных параметров $\hat{R}z_{2(3*)}$ и $\hat{R}_{\max 2(3*)}$.

Выводы

1. При шлифовании операционной партии рассеяние шероховатостей БП может достигать 6–10 категориальных величин: меньшая величина приведена для поперечных шероховатостей, а большая для продольных. Это однозначно убеждает в целесообразности изучения микрорельефа поверхности с привлечением статистических методов. В данном случае достаточно ограничиться ОДА и критериями множественного сравнения средних.

2. Установлено, что даже при использовании кругов из кубического нитрида бора (в частности, СВН30), обладающих высокими режущими свойствами по сравнению с инструментами из традиционных абразивов, использование выхаживания в конце цикла шлифования следует признать эффективной мерой в любом случае, даже если средняя наблюдений не улучшилась существенно. В этом случае, по крайней мере, наблюдаем сужение ее доверительного интервала на 1–2 категориальной величины и повышение надежности прогнозирования.

3. Статистические методы позволили на 5 %-м уровне значимости утверждать, что оптимальным количеством выхаживающих ходов служит $w = 4$. Отклонение от оптимума на 2 хода в ту или иную сторону нежелательно, так как снижает эффективность технологического метода, а при $w = 6$ дополнительно увеличивает основное время обработки БП.

4. Наиболее значимо выхаживание отразилось на уменьшении высотного параметра и увеличении относительной опорной длины профиля t_p . В результате предсказано сокращение периода приработки рабочих граней БП в начале резания и повышение их износостойкости на этапе нормального износа. Одновременно прогнозируется рост жесткости стыков базовых поверхностей БП в пазах корпуса сборного инструмента. Последнее повышает виброустойчивость и работоспособность режущих инструментов, в частности, при обработке деталей из высокопрочных материалов.

5. Установлены поправочные коэффициенты к базовым моделям I МДА для прогнозирования микрорельефа БП с учетом выхаживания в конце технологического цикла.

Список литературы

1. Лурье Г.Б. Шлифование материалов/Г.Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 176 с.
2. Кремень З.И. Технология шлифования в машиностроении/ З.И. Кремень, В.Г. Юрьев, А.Ф. Бабошкин; под общ. ред. З.И. Кременя. – СПб: Политехника, 2007. – 424 с.
3. Солер Я.И. Силы, температуры и остаточные напряжения при алмазном и эльборовом шлифовании быстрорежущей стали/Я.И. Солер// Мат. НТК. В 3 ч. – Куйбышев: КуАИ, 1970. – Ч.3. – С.119–120.
4. Солер Я.И. Упрочнение быстрорежущих инструментов при заточке–доводке кругами из сверхтвердых абразивов/ Я.И. Солер// Повышение эксплуатационных свойств деталей машин и инструментов технологическими методами: сб. науч. тр. – Иркутск: ИПИ, 1987. – С. 26–32.
5. Солер Я.И. Оптимизация процесса шлифования быстрорежущих пластин кругами из кубического нитрида бора/ Я.И. Солер, Д.Ю. Казимиров, А.В. Прокопьева // СТИН. – 2006. – № 9. – С.22–26.
6. Солер Я.И. Прогнозирование опорной площади поверхности режущих пластин Р9М4К8 сборного инструмента при шлифовании кругами из кубического нитрида бора / Я.И. Солер, А.В. Прокопьева, А.Н. Козинко // Вузовская наука–региону: Мат.6-й ВНТК. В 2 т. – Вологда: Во-ГТУ, 2008. – Т1. – С. 269–272.
7. Сулов А.Г. Формирование учения об инженерии поверхности / А.Г. Сулов // Приложение. Справочник. Инженерный журнал. – 2007. – № 3. – С.18–22.

(Продолжение на стр. 22)

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ ПОВЕРХНОСТИ ПОД НАНЕСЕНИЕ ПОКРЫТИЙ

С.Л. ЛЕОНОВ, профессор, канд. техн. наук,
Е.Ю. ТАТАРКИН, профессор, доктор техн. наук,
АлтГТУ, г. Барнаул

Разработаны алгоритмы, позволяющие прогнозировать реализации топографии поверхности и определять ее площадь для обеспечения требуемого качества покрытия и прочности его сцепления с основой.

Algorithms which make it possible to forecast the implementation of surface topography and to determine its area so as to provide the required quality of coating and its adhesive strength have been developed.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: ТОКАРНАЯ ОБРАБОТКА, ШЕРОХОВАТОСТЬ, ПОКРЫТИЯ.

Подготовка поверхности под нанесение покрытия подразумевает создание определенной шероховатости основы. Это необходимо для обеспечения прочности сцепления покрытия с основой: $P_{пр} = \sigma_{сцеп} S_T$. Нагрузки, приводящие к отслаиванию, пропорциональны площади контакта покрытия с основой. Обработка основы и создает на ее поверхности микрорельеф, увеличивающий эту площадь и соответственно допустимые усилия. Если топография поверхности описывается функцией $y(l, c)$, то площадь поверхности определяется выражением

$$S_T = \int_0^{c_g} \int_0^{l_g} \sqrt{\left[1 + \left(\frac{\partial y}{\partial l}\right)^2\right] \left[1 + \left(\frac{\partial y}{\partial c}\right)^2\right] - \left(\frac{\partial y}{\partial l} \frac{\partial y}{\partial c}\right)^2} dl dc. \quad (1)$$

При использовании плоского сечения площадь S_T выводится в длину кривой профиля

$$L = \int_0^{L_{баз}} \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dl}\right)^2} dl, \quad (2)$$

где $y(l)$ – профиль поверхности основы; $L_{баз}$ – базовая длина.

Часть материала покрытия размещается в рисках шероховатости основы. Для покрытий, имеющих высокую стоимость, это может давать существенный вклад в стоимость готовой детали. В соответствии с этим требуется прогнозирование и управление созданием шероховатости и топографии поверхности.

Для процессов токарной обработки топография поверхности включает в себя [1]:

- 1) макроотклонения;
- 2) волнистость поверхности;
- 3) шероховатость поверхности.

На величину макроотклонений влияют в основном упругие отжатия в технологической системе (ТС). Алгоритмы расчета макроотклонений достаточно хорошо исследованы и разработаны. Они базируются на связи упругих отжатий Δy и силы резания: $\Delta y = P_y / C$, где сила резания P_y зависит от режима резания, геометрии инструмента и физико-механических свойств обрабатываемого материала. Для ее расчета в литературе имеется достаточное количество моделей [2,3].

Жесткость ТС при точении рассчитывается исходя из жесткостей ее составляющих: инструмента, детали и приспособления. Для нежестких деталей расчет параметра C зависит от положения инструмента. Например, при базировании детали в патроне жесткость детали определяется выражением [4]

$$C = \frac{3EJ}{l^3}. \quad (3)$$

При базировании в патроне и заднем центре выражение принимает вид:

$$C = \frac{12 E J L^3}{a^3 b^2 (3a + 4b)}. \quad (4)$$

Волнистость поверхности детали определяется в основном динамическими явлениями при точении. Колебания инструмента и детали вызывают мгновенные изменения глубины резания, что и приводит к появлению волнистости. Для расчета колебаний глубины резания и волнистости обработанной поверхности детали при точении можно использовать модели, разработанные В.А.Кудиновым [3] и А.Г.Сусловым [1]. Для прогнозирования автоколебания нами разработаны оригинальные модели, позволяющие оценивать устойчивость выполнения операции и определять величину волнистости детали [5].

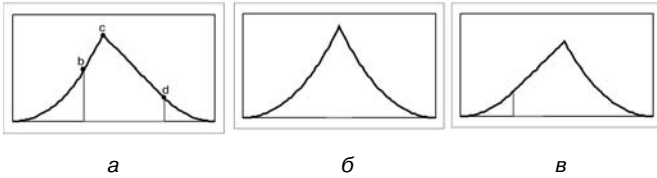


Рис. 1. Формы рисок при геометрическом копировании:
 а-2 радиусных и 2 линейных участка; б-2 радиусных участка;
 в-2 радиусных и 1 линейный участок

Наибольшее влияние на топографию поверхности детали оказывает ее шероховатость, которая определяется:

- 1) геометрией рабочей части инструмента;
- 2) колебательными перемещениями в ТС;
- 3) упругими и пластическими деформациями материала основы;
- 4) шероховатостью рабочей части инструмента;
- 5) случайными вырывами частиц обрабатываемого материала.

Основной вклад в шероховатость поверхности основы имеет геометрия рабочей части инструмента. Форма рисок шероховатости при геометрическом копировании определяется главным и вспомогательным углами резца в плане j, j_1 , радиусом при вершине резца r и величиной подачи на оборот детали S . В зависимости от значений этих параметров возможны 4 варианта рисок: рис. 1 (4-й вариант является зеркально отраженным вариантом в).

Координаты точек сопряжения участков профиля определяются аналитически. Например, для варианта а эти формулы имеют вид:

$$x_b = \frac{r}{\sqrt{1+\operatorname{tg}^2 \varphi_1}}; \quad y_b = r - \sqrt{r^2 - x_b^2};$$

$$x_d = S - \frac{r}{\sqrt{1+\operatorname{tg}^2 \varphi_1}}; \quad y_d = r - \sqrt{r^2 - (x_d - S)^2}; \quad (5)$$

$$x_c = (y_d + y_b + x_d \operatorname{tg} \varphi_1 + x_b \operatorname{tg} \varphi_1) / (\operatorname{tg} \varphi_1 + \operatorname{tg} \varphi_1),$$

где b – точка сопряжения радиусного и прямолинейного участков, c – пересечение прямолинейных участков, d – точка сопряжения прямолинейного и радиусного участков.

Для инструментов более сложного профиля процесс геометрического копирования остается неизменным. В этом случае форма инструмента в плане задается, например, с помощью набора сплайн-функций. Таким же способом можно учесть и микрорельеф режущей поверхности инструмента. Пластические деформации обрабатываемого материала можно учесть, используя алгоритм сглаживания по методу скользящего среднего [6].

Параметры шероховатости при известной геометрии рисок можно рассчитать по зависимостям из ГОСТ 2789-73. Например, средняя арифметическая высота неровностей профиля

$$Ra = \frac{1}{S} \int_0^S |y(x) - W| dx, \quad (6)$$

где координата средней линии

$$W = \frac{1}{S} \int_0^S y(x) dx. \quad (7)$$

Максимальное отклонение неровностей профиля $R_{\max} = \max\{y(x)\}$.

Радиальный съем металла при этом меньше глубины резания t_ϕ на величину R_{\max} :

$$\Delta r = t_\phi - R_{\max}, \quad (8)$$

где t_ϕ на i -м проходе определяется с учетом уравнения баланса перемещений в ТС:

$$t_{\phi i} = \sum_{j=1}^i t_j - \sum_{j=1}^{i-1} \Delta r_j - \Delta y_i. \quad (9)$$

На рис. 2 проиллюстрировано это уравнение при выполнении 3 проходов.

Уравнение баланса перемещений позволяет учесть не только упругие отжатия, но и колебания в ТС. Для этого необходимо решать это уравнение с более мелким шагом по времени, полагая, что глубина резания t не постоянна и изменяется по гармоническому закону.

Все геометрические параметры инструмента являются случайными величинами. При замене инструмента (или только его режущей пластины) углы в плане и радиус при вершине резца изменятся в пределах допусков на размеры и погрешностей базирования. В связи с большим количеством случайных факторов, действующих на эти параметры, их распределение подчиняется нормальному закону:

$$f(\varphi) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_\varphi} \exp\left(-\frac{(\varphi - \bar{\varphi})^2}{2\sigma_\varphi^2}\right),$$

$$f(\varphi_1) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\varphi_1}} \exp\left(-\frac{(\varphi_1 - \bar{\varphi}_1)^2}{2\sigma_{\varphi_1}^2}\right), \quad (10)$$

$$f(r) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_r} \exp\left(-\frac{(r - \bar{r})^2}{2\sigma_r^2}\right).$$

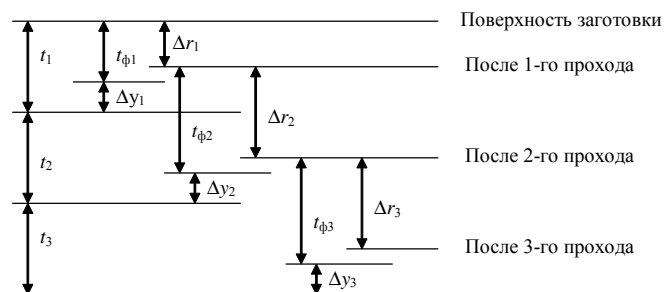


Рис. 2. Размерные связи, иллюстрирующие уравнение баланса перемещений в ТС

В связи с этим и сам профиль поверхности, и параметры шероховатости будут также случайными. Используя законы распределения параметров j, j_1, r , с помощью стохастического моделирования можно получить как сред-

Эмпирические коэффициенты для учета случайной составляющей

Группа материалов	ω_1	A_1	ω_2	A_2	ω_3	A_3
Сталь 40X	31,7	0,0114	59,5	0,0064	95,6	0,0029
Чугун СЧ20	32,9	0,0176	98,2	0,0036	219,3	0,0011
Алюминий АК4	71,4	0,0054	99,0	0,0023	144,3	0,0011

ние значения любого из параметров шероховатости, так и законы их распределения.

Кроме геометрического копирования на профиль получаемой поверхности влияет также случайный характер процесса снятия стружки, определяемый вырывами частиц обрабатываемого материала. Этот процесс формирует случайную составляющую профиля, которая зависит в основном от физико-механических свойств обрабатываемого материала и от скорости резания. Именно эти факторы влияют на «налипание» материала на режущий инструмент.

Для учета случайной составляющей использовано ее разложение на гармоники со случайными фазами:

$$\tilde{y} = \sum_{i=1}^N A_i \sin(\omega_i x + \varphi_i), \quad (11)$$

где φ_i равномерно распределены на интервале $[0; 2\pi]$.

Распределение амплитуд A_i и частот ω_i для различных обрабатываемых материалов приведено в таблице. Аналогичные табличные данные получены и для учета скорости резания.

Анализ табличных данных показывает, что для алюминия в случайной составляющей преобладают высокочастотные, а для стали – низкочастотные гармоники. Для чугуна получен достаточно широкий спектр частот, что определяется вкраплениями зерен графита, которые выкрашиваются при обработке и образуют резкие перепады на профилограмме.

Исходными данными при моделировании являются параметры режима резания, геометрия инструмента, характеристики обрабатываемого и инструментального материала. Расчет параметров шероховатости производится в цикле несколько раз. По окончании расчетов по алгоритмам математической статистики рассчитываются их средние значения и поля рассеивания.

Для генерации профиля риски шероховатости в соответствии с законами распределения (10) рассчитываются случайные значения углов в плане и радиуса при вершине резца. Затем в соответствии с этими параметрами формируется профиль риски и производится его сглаживание. На полученный профиль накладывается случайная составляющая (11), параметры которой зависят от скорости резания и свойств обрабатываемого материала.

Для получения зависимости, отражающей топографию поверхности, достаточно рассмотреть ее разверт-

ку, на которую наложены отдельные рассчитанные по алгоритму стохастического моделирования профиля $y(l)$. Расчет топографии $y(l, c)$ сводится к следующему алгоритму.

1. Задание шага вдоль оси детали h_1 и по ее поверхности в тангенциальном направлении h_c . (Для равномерного представления топографии по обеим координатам $h_1 = h_c$.)

2. Расчет профиля поверхности, получаемой за счет геометрического копирования.

3. Для других сечений профиль поверхности получается аналогично со сдвигом вдоль оси детали на величину $\Delta l = \pi d h_c / S$. Для получения промежуточных точек используется интерполяция.

4. На сформированную топографию накладывается случайная составляющая профиля, рассчитанная по выражению (11).

Разработанные алгоритмы позволяют прогнозировать реализации топографии поверхности и определять ее площадь для обеспечения требуемого качества покрытия и прочности его сцепления с основой.

Список литературы

1. *Суслов А.Г.* Научные основы технологии машиностроения / А.Г. Суслов, А.М. Дальский. – М.: Машиностроение, 2002. – 684 с.
2. *Розенберг Ю.А.* Создание нормативов по определению сил резания с использованием теоретических зависимостей процесса резания / Ю.А. Розенберг // Вестник машиностроения. – 2000. – №9. – С. 35–40.
3. *Кудинов В.А.* Динамика станков / В.А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 360 с.
4. *Беляев Н. М.* Сопротивление материалов / Н.М. Беляев. – М.: Главная редакция физико-математической литературы изд-ва «Наука», 1976. – 608 с.
5. *Леонов С.Л.* Основы создания имитационных технологий прецизионного формообразования / С.А. Леонов, А.Т. Зиновьев / Алт.гос.техн.ун-т им. И.И.Ползунова. – Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2006. – 198 с.
6. *Пешель М.* Моделирование сигналов и систем / М. Пешель. – М.: Мир, 1981. – 300 с.

УДК 621.9

*ГЕОМЕТРИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ СБОРНЫХ СВЕРЛ СО СМЕННЫМИ МНОГОГРАННЫМИ ПЛАСТИНАМИ

А.А. БАКАНОВ, ассист. канд. техн. наук.,
ТПУ, г. Томск

Разработанный автором подход по анализу геометрии сборных сверл позволяет целенаправленно совершенствовать их конструкции.

An approach to geometry analysis of assembled drilling tools developed by the author allows us to purposefully improve their design.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: СБОРНЫЕ СВЕРЛА, ГЕОМЕТРИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ, МЕТОДИКА РАСЧЕТА.

Высокая эффективность применения сборных резцов и фрез с механическим креплением сменных многогранных пластин (СМП) из твердого сплава обусловила появление в последние годы разнообразных концевых лезвийных инструментов (фрез, сверл, зенкеров, расточных блоков и т.п.), оснащенных данным типом режущих элементов. Результаты использования такого инструмента при обработке сталей повышенной твердости (в частности, при сверлении объемно-закаленных рельсов) показали его низкую работоспособность.

При проектировании этих 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 P_{vc} и соответственно статической плоскости резания P_{nc} [1].

Статические геометрические параметры в произвольной точке лезвия сборных сверл определяются по

известной форме СМП с учетом ее ориентации в корпусе. За начало отсчета принимается вершина O (рис. 1,а), в которой скорость резания максимальна. Станочные оси координат xyz имеют следующие направления относительно инструмента: O_x – вдоль оси сверла; O_y – по радиусу; O_z – касательно к диаметру. Ориентация СМП в корпусе задана двумя углами: осевым γ_x и радиальным γ_y , положительные значения которых также показаны на рис. 1,а. В отличие от γ_x , имеющего одинаковые значения для всех точек главной режущей кромки, величина γ_y зависит от радиуса точки A .

Инструментальная система координат $x_i y_i z_i$ с центром в точке O жестко связана с СМП, причем ее плоскость $x_i O y_i$ всегда параллельна опорной поверхности гнезда корпуса под режущую пластину [1]. На рабочих чертежах концевых инструментов часто угол γ_y задается расстоянием C от вершины СМП до диаметральной плоскости, параллельной обеим пластинам (рис. 1,а). Тогда в точке O имеет место формула

$$\sin \gamma_y^0 = \frac{C}{R_{и}},$$

где $R_{и}$ – радиус инструмента.

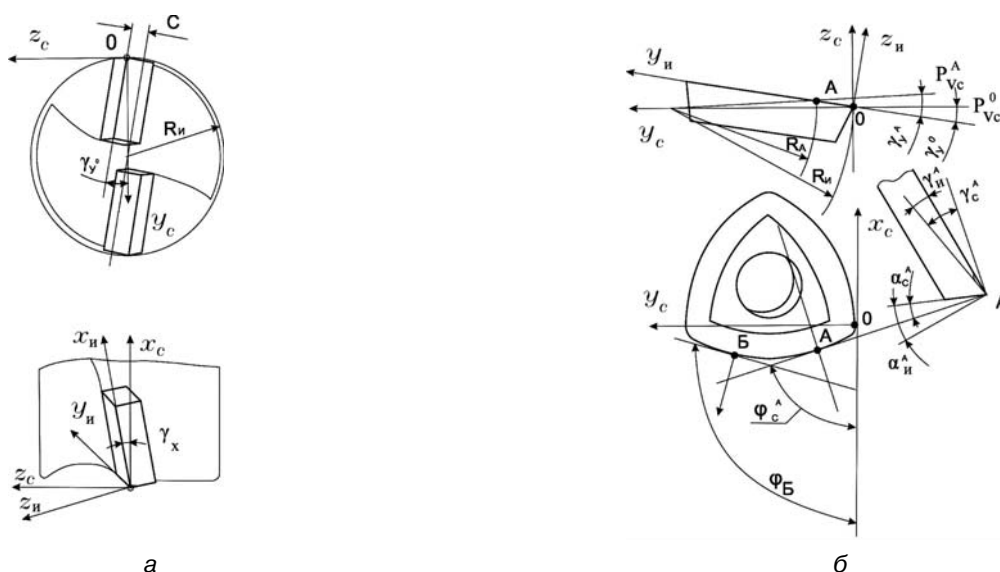


Рис. 1. Расчетные схемы для сборного сверла:
а – углы ориентации СМП в корпусе сверла; б – статические геометрические параметры

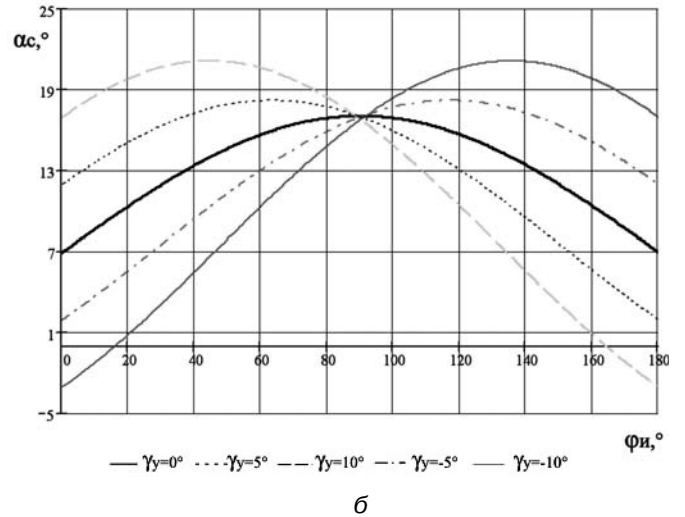
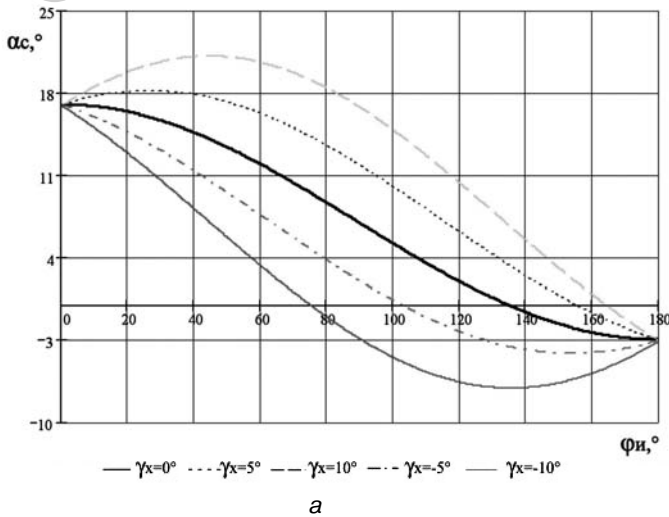


Рис.2. Изменение статического заднего угла в зависимости от инструментального угла в плане, $\alpha_n^A = 7^\circ$: а - $\gamma_x^A = 10^\circ$; б - $\gamma_x = 10^\circ$

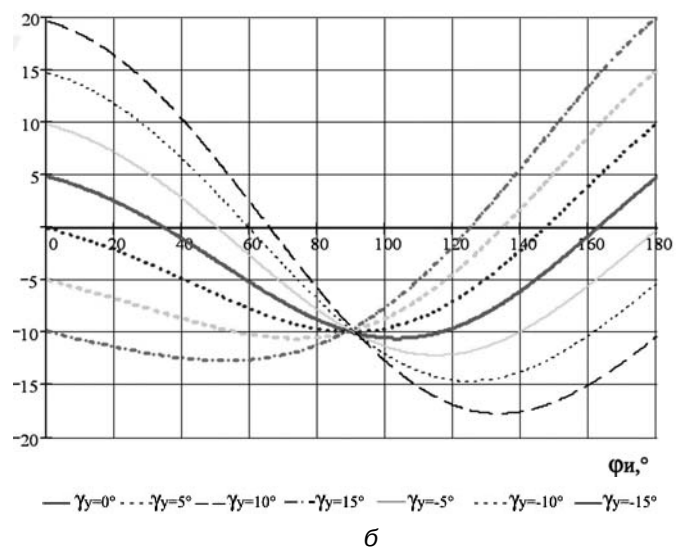
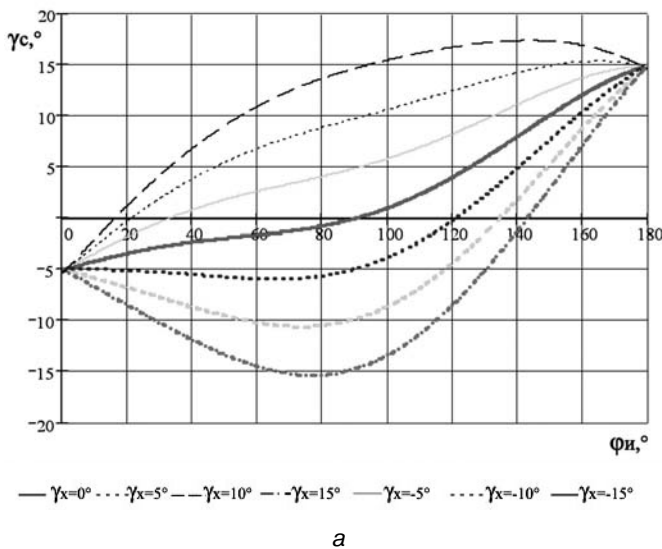


Рис.3. Изменение статического переднего угла в зависимости от инструментального угла в плане, $\gamma_n^A = 5^\circ$: а - $\gamma_x^A = 10^\circ$; б - $\gamma_x = 10^\circ$

Возьмем на рабочем участке режущей кромки СМП произвольную точку А (рис.1,б). Параллельный перенос станочной системы координат из точки О в точку А дает статическую систему координат [1]. Положение статической основной плоскости в этой точке P_{vc}^A изменится по сравнению с точкой О, и фронтальный угол ориентации СМП для нее определится из соотношения.

$$\sin \gamma_y^A = \frac{R_n}{R_A} \cdot \sin \gamma_y^O,$$

где R_A – величина радиуса точки А.

Статические геометрические параметры для точки А режущей кромки определяются из соотношений, выведенных на основе векторной алгебры:

$$\operatorname{tg} \varphi_c^A = - \frac{\sin \gamma_x \cdot \sin \gamma_y^A + \operatorname{tg} \varphi_n^A \cdot \cos \gamma_y^A}{\cos \gamma_x};$$

$$\sin \lambda_c^A = \sin \varphi_n^A \cdot \sin \gamma_y^A - \cos \varphi_n^A \cdot \sin \gamma_x \cdot \cos \gamma_y^A,$$

$$\begin{aligned} \sin \gamma_c^A &= -\cos \gamma_n^A (\cos \varphi_n^A \cdot \sin \gamma_y^A + \sin \varphi_n^A \cdot \sin \gamma_x \cdot \cos \gamma_y^A) + \\ &+ \sin \gamma_n^A [\sin \gamma_x \cdot \cos \gamma_x \cdot \sin \gamma_y^A (\sin \varphi_n^A \cdot \cos \varphi_n^A - \cos^2 \varphi_n^A) - \\ &- \cos \gamma_x \cdot \cos \gamma_y^A (\sin \varphi_n^A \cdot \cos \varphi_n^A + \cos^2 \varphi_n^A)], \\ \sin \alpha_c^A &= \cos \alpha_n^A (\sin \varphi_n^A \cdot \sin \gamma_x \cdot \cos \gamma_y^A + \\ &+ \cos \varphi_n^A \cdot \sin \gamma_y^A) + \sin \alpha_n^A \cdot \cos \gamma_x \cdot \cos \gamma_y^A, \end{aligned}$$

где φ_c^A – статический угол в плане для точки А;
 λ_c^A – статический угол наклона режущей кромки в точке А;
 γ_c^A – статический передний угол в точке А;
 α_c^A – статический задний угол в точке А;
 γ_x – фронтальный угол ориентации СМП в корпусе сверла;

φ_n^A – инструментальный угол в плане для точки А.

γ_n^A – передний угол на пластине в точке А;

α_n^A – задний угол на пластине в точке А.

Зависимости изменения статического заднего и статического переднего углов сборных сверл с СМП от углов ориентации пластины в корпусе представлены соответ-

ственно на рис. 2, 3. Они позволяют определять статические геометрические параметры во всем диапазоне изменения инструментального угла в плане на сборных сверлах. Наиболее актуальной задачей является определение значений углов ориентации СМП в корпусе, при которых задний угол становится равным нулю или отрицательным.

Наряду со статическими геометрическими параметрами также необходимо учитывать кинематику процесса сверления. В работе [2] автором установлено, что наибольшее влияние на геометрические параметры кинематическая составляющая оказывает в области, близкой к оси инструмента. Это влияние тем больше, чем меньше величина s (рис. 1,а).

Таким образом, представленный в данной работе подход позволяет проводить геометрический анализ существующих сборных сверл с СМП и на его основе осуществлять целенаправленное совершенствование их конструкций.

Список литературы

1. Петрушин С.И. Основы формообразования резанием лезвийными инструментами: учеб. пособие. – Томск: Из-во НТЛ, 2004. – 204 с.
2. Баканов А.А. Влияние кинематики процесса сверления на значения рабочих углов сверл с СМП // Современные наукоемкие технологии. – 2006. – №6. – С. 60.

УДК 621.9

*ГЕОМЕТРИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ СО СМЕННЫМИ МНОГОГРАННЫМИ ПЛАСТИНАМИ

С.И. ПЕТРУШИН, профессор, доктор техн. наук,
А.В. Махов, аспирант,
ТПУ, г. Томск

Разработана методика геометрического анализа сборных концевых фрез.

A procedure of geometry analysis of assembled end milling cutters has been developed.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: КОНЦЕВЫЕ ФРЕЗЫ, ГЕОМЕТРИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ, МЕТОДИКА РАСЧЕТА.

Все существующее многообразие конструкций концевых фрез с механическим креплением сменных многогранных пластин (СМП) с точки зрения определения их геометрических параметров можно свести к двум группам расчетов: расчет геометрии на торцевой части фрезы и расчет геометрии на цилиндрической части фрезы.

На рис. 1,а показана СМП концевой фрезы в инструментальной системе координат (ИСК). За начало отсчета принята точка O , находящаяся на наибольшем диаметре фрезы, хотя она может и не принадлежать к рабочему участку режущей кромки. Через точку A проводятся три координаты плоскости: инструментальная основная $P_{ви}$, инструментальная резания $P_{ти}$ и инструментальная главная секущая $P_{ли}$.

В статической системе координат (ССК) (рис. 1,б) через начало координат O проводится ось Ox_c , направленная параллельно оси вращения фрезы, ось Oy_c , задающая радиальное направление и ось Oz_c , касательная к наружной окружности фрезы. В точке O СМП наклонена на осевой угол γ_x и радиальный угол γ_y .

Особенность расчета геометрических параметров вращающихся инструментов с СМП заключается в том, что в зависимости от положения текущей точки A относительно оси инструмента изменяется положение основной плоскости P_{vc} (рис. 1,б), которая согласно ГОСТ 25762-83 проходит через ось фрезы и точку A . Поэтому, если осевой угол γ_x постоянен для всего лезвия, то радиальный γ_y необходимо рассчитывать в каждой точке. По теореме синусов из $\Delta O_\phi OA$

$$\sin \gamma_y^A = \sin \gamma_y^O \frac{r_\phi}{r_A}, \quad (1)$$

где γ_y^O – радиальный угол в начале координат; r_ϕ и r_A – радиус фрезы и текущей точки A соответственно.

В свою очередь,

$$r_A = \sqrt{z_c^2 + (r_\phi - y_c^A)^2}, \quad (2)$$

где z_c^A и y_c^A – статические координаты точки A .

На основе векторной алгебры были получены следующие выражения для статических углов в текущей точке A торцевой части концевой фрезы с СМП: угол в плане –

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \phi_c^A = \\ = \frac{\sin \phi_{и}^A \cdot \cos \gamma_x^O + \operatorname{tg} \lambda_{и}^A \cdot \sin \gamma_x^O}{\sin \phi_{и}^A \cdot \sin \gamma_x^O \cdot \sin \gamma_y^A + \cos \phi_{и}^A \cdot \cos \gamma_y^A - \operatorname{tg} \lambda_{и}^A \cdot \cos \gamma_x^O \cdot \sin \gamma_y^A}; \quad (3) \end{aligned}$$

угол наклона кромки –

$$\begin{aligned} \sin \lambda_c^A = \cos \lambda_{и}^A (\cos \phi_{и}^A \cdot \sin \gamma_y^A - \sin \phi_{и}^A \cdot \sin \gamma_x^O \cdot \cos \gamma_y^A) + \\ + \sin \lambda_{и}^A \cdot \cos \gamma_x^O \cdot \cos \gamma_y^A; \quad (4) \end{aligned}$$

главный задний угол –

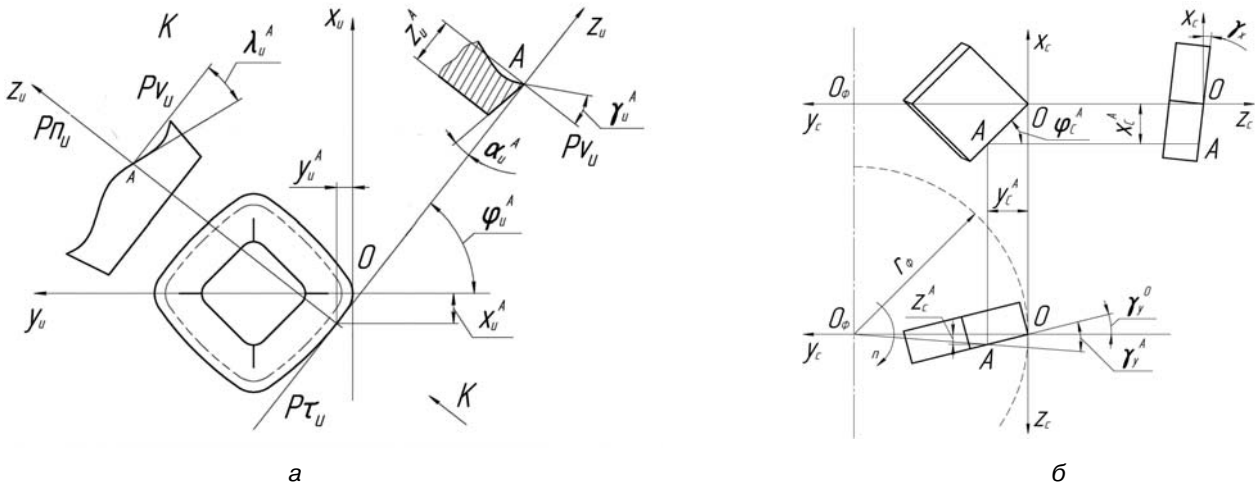


Рис. 1. СМП концевой фрезы: а – в ИСК; б – в ССК

$$\sin \alpha_c^A = -\sin \mu \sin \nu (\cos \alpha_x \sin \gamma_x^O \cos \gamma_y^A + \cos \alpha_y \sin \gamma_y^A + \cos \alpha_z \cos \gamma_x^O \cos \gamma_y^A), \quad (5)$$

где $\cos \alpha_x = -\sin \lambda_u^A \sin \alpha_u^A \sin \phi_u^A - \cos \lambda_u^A \cos \alpha_u^A \cos \phi_u^A$;

$$\cos \alpha_y = \sin \lambda_u^A \sin \alpha_u^A \cos \phi_u^A - \cos \lambda_u^A \cos \alpha_u^A \sin \phi_u^A;$$

$$\cos \alpha_z = -\cos \lambda_u^A \sin \alpha_u^A;$$

$$\sin \nu = \sqrt{1 - \sin^2 \lambda_u^A \cos^2 \alpha_u^A};$$

$$\sin \mu = \sqrt{1 - \cos^2 \mu};$$

$$\cos \mu = \sin \nu (\sin \phi_c^A \cdot \cos \beta_x - \cos \phi_c^A \cdot \cos \beta_y);$$

$$\cos \beta_x = \cos \alpha_x \cdot \cos \gamma_x^O - \cos \alpha_z \cdot \sin \gamma_x^O;$$

$$\cos \beta_y = -\cos \alpha_x \sin \gamma_x^O \sin \gamma_y^A + \cos \alpha_y \cos \gamma_y^A - \cos \alpha_z \cos \gamma_x^O \sin \gamma_y^A;$$

главный передний угол –

$$\sin \gamma_c^A = (\cos \phi_c^A \cdot \cos \beta_x + \sin \phi_c^A \cdot \cos \beta_y) \sin \xi \sin \varepsilon, \quad (6)$$

где $\cos \beta_x = \cos \alpha_x \cdot \cos \gamma_x^O - \cos \alpha_z \cdot \sin \gamma_x^O$;

$$\cos \beta_y = -\cos \alpha_x \sin \gamma_x^O \sin \gamma_y^A + \cos \alpha_y \cos \gamma_y^A - \cos \alpha_z \cos \gamma_x^O \sin \gamma_y^A;$$

$$\sin \phi_c^A = \frac{\operatorname{tg} \phi_c^A}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \phi_c^A}}; \quad \cos \phi_c^A = \frac{1}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \phi_c^A}};$$

$$\cos \alpha_x = \cos \lambda_u^A \sin \gamma_u^A \cos \phi_u^A + \sin \lambda_u^A \cos \gamma_u^A \sin \phi_u^A;$$

$$\cos \alpha_y = \cos \lambda_u^A \sin \gamma_u^A \sin \phi_u^A - \sin \lambda_u^A \cos \gamma_u^A \cos \phi_u^A;$$

$$\cos \alpha_z = \cos \lambda_u^A \cos \gamma_u^A;$$

$$\sin \xi = \sqrt{1 - \sin^2 \lambda_u^A \cdot \sin^2 \gamma_u^A};$$

$$\sin \varepsilon = \sqrt{1 - \cos^2 \varepsilon};$$

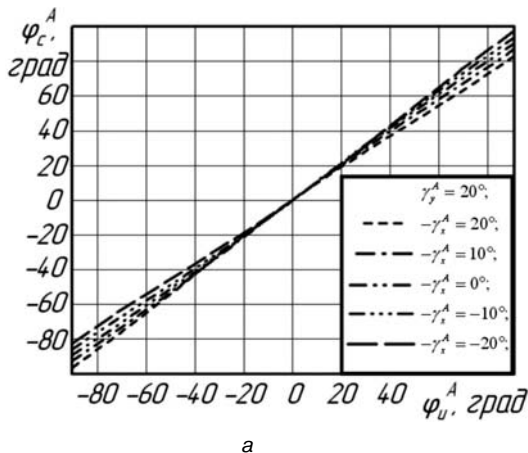
$$\cos \varepsilon = (\sin \phi_c^A \cdot \cos \beta_x - \cos \phi_c^A \cdot \cos \beta_y) \sin \xi,$$

где ϕ_u^A – угол в плане в точке А в ИСК;

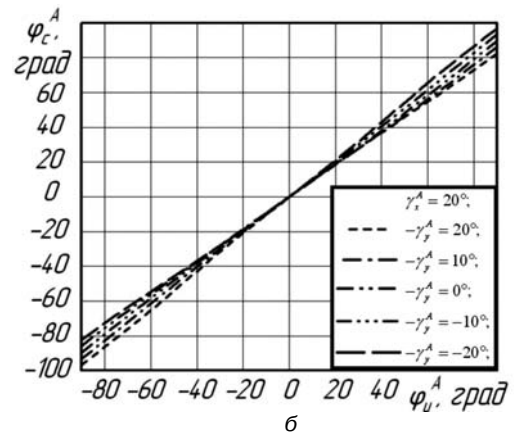
λ_u^A – угол наклона режущей кромки в точке А;

α_u^A – задний угол на СМП в точке А;

λ_u^A – передний угол на СМП в точке А.



а



б

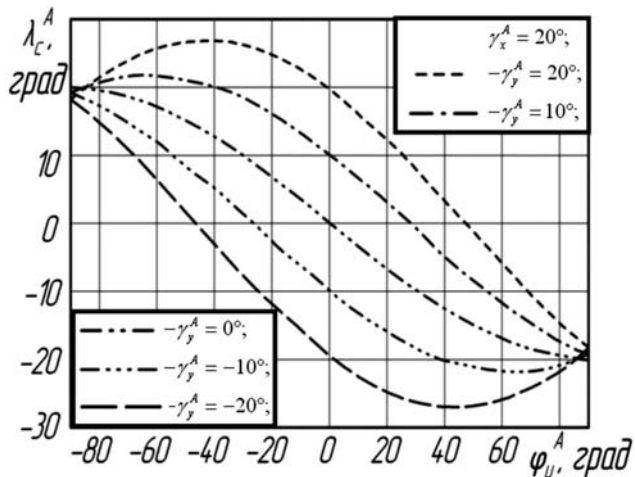
 Рис. 2. Изменение угла ϕ_c^A

Геометрические параметры на цилиндрической части сборных фрез с механическим креплением СМП определяются по аналогичным формулам, в которые необходимо подставить условие $\varphi_{и}^A = 90^\circ$.

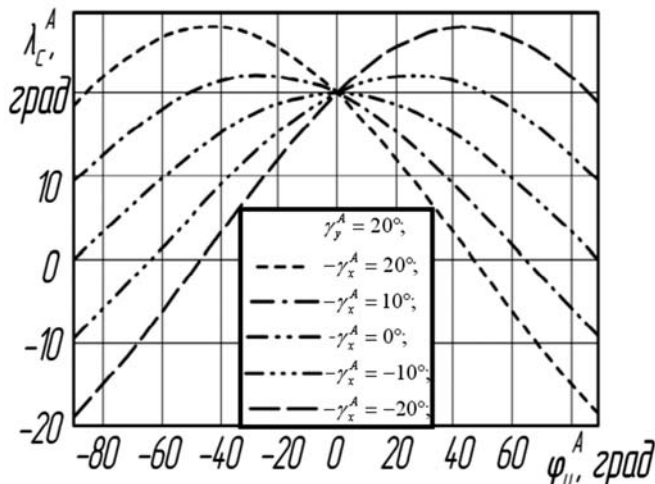
На рис. 2 – 5 представлены графики изменения углов фрезы, рассчитанные по формулам (3) – (6) соответ-

ственно в зависимости от угла φ и углов γ_x и γ_y . Из них следует, что, задаваясь углами ориентации СМП в корпусе фрезы, можно в любой точке режущей кромки определить все статические геометрические параметры.

Разработанная методика геометрического анализа сборных концевых фрез используется в промышленной компании "МИОН" в г. Томске.

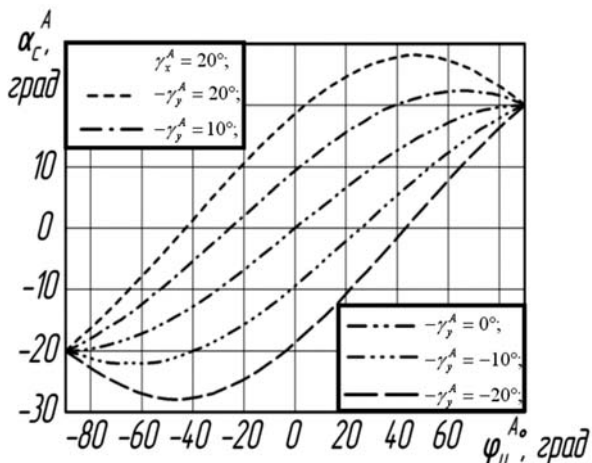


а

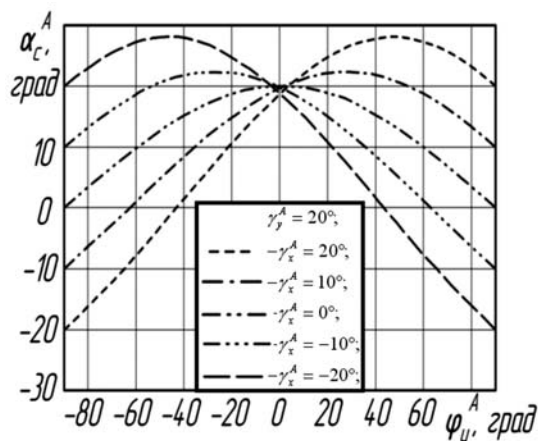


б

Рис. 3 Изменение угла λ_c^A

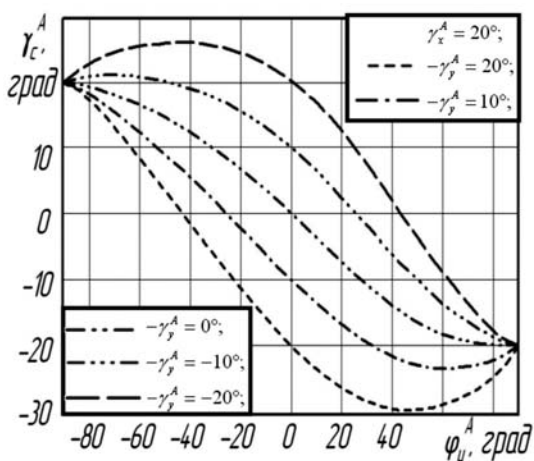


а

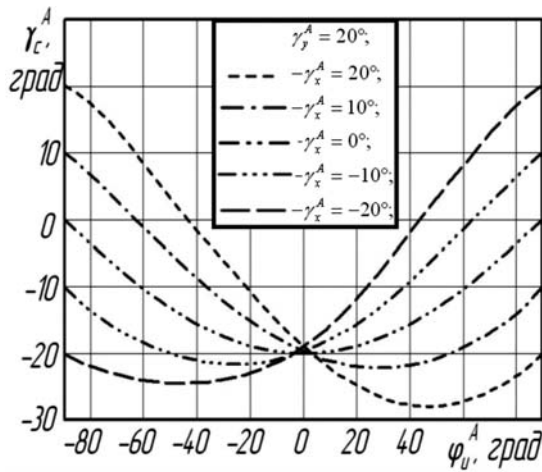


б

Рис. 4 Изменение угла α_c^A



а



б

Рис. 5 Изменение угла γ_c^A

ИССЛЕДОВАНИЕ ВИБРАЦИОННЫХ ПОЛЕЙ В КОРПУСНЫХ ЭЛЕМЕНТАХ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

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

Исследуются пути снижения виброакустической активности металлорежущих станков

Methods reducing vibroacoustic activity in metal-cutting machines are being investigated.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: МЕТАЛЛОРЕЖУЩИЕ СТАНКИ, ВИБРАЦИОННЫЕ ПОЛЯ, ШУМ, КОРПУСНЫЕ ДЕТАЛИ.

Проектирование рациональных комплексов средств для снижения виброакустической активности металлорежущих станков невозможно без детального анализа причин повышенной шумности, требующих учета всех особенностей конструкции.

Составляющую суммарного звукового поля, обусловленную излучением шума вибрирующими корпусными элементами металлорежущих станков, назовем структурным шумом. В зависимости от характера исходного возбуждения звуковой вибрации следует различать первичный и вторичный структурный шум, уровни которого обозначим соответственно через $L_{сп}$ и $L_{св}$. Первый из них обусловлен возбуждением звуковой вибрации корпусных конструкций под воздействием динамических усилий, передаваемых от источника через опорные связи (фундаменты механизмов). Вторичный структурный шум возникает вследствие возбуждения звуковой вибрации ограждающих конструкций под воздействием шума источника.

Любой реальный источник шума машин представляет совокупность двух независимых источников, один из которых излучает звуковую энергию только в воздух в виде шума, а второй – только в корпус и дополнительные жесткие связи (трубопроводы и т. п.) в виде звуковой вибрации. Первичная и вторичная звуковая вибрация, распространяясь по всему корпусу, претерпевает многократные отражения на различных конструктивных неоднородностях и рассеивается вследствие тепловых потерь и излучения звука.

Определение степени влияния структурного шума при работе зубчатых механизмов металло-

обрабатывающих станков оказывается задачей более сложной, чем при других типах источников. Это обусловлено, в первую очередь, тем, что для зубчатых передач соотношение акустических мощностей W_b / W_c может изменяться довольно в широких пределах. Кроме того, степень влияния структурного шума зависит и от конструктивных особенностей корпусных деталей оборудования, от взаимного расположения источников.

Проанализируем конструктивные особенности корпусных узлов металлорежущих станков.

Корпусными узлами станков являются станины, стойки, поперечины и другие детали, образующие контур станка и служащие базой для расположения основных узлов станка. К ним относятся корпуса коробок скоростей и подач, суппорты, столы и планшайбы станков. Корпусные детали могут быть разделены на две группы. Первая группа – это неподвижные корпусные детали, такие, как станины и стойки, а также траверсы, которые могут устанавливаться в различные положения, но неподвижно закрепляются во время обработки. Вторая группа – это подвижные корпусные детали – столы, суппорты, планшайбы, которые во время обработки перемещаются по направляющим станины или стойки.

От конструкции корпусных деталей и узлов во многом зависит точность, жесткость и виброустойчивость всего станка. Корпусные детали современных станков – это в большинстве случаев отливки достаточно сложной конфигурации. Они имеют ребра жесткости, базовые поверхности для крепления к другим узлам, направляющие для перемещения подвижных узлов, окна, ниши и проемы различного назначения. Соотношение размеров (длины, ширины, высоты) может быть самое разнообразное.

На рис. 1 приведены наиболее характерные корпусные детали горизонтально-расточного станка. Станина (рис. 1, а) представляет собой жесткую конструкцию с длиной, значительно превышающей другие размеры. По ее направляющим перемещается стол (рис. 1, б, изображен перевернутым). Стойка (рис. 1, в) крепится к станине и имеет направляющие для передней бабки станка.

Одной из наиболее ответственных неподвижных корпусных деталей станка является станина.

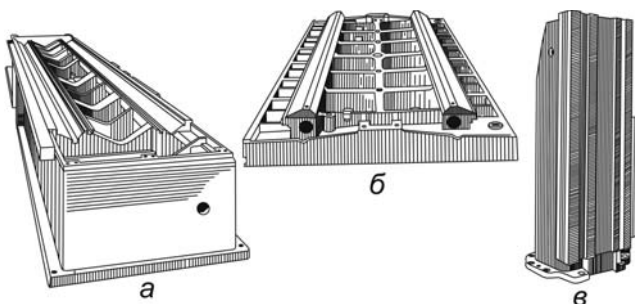


Рис. 1. Основные корпусные детали

Сложные станины состоят из отдельных частей (секций горизонтальной станины, стоек). В поперечном сечении станины и стойки могут иметь различный профиль. Замкнутый профиль (рис. 2, а) характерен для стоек фрезерных, сверлильных и других станков. Для горизонтальных станин применяется открытый профиль (рис. 2, б), когда две стенки соединены ребрами той или иной формы (токарные, револьверные, расточные и другие станки), либо полуоткрытый (строгальные, фрезерные и другие станки), когда у станины имеется верхняя или нижняя стенка (рис. 2, в). При необходимости отводить большое количество стружки станине придают специальную форму, например, с наклонной стенкой и окнами в боковой стенке (рис. 2, г).

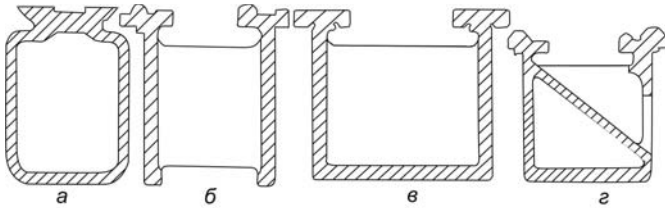


Рис. 2. Профили поперечного сечения станин

Таким образом, в своем большинстве корпусные узлы представляют собой систему пластин, подкрепленных параллельными ребрами жесткости, имеющими различные технологические отверстия, жестко связанных между собой и являющихся излучателями структурного шума.

При обычных измерениях невозможно разделить составляющие звукового давления в суммарном звуковом давлении, которое регистрируется микрофоном, но оказывается возможным получить такие данные косвенным путем.

Рассмотрим статистический (энергетический) метод, позволяющий разделить составляющие воздушного P_v и структурного шума P_c в суммарном звуковом давлении корпусных элементов металлорежущих станков.

Корпусные элементы металлорежущих станков можно рассматривать как систему из пластин, определенным образом соединенных между собой.

За единицу времени в пластину подводится от источника (зубчатой передачи) колебательная энергия W_{ik} . Пластина с индексом k площадью S_k имеет общую границу протяженностью L_{ki} с пластиной i и плотностью энергии изгибных волн w_k . Для определения энергии, передаваемой в единицу времени из k -й пластины в i -ю, выделим на границе пластины участок единичной длины. Под углом θ на него падает поток энергии [1]

$$dq_k = c_{гр} w_k \frac{d\theta}{2\pi} \cos\theta, \tag{1}$$

где $c_{гр} = \frac{c_{и} q_k}{w \lambda_{и}}$ – групповая скорость распространения энергии волны.

Здесь взято отношение $d\theta$ к 2π , так как в диффузном поле движение энергии равномерно распределено по всем углам в пределах 2π . Часть этого потока энергии проходит в пластину i . Ее величина

$$dW_{ik} = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \tau_{ik}(\theta) dq_k, \tag{2}$$

где $\tau_{ik}(\theta)$ – коэффициент передачи энергии через соединение пластин и падающей на него под углом θ . Подстановкой (1) в (2) получим

$$dW_{ik} = c_{гр.k} \tau_{ik} w_k \frac{1}{\pi}, \tag{3}$$

где τ_{ik} – коэффициент передачи энергии диффузного поля через соединение пластин:

$$\tau_{ik} = \frac{1}{2} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \tau_{ik}(\theta) \cos\theta d\theta. \tag{4}$$

Через всю границу L_{ik} в единицу времени проходит энергия

$$W_{ik} = L_{ik} dW_{ik} = \frac{1}{\pi} L_{ik} c_{гр.k} \tau_{ik} w_k. \tag{5}$$

Формулу (5) можно переписать

$$W_{ik} = \alpha_{ik} c_{гр.k} w_k, \tag{6}$$

где $\alpha_{ik} = \frac{L_{ik} \tau_{ik}}{\pi}$ – коэффициент, характеризующий передачу энергии изгибных волн из пластины k в пластину i :

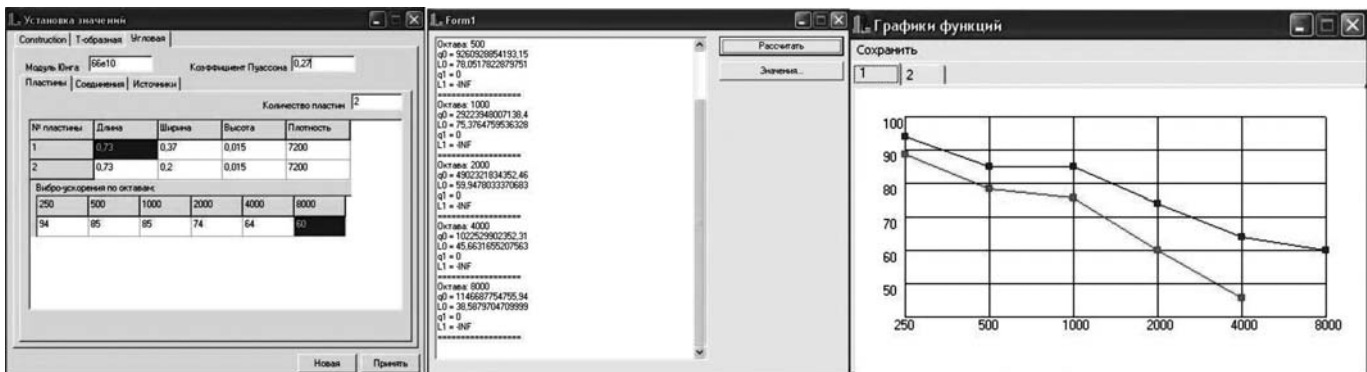


Рис. 3. Интерфейс программы расчета потоков колебательной энергии в корпусных элементах металлорежущих станков

Согласно (6) за единицу времени из пластины k в другие пластины уходит колебательная энергия

$$-\sum_{i=1}^n \alpha_{ik} c_{гр k} W_k \quad (7)$$

Из других пластин системы пластина k получает за это же время колебательную энергию

$$\sum_{i=1}^n \alpha_{ki} c_{гр i} W_i \quad (8)$$

Если пластины k и i не соединены между собой непосредственно, $\alpha_{ik} = \alpha_{ki} = 0$.

Количество колебательной энергии в пластине k поглощается за счет внутренних потерь [2]

$$W_{полл} = -\beta W \quad (9)$$

Суммируя (6), (7) и (8), а также величину $W_{ик}$, получим изменение колебательной энергии в пластине за единицу времени:

$$\begin{aligned} \frac{dW_k}{dt} = W_{ик} + \sum_{i=1}^n \alpha_{ki} c_{гр i} W_i - \beta_k W_k - \\ - \sum_{i=1}^n \alpha_{ik} c_{гр k} W_k \end{aligned} \quad (10)$$

Введем обозначение

$$\delta = \frac{\beta}{c_{гр}} = \frac{\omega \eta_n S}{c_{гр}} = \frac{\pi \eta_n S}{\lambda_n} \quad (11)$$

Кроме того, учтем, что поток колебательной энергии в пластине

$$q = c_{гр} W \quad (12)$$

Подставив (11) и (12) в (10), получим

$$\frac{S_k}{c_{гр k}} \frac{dq_k}{dt} = W_{ик} + \sum_{i=1}^n \alpha_{ik} (q_i - q_k) - \delta_k q_k \quad (13)$$

где δ_k – коэффициент, характеризующий поглощение колебательной энергии в пластине k .

При стационарных волновых процессах в корпусных элементах металлорежущего станка, что имеет место при непрерывной работе зубчатых передач и других источников вибрации, $\frac{dq_k}{dt} = 0$, то (13) – для стационарного процесса

$$W_{ик} + \sum_{i=1}^n \alpha_{ik} (q_i - q_k) - \delta_k q_k = 0 \quad (14)$$

Если пластина k не связана непосредственно с источником колебательной энергии $W_{ик}$, то выражение (14) следует переписать:

$$\sum_{i=1}^n \alpha_{ik} (q_i - q_k) - \delta_k q_k = 0 \quad (15)$$

Записав p уравнений, подобных (14) и (15) и решив систему полученных уравнений относительно искомых величин q_n , найдем значения среднеквадратичных амплитуд колебательных скоростей звуковой вибрации в корпусных элементах металлорежущих станков и оборудования $\langle \dot{\xi}_n^2 \rangle = \frac{q_n}{2c_{и.пл.} m_{пл.}}$. В случае излучения звука при

изгибных колебаниях пластин звуковая мощность W связана с коэффициентом излучения γ и амплитудой виброскорости ξ_n^2 соотношением

$$W = \gamma \rho c \xi_n^2 S_k \quad (16)$$

где ρc – акустическое сопротивление среды (удельное сопротивление излучения при поршневых колебаниях); S_k – площадь излучающей пластины.

Для ребристых пластин, на которых установлен источник колебательной энергии, на высоких частотах может наблюдаться существенная неоднородность поля, связанная с расширением фронта волн, распространяющихся от источника [3]. Формулы (14)–(15) нельзя применять для расчета уровня вибрации на частоте ниже первой резонансной частоты изгибных колебаний участков пластин, заключенных между смежными ребрами жесткости.

Теоретические зависимости расчета потоков колебательной энергии и среднеквадратичных амплитуд колебательных скоростей в корпусных элементах металлорежущих станков реализованы в программном обеспечении [4]. Разработан программный модуль в среде программирования C++Builder 5, интерфейс которого представлен на рис. 3.

Список литературы

1. Никифоров А.С. Распространение и поглощение звуковой вибрации на судах / А.С. Никифоров, С.В. Будрин. – Л.: Судостроение, 1968. – 216 с.
2. Никифоров А.С. Акустическое проектирование судовых конструкций: Справочник / А.С. Никифоров. – Л.: Судостроение, 1990. – 200 с.
3. Бородицкий Л.С. Снижение структурного шума в судовых помещениях / Л.С. Бородицкий, В.М. Спиридонов. – Л.: Судостроение, 1974. – 222 с.
4. Медведев А.М. Расчет плотности потоков колебательной энергии в элементах технологического оборудования: Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ / А.М. Медведев, Г.В. Литовка, Е.С. Кишлалы – № 2006611706. – М.: Роспатент.