

Министерство высшего и среднего специального образования БССР  
Белорусский ордена Трудового Красного Знамени политехнический институт

# МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК

Выпуск 8

Минск "Вышэйшая школа" 1983

УДК 621.002

75  
МЗ8

Главный редактор

П.И. Ящерицын, академик АН БССР, доктор технических наук,  
профессор

Редакционная коллегия:

В.В. Аtrashевский, В.В. Бабук, Г.Я. Беляев, Э.М. Дечко,  
М.Л. Еременко, Н.И. Жигалко, А.И. Кочергин, Е.И. Махарин-  
ский, В.Ф. Скиженок, Н.В. Спиридонов, Я.М. Сургунт,  
Г.И. Хутский, Б.П. Чемисов, П.С. Чистосердов

Излагаются результаты научно-исследовательских работ по созданию прогрессивных технологических процессов механической и упрочняющей обработки, характеризующихся повышением точности и долговечности деталей машин. Содержатся сведения по совершенствованию конструкции металлорежущих станков и инструментов. Приводятся результаты исследований финишных процессов обработки деталей из труднообрабатываемых материалов инструментами, оснащенными синтетическими сверхтвердыми материалами.

Предназначен для инженерно-технических работников промышленных предприятий и научно-исследовательских институтов, а также преподавателей, аспирантов и студентов вузов машиностроительного профиля.

М  $\frac{270200000-103}{М304(05)-83}$  63-83

©Издательство "Вышэйшая школа", 1983.

## Раздел 1. ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ

У/К 621.941.025-182.66

Ю.А.Новоселов, канд.техн.наук, М.И.Михайлов (НПИ)

### РАСЧЕТ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ НА ОПОРНЫХ ПЛОЩАДКАХ РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНЫ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ

На кафедре "Обработка металлов резанием" Гомельского политехнического института разработаны конструкции сборных токарных резцов, в которых режущим элементом является не многогранная неперегачиваемая пластина, как в резцах ВНИИ, а обыкновенная унифицированная пластина, предназначенная для напайных резцов. Для расчета контактных напряжений на площадках взаимодействия режущей пластины с крепежными элементами рассмотрим схему нагружения режущей пластины одной из конструкций резцов (рис. 1, а). Режущая пластина, которая сов-

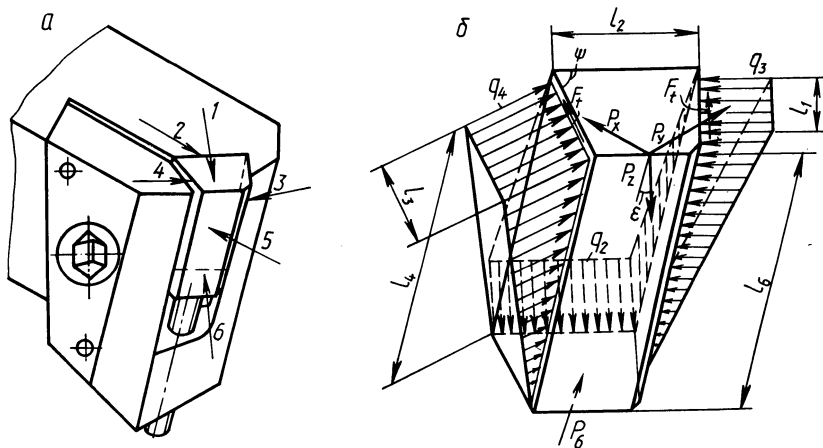


Рис. 1. Сборный токарный резец: а – общий вид; б – схема распределения контактных нагрузок на опорных поверхностях пластины.

местно с крепежными элементами образует своего рода инструментальный блок, находится под воздействием нагрузок (рис. 1, б). Силам резания  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$ , приложенным к режущей кромке (пересечение граней 1 и 5 на рис. 1, а), противодействуют силы реакции на зажимных гранях пластины (площадки 2, 3, 4) и опорной грани (площадка 6). Распределение этих сил на площадках 2, 3, 4 принято линейно-равномерным (рис. 1, б), что,

по-видимому, мало отличается от фактического распределения. Обозначим максимальные значения удельных контактных нагрузок, действующих на гранях, соответственно  $q_2, q_3, q_4$  и, записав уравнение равновесия, получим

$$q_2 = \frac{M_2}{c_2 l_4 c}; \quad q_3 = \frac{M_3}{l_1 l_4}; \quad q_4 = \frac{M_4}{l_3 l_4 c}; \quad P_6 = \frac{M_6}{c},$$

где  $M_2, M_3, M_4, M_6$  - приведенные моменты;  $l_1, l_2, l_3, l_4$  - размеры контактных площадок;  $c$  - приведенное плечо главного момента.

Приведенные моменты и приведенное плечо определяются по следующим формулам:

$$M_2 = -(2l_5 f + 2a)(P_2^{11} - P^1 f) + 2(\cos\psi + f \sin\psi)(P^1 l_5 f + \frac{2}{3} P^1 l_4 - P^{\text{III}} l_5 - M^1) - 2(f \cos\psi - \sin\psi)(-P^{\text{II}} l_5 f - \frac{2}{3} P^{\text{II}} l_4 + f(P^{\text{III}} l_5 + M^1));$$

$$M_3 = -2P^1(l_5 f + a + f(l_5 - l_2)(\cos\psi + f \sin\psi)) - 2(f \cos\psi - \sin\psi) + (P^{\text{III}} l_5 + P_4 + f P^{\text{II}}(l_5 - l_2));$$

$$M_4 = -2(-P^{\text{III}} f l_5 - M^1) + 2(f l_5 - l_2)(P^1 f - P^{\text{II}}) + P^1 f l_5 + \frac{2}{3} P^1 l_4;$$

$$M_6 = f(\cos\psi + f \sin\psi + 1)(-P^{\text{III}} l_2 - M^1 + P^1 f l_2 + P^1 \frac{2}{3} l_4) + (f l_2 + a)(f P^{\text{II}} + P^{\text{III}} - P^1 f^2 - P^1 f) + f(\cos\psi - \sin\psi)(f l_2 + \frac{2}{3} l_4)(-P^{\text{II}} f - c) - f(f + 1)(-P^{\text{III}} l_2 - M^1);$$

$$c = -l_5 f - a + f(l_5 - l_2)(\cos\psi(f^2 - 1) - 2f \sin\psi) + (f \cos\psi - \sin\psi)(f l_5 + \frac{2}{3} l_4),$$

где  $P_1, P_2, P_3$  - проекции сил резания на координатные оси;  $f$  - коэффициент трения твердого сплава по стали;  $M^1$  - момент, создаваемый проекциями сил резания. Проекции сил резания и создаваемый ими момент определяются из выражений

$$P^1 = -P_x \cos\varphi + P_y \cos\epsilon \sin\varphi - P_z \sin\epsilon \sin\varphi;$$

$$P^{\text{II}} = P_x \sin\varphi + P_y \cos\epsilon \cos\varphi - P_z \sin\epsilon \cos\varphi;$$

$$P^{\text{III}} = -P_z \cos\epsilon - P_y \sin\epsilon;$$

$$M^1 = -P_x \cos\varphi l_6 + P_y (\cos\epsilon \sin\varphi l_6 + \sin\epsilon l_7) + P_z (\cos\epsilon l_7 - \sin\epsilon \sin\varphi l_6);$$

$$a = f(\cos\psi l_1 + \sin\psi \frac{2}{3} l_4 - f l_8).$$

По выведенным зависимостям был произведен расчет для режимов резания:  $s = 0,8$  мм/об,  $t \approx 6$  мм,  $v = 50$  м/мин и следующей геометрии инструмента  $\varphi = 45^\circ, \varphi_1 = 45^\circ, \gamma = +5^\circ, \lambda = +5^\circ, \alpha = 12^\circ$ . Расчеты показали, что в конструкциях с вертикальным расположением твердого сплава наиболее нагру-



жон опорный винт, но даже при самых неблагоприятных условиях контакта напряжения не превышают предела текучести для материала винта, а также меньше допустимых напряжений на смятие на торце винта. Для увеличения долговечности винта его необходимо изготавливать из сталей  $\sigma_b < 120 \cdot 10^7$  Па и повышать прочность одним из методов упрочнения, а также увеличивать радиусы скругления во впадинах резьбы. В других элементах крепления возникающие контактные нагрузки меньше допустимых напряжений. Результаты этого анализа были использованы для дальнейшего совершенствования описанной конструкции сборного резца.

УДК 621.219

Н.И.Жигалко, канд. техн. наук (БПИ),  
П.Л.Розенталь, канд.техн.наук (ИТК АН БССР)

#### ВОПРОСЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ДИАЛОГОВОГО РЕЖИМА ПРИ ОСНАЩЕНИИ МНОГОИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЙ ИНСТРУМЕНТАМИ

Опыт формализации процесса оснащения операций при многоинструментальной обработке показал необходимость учета при алгоритмизации большого числа различных условий, вытекающих из логики процесса оснащения. Как следствие получаются громоздкие и плохо обозримые алгоритмы, которые требуют длительного времени для их разработки. Вместе с тем в процессе алгоритмизации часть вариантов, как правило, выпадает из рассмотрения. Представление процесса оснащения в виде некоторой последовательности задач, выполняемых в диалоговом режиме, во многом избавляет от необходимости разрабатывать сложные алгоритмы анализа вариантов. В связи с чем применение диалога при оснащении инструментами многоинструментальной обработки является перспективным направлением при формализации этого процесса. Предварительно процесс разбивается на ряд этапов и для каждого из них определяются места обращения к дисплею.

Принцип определения типоразмеров режущих или вспомогательных инструментов состоит в том, что сначала они ищутся в массивах нормализованных инструментов, а если не могут быть найдены, то проектируются.

При нахождении типоразмеров режущих инструментов диалог целесообразно применять на этапе определения места установки направляющей втулки на инструменте. Предварительно определив

типоразмеры режущего инструмента, последний необходимо установить относительно обрабатываемой поверхности в положение конца рабочего хода и разместить на направляющей части инструмента кондукторную втулку. Затем следует проанализировать: 1) достаточна ли длина направляющей части инструмента с учетом размещения на ней элементов направления; 2) достаточно ли пространства для втулки в месте ее размещения.

Анализ по первому условию производится на основе вывода на экран дисплея графического фрагмента (рис. 1). Параметры  $a$ ,  $a'$  и др., определяющие расположение инструмента относительно детали, вычисляются автоматически по программе оснащения. Если расстояние  $a'$  по оценке оператора-проектировщика достаточно для схода стружки, то выбранный типоразмер удовлетворяет данному условию. Если расстояние  $a'$  мало, то оператор с помощью светового пера смещает втулку несколько вниз, если позволяет размер  $a$ . В противном случае необходимо выбрать другой тип инструмента с большей длиной направляющей части и повторить процедуру проверки. Особенность оценки этого параметра состоит в том, что в зависимости от вида и диаметра инструмента (сверло, зенкер, развертка и др.) его величина может быть различной.

Реализация второго условия производится на основе вывода на экран дисплея графического фрагмента (рис. 2). Вывод фрагмента производится в случае, если имеется близко расположенная от обрабатываемой поверхности свободная поверхность. Проверяется наличие зазора  $b$  между свободной поверхностью и корпусом кондукторной плиты. Если зазор есть, то конструкция удовлетворительна, если зазора нет или величина его слишком мала, то следует перейти к обработке с направлением по вспомогательному инструменту.

При выборе вспомогательных инструментов в режиме диалога проверяются два условия.

В первом случае анализ выполняется на основе выводимых на экран дисплея фрагментов (рис. 3). В каждом конкретном случае необходимо соблюдение минимальных зазоров  $c$  и  $d$ , размеры которых оцениваются оператором-проектировщиком. В случае недостаточности зазора или его отсутствия следует выбрать режущий инструмент с направляющей частью большей длины или принять специальное решение.

После выбора типоразмеров вспомогательных инструментов проверяется их непересечение друг с другом. На экране дисплея высвечивается фрагмент (рис. 4) с видом на торец шпиндельной коробки и изображением расположения шпинделей со вспомогательными инструментами. Относительно оси каждого шпин-

для высвечивается минимальный диаметр соответствующего вспомогательного инструмента и визуально проверяется их непересечение друг с другом. В случае пересечения каких-либо двух инструментов назначается другой тип вспомогательного инструмента с меньшим максимальным диаметром, и проверка производится вновь.

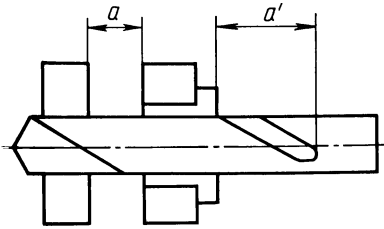


Рис. 1. Длина направляющей части инструмента.

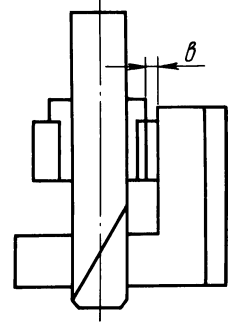


Рис. 2. К проверке размещения кондукторной втулки относительно обрабатываемой детали.

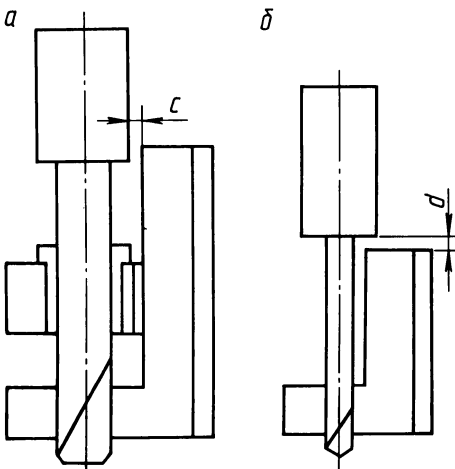


Рис. 3. Расположение вспомогательного инструмента относительно обрабатываемой детали.

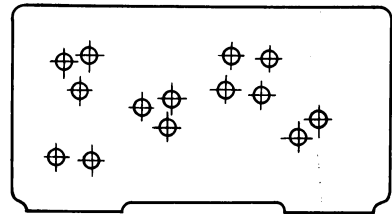


Рис. 4. Взаимное расположение вспомогательных инструментов.

При программировании вычерчивания конструкций инструментов (например, в многоинструментальной наладке) диалог наиболее целесообразно применить при проверке на взаимное непересечение размерных чисел, выносков с обозначениями типоразмеров инструментов с размерными линиями и т. п.

Проведенный анализ полезен при алгоритмизации процессов оснащения многоинструментальных операций стержневыми инструментами в диалоговом режиме.

Хак А.К.М. Нурул, А.И.Кочергин,  
канд. техн. наук, Н.И.Тимофеева (БПИ)

## ИССЛЕДОВАНИЕ РАССЕЙВАНИЯ ИЗНОСА И СТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТОВ

В данной статье приведены эмпирические распределения величин износа инструментов, при которых они снимаются со станков-автоматов и полуавтоматов в условиях крупносерийного и массового производства деталей. Представлены также результаты, полученные в лабораторных условиях при исследовании влияния режимов резания на коэффициент вариации стойкости.

Диапазон рассеивания величин износа инструментов по задней поверхности, при которых они снимаются со станков, имеет пределы: 0,1 и 1,5 мм – для трехгранных неперетачиваемых твердосплавных пластинок и червячных фрез; 0,1 и 1,2 мм – для долбяков из стали P18; 0,1 и 0,7 мм – для долбяков из стали P6M5. Износ сверл диаметром 10–18 мм изменялся в следующих пределах: по уголку – от 0,3 до 1,2 мм; по перемычке – от 0,1 до 0,8 мм; по задней поверхности – от 0,1 до 0,7 мм; по ленточке – от 1 до 3 мм. Коэффициент вариации для разных инструментов составлял от 0,3 до 0,8. В связи с тем что в момент смены инструмента его износ является случайной величиной, изменяющейся в широком диапазоне, необходимо изучить ее распределения и использовать последние при лабораторных исследованиях стойкостных зависимостей.

Некоторые эмпирические распределения величин износа приведены на рис. 1. Проверка с помощью вероятностной бумаги показала, что экспериментальные данные не противоречат гипотезе о нормальном распределении износа сверл по ленточке и червячных фрез, о логарифмически нормальном распределении неперетачиваемых твердосплавных пластинок и твердосплавных ножей торцовых фрез, об экспоненциальном распределении износа сверл по перемычке, задней поверхности и уголку, а также износа червячных фрез.

Распределения величин износа инструментов, при которых в производственных условиях они снимаются со станка, могут быть использованы при лабораторных испытаниях инструментов с целью оптимизации их геометрии и получения наиболее общих зависимостей стойкости от режимов резания.

Эксперименты, с помощью которых стойкость устанавливается при строго определенной величине износа, позволяют получать стойкостные зависимости частного типа. Параметры этих зави-

симостей обусловлены принятым критерием затупления. При этом из графиков износа извлекается весьма малая информация. С целью устранения этих недостатков, а также для приближения условий лабораторных испытаний к производственным целесообразно стойкостными испытаниями определять вероятную стой-

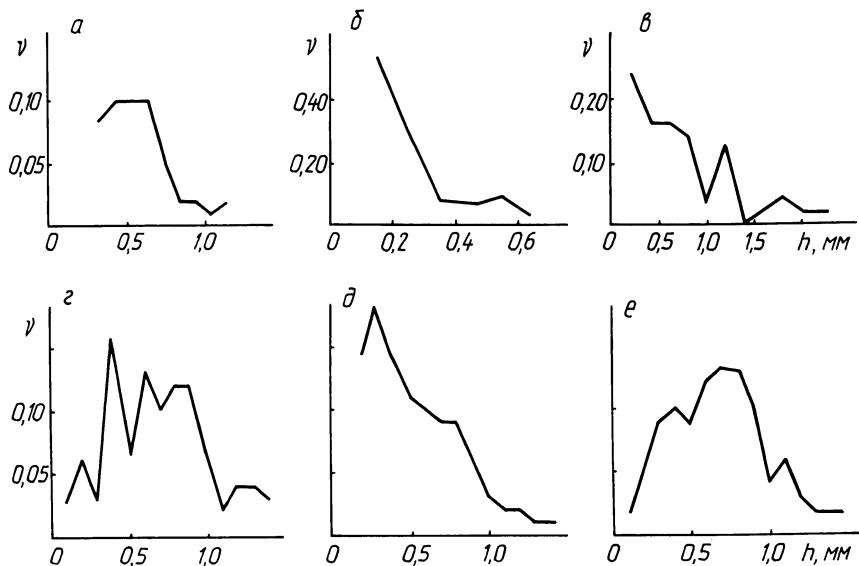


Рис. 1. Эмпирические распределения величин износа: а – сверл О 10–18 мм по уголку; б – долбяков  $m = 4,5$  мм, в – червячных фрез  $m = 4$  мм; г – пятигранных неперегретываемых пластинок из твердого сплава Т15К6, д – трехгранных неперегретываемых пластинок из твердого сплава Т15К6; е – твердосплавных торцовых фрез  $\varnothing 120$  мм.

кость  $T_B$ , которая может быть установлена на основе графика износа 1 (рис. 2), полученного в лабораторных условиях, и распределения 2 величин износа, при которых инструменты снимаются со станка. Вероятная стойкость

$$T_B = \frac{\sum P_i T_i}{\sum P_i},$$

где  $P_i$  – вероятность события, состоящего в том, что инструмент, имеющий данный износ, будет снят со станка;  $T_i$  – стойкость инструмента при этом износе.

Опыты по определению влияния режима резания на коэффициент вариации стойкости выполнялись на токарно-винторезном станке модели 1А616. Втулки из стали 45, имеющие наружный диаметр 125 мм и внутренний 90 мм, обрабатывались с поперечной подачей резцами с неперегретываемыми квадратными пластинками из Т15К6. В первой серии на трех уровнях изменялась частота вращения шпинделя ( $n = 1120; 1400$  и  $1800$  об/мин);

во второй – подача ( $s = 0,065; 0,114$  и  $0,193$  мм/об); в третьей – глубина резания ( $t = 0,10; 0,25$  и  $0,40$  мм). Постоянные параметры режима резания были следующие:  $t = 0,25$  мм,  $s = 0,114$  мм/об,  $n = 1400$  об/мин. Через каждые 5 или 10 проходов определялась наибольшая величина износа на задней поверхности. Для десяти резцов, исследованных на каждом режиме резания, установлен значительный разброс износа и стойкости (рис. 3, 4).

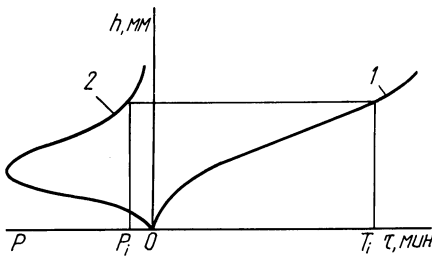


Рис. 2. Схема, поясняющая определение вероятной стойкости инструментов.

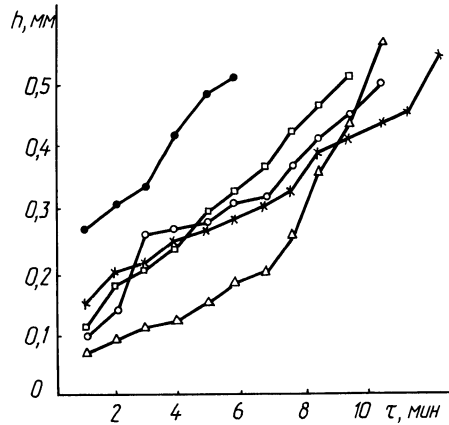


Рис. 3. Графики износа резцов при  $t = 0,25$  мм,  $s = 0,065$  мм/об,  $n = 1400$  об/мин.

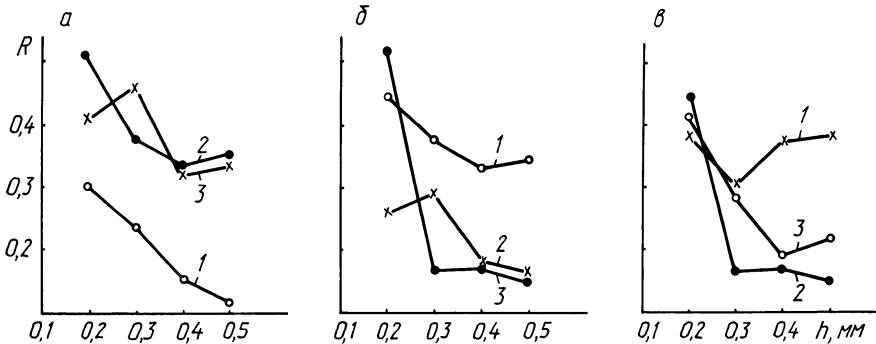


Рис. 4. Влияние износа на коэффициент вариации стойкости: а – при разных скоростях резания (1 –  $n = 1120$  об/мин; 2 –  $n = 1400$  об/мин; 3 –  $n = 1800$  об/мин); б – при разных подачах (1 –  $s = 0,065$  мм/об; 2 –  $s = 0,114$  мм/об; 3 –  $s = 0,193$  мм/об); в – при разных глубинах резания (1 –  $t = 0,10$  мм; 2 –  $t = 0,25$  мм; 3 –  $t = 0,40$  мм).

Для каждого режима резания при различных величинах износа вычислены средняя стойкость  $\bar{T}$ , среднее квадратическое отклонение  $\sigma$  и коэффициент вариации стойкости  $R = \sigma / \bar{T}$ . При

достаточно большом износе (0,4 – 0,5 мм) повышение глубины резания и подачи приводит к уменьшению  $R$ , а повышение скорости резания сопровождается увеличением  $R$ . Эти результаты следует учитывать при определении числа инструментов, необходимых для стойкостных испытаний на различных режимах резания.

УДК 620.179.188

Хак А.К.М. Нурул, А.И.Кочергин,  
канд. техн. наук, Е.П.Черкасский (БПИ)

### ПРОГНОЗИРОВАНИЕ СТОЙКОСТИ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Известно, что износ и стойкость инструментов имеют стохастическую природу. Поэтому появляется необходимость прогнозирования средней стойкости и распределения стойкости. Разработка метода прогнозирования средней стойкости включает в себя: 1) оценку износа и стойкости инструментов на основе доведения большой их совокупности до достаточно высокого уровня износа; 2) оценку износа и стойкости инструментов по результатам ускоренных испытаний их небольшой выборки; 3) определение погрешности прогнозирования путем сравнения названных оценок средней стойкости.

Опыты выполнены при поперечном точении резцами, оснащенными пятигранными неперетачиваемыми пластинками твердого сплава Т15К6, втулок из стали 9ХС, имеющих наружный диаметр 40 мм и внутренний 18 мм. Точение выполнялось на токарно-винторезном станке модели 1А616 с режимами:  $t = 0,25$  мм,  $s = 0,065$  мм/об,  $n = 2240$  об/мин. Износ  $h$  на задней поверхности резца измерялся с помощью инструментального микроскопа через каждые 3 мин резания. Всего исследовано 30 резцов. Их периоды стойкости при износе 0,4 мм составляют 12; 13,5; 14; 14; 15; 20,5; 21; 22; 22,5; 23; 24; 24; 26; 26,5; 27; 27,5; 28; 28; 28; 29; 30; 30; 30,5; 32; 32; 32; 34,5; 41; 41; 42,5 мин.

Гипотеза о нормальном распределении периодов стойкости резцов не отвергается. Точечная оценка среднего периода стойкости  $\bar{T} = 26,2$  мин; точечная оценка дисперсии  $\sigma^2 = 57,05$ ; выборочное среднее квадратическое отклонение периодов стойкости  $\sigma = 7,53$  мин. При уровне значимости 0,05 получена интервальная оценка генерального среднего периода стойкости резцов:  $23,4 \leq T \leq 29,0$  мин. Средняя величина износа 30 иссле-

дованных резцов по окончании периода приработки изменяется практически линейно (прямая 2 на рис. 1).

Исследовались два метода прогнозирования среднего уровня стойкости. Первый метод состоит в том, что средняя стойкость определяется по результатам испытаний небольшого числа резцов, которые доводятся до окончательного износа, в рассматриваемом случае равного 0,4 мм. На основе экспериментальных данных производилось моделирование опытов, необходимых для оценки погрешностей определения средней стойкости, которая находится по первому методу. При этом из 30 испытанных резцов случайным образом выбирали по  $k$  резцов ( $k = 3, 5, 8, 10$ ).

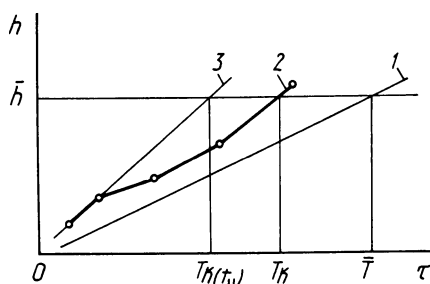


Рис. 1. Схема методов прогнозирования средней стойкости инструментов.

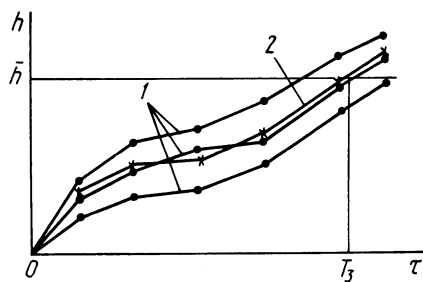


Рис. 2. Аппроксимация среднего износа трех резцов.

Изменение средней величины износа, найденной по  $k$  реализациям 1 (рис. 2), выражается ломаной 2, пересечение которой с прямой  $h = \bar{h}$  дает точечную оценку прогнозируемого среднего уровня стойкости  $T_k$  (см. рис. 1). Значения  $T_k$  и абсолютные величины  $\delta T_k$  ее отклонения от  $\bar{T}$  нашли для десяти выборок объемом  $k$  (табл. 1).

В качестве оценок точности прогноза средней стойкости принимаем остаточную сумму квадратов  $\sigma_k^2 = \frac{10}{k} \sum_{i=1}^{10} \delta T_{ki}^2 = \frac{10}{k} \sum_{i=1}^{10} (T_{ki} - \bar{T})^2$  для всех десяти выборок ( $i$  — номер выборки) и среднюю относительную ошибку  $100 (\delta \bar{T}_k : \bar{T}) \%$ .

С увеличением числа инструментов в выборке и соответственно продолжительности испытаний  $\tau_i \approx k T_k$  точность прогноза средней стойкости повышается. В рассматриваемом случае средняя стойкость может быть определена с относительной ошибкой 15, 9, 8 или 6% по результатам испытаний до полного износа соответственно выборки из 3, 5, 8 или 10 резцов.

Второй метод прогнозирования средней стойкости состоит в том, что испытывается небольшое число инструментов, каждый из которых не доводится до принятого критерия затупления.



Таблица 1

Номер выборки	$T_3$	$T_5$	$T_8$	$T_{10}$	$\delta T_3$	$\delta T_5$	$\delta T_8$	$\delta T_{10}$
1	33	26	30	27	6,83	0,17	3,83	0,83
2	27	32,5	28	29	0,83	6,33	1,83	2,83
3	27	31	27	29	0,83	4,83	0,83	2,83
4	30	31,5	25,5	27	3,83	5,33	0,67	0,83
5	30	27	29	28	3,83	0,83	2,83	1,83
6	27	27	29	28	0,83	0,83	2,83	1,83
7	30	25	29	29	3,83	1,17	2,83	2,83
8	32	24	27	26	5,83	2,17	0,83	0,17
9	30	27	29	27	3,83	0,83	2,83	0,83
10	34	27	27	27	7,83	0,83	0,83	0,83
Средние значения $\bar{T}_k$ и $\delta T_k$	30	27,8	28,05	27,7	3,8	2,3	2,0	1,6
Остаточные суммы квадратов $\sigma_k^2$					202,6	100,6	52,57	33,5

Продолжительность испытания складывается из периода приработки  $t_{пр}$  (рис. 3) и периода  $t_{и}$ , приходящегося на начальный участок процесса нормального изнашивания. Точка А соответствует окончанию периода приработки, точка В находится на кривой износа. Положение точек А и В определяли по средним величинам износа на основе испытаний  $k$  резцов ( $k = 3, 5, 8, 10$ ). Использовали особенность графика среднего износа, состоящую в том, что по окончании периода приработки он приближается к прямой, и экстраполировали отрезок АВ до величины износа  $h$ , принятой в качестве критерия затупления. Точке С соответствует прогнозируемый уровень стойкости  $T_{k(t_{и})}$ , где  $k = 3, 5, 8$  или 10. На рис. 1 аппроксимирующая прямая обозначена цифрой 3. Установлено, что при неизменных условиях резания длительность периода приработки выборки инструментов варьирует незначительно.

Чем меньше расстояние между точками А и В, тем меньше продолжительность испытаний по сравнению с прогнозируемым уровнем стойкости  $T_{k(t_{и})}$  и тем в большей степени будет сокращена длительность испытаний. Очевидно, при этом будет возрастать погрешность оценки стойкости  $\delta T_{k(t_{и})} = |T_{k(t_{и})} - \bar{T}|$ . Отношение  $k = T_{k(t_{и})} / (t_{пр} + t_{и})$ , которое можно назвать коэффициентом ускорения испытаний, с уменьшением  $t_{и}$  увеличивается. С целью оценки точности прогнозирования средней стойкости партии резцов по выборке объемом  $k$  при разном времени

испытаний  $t_{\text{и}}$  (5 или 10 мин) значения стойкости  $T_{\text{к}}(t_{\text{и}})$  и абсолютные значения  $\delta T_{\text{к}}(t_{\text{и}})$  их отклонений от  $\bar{T}$  нашли для десяти выборок. С увеличением суммарной продолжительности испытаний  $\zeta_{\text{и}} = k(t_{\text{пр}} + t_{\text{и}})$  точность прогноза средней стойкости повышается. В данном случае при  $t_{\text{и}} = 5$  мин средняя стойкость может быть определена с относительной ошибкой 13, 7,5 или 7% по результатам экстраполяции линейного отрезка средней кривой износа на участке нормального изнашивания, полученной соответственно для 3, 5, 8 или 10 резов.

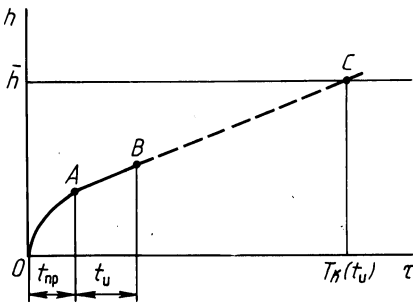


Рис. 3. Схема экстраполяции графика износа.

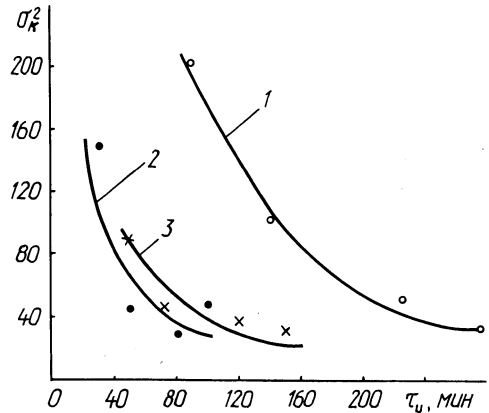


Рис. 4. Остаточные суммы квадратов в зависимости от продолжительности испытаний: 1 – при доведении износа до окончательной величины; 2, 3 – при экстраполяции начального линейного отрезка средней кривой износа соответственно при  $t_{\text{и}} = 5$  мин и  $t_{\text{и}} = 10$  мин.

На рис. 4 показаны остаточные суммы квадратов отклонений прогнозируемой средней стойкости от среднего уровня стойкости  $\bar{T}$  при различных заданных продолжительностях испытаний. Прогнозирование средней стойкости на основе экстраполяции линейного отрезка средней кривой износа на участке нормального изнашивания для достижения той же точности прогноза, что и при доведении небольшого числа инструментов до окончательного износа, требует на испытания приблизительно в три раза меньше времени. При этом увеличение времени испытаний  $t_{\text{и}}$  по окончании приработки с 5 до 10 мин не привело к повышению точности прогноза при испытаниях 5–10 инструментов, но сопровождалось возрастанием суммарного времени испытаний приблизительно в 1,5 раза. Таким образом, для ускорения испытаний твердосплавных резов следует рекомендовать метод экстраполяции.

В.И.Ходырев, канд. техн. наук,  
В.А.Молочков, Е.Л.Машканцев (ММИ)

## СИСТЕМА АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОЧЕНИИ ВИНТОВЫМ РОТАЦИОННЫМ РЕЗЦОМ

Сложность процесса формообразования при точении винтовым ротационным резцом (ВРР) обусловлена как сложностью пространственной конфигурации режущих кромок и их относительного движения в обрабатываемом материале, так и непрерывным перемещением активных участков режущих кромок вдоль оси вращения резца. Отсутствие аналитических решений, определяющих форму обработанной поверхности и ее характеристики, а также высокая стоимость и трудность построения модели на основе сбора экспериментальных данных обусловили имитационное моделирование как наиболее рациональный метод исследования и оптимизации процесса точения ВРР. В основу математической модели положены уравнения (1) вращающейся (угол  $\Psi$ ) винтовой (параметр  $\Psi$ ) правой или левой (код  $K_H$ ) однозаходной или многозаходной (число заходов  $i$ ) режущей кромки шага  $h$  и радиуса  $r$ , движущейся (подача  $s$  в мм/об) вдоль образующей поверхности детали радиуса  $R$ :

$$\begin{cases} x_j = -r \sin(\Psi - \varphi_j) \cos \epsilon - m \Psi \sin \epsilon - s \alpha / 2\pi; \\ y_j = -r \cos(\Psi + \varphi_j) + R + r; \\ z_j = -r \sin(\Psi + \varphi_j) \sin \epsilon + m \Psi \cos \epsilon, \end{cases} \quad (1)$$

где  $m = K_H h_i / 2\pi$  - винтовой параметр;  $\alpha$  - угол поворота детали;  $\epsilon$  - угол наклона оси режущей кромки;  $\varphi_j = K_H \alpha + K_H 2\pi x$  ( $j - 1$ )/ $i$  - угол поворота режущей кромки  $j$ -го захода,  $j = 1, 2 \dots i$ ;  $K_H$  - соотношение частот вращения резца и детали.

Поверхность резания, представленная в виде режущих кромок ВРР, совершающего относительное движение в обрабатываемом материале, задается уравнениями, аналогичными уравнениям (1), поэтому точка пересечения режущей кромки с поверхностью резания находится из системы трех трансцендентных уравнений (2), записанных в обобщенной форме, где  $x, y, z$  определяются выражениями (1). Из этих уравнений для известного положения детали  $\alpha$  находятся:  $\Psi$  - параметр, определяющий точку, которая ограничивает активный участок режущей кромки;  $\Psi_{LL}$  - параметр, задающий точку пересечения поверхности резания;  $\alpha_{LL}$  - угол, соответствующий положению детали в момент формирования искомой точки поверхности резания. Учитывая, что  $\alpha \approx \alpha_{LL} + 2\pi n$ , можно с точностью, достаточной для практиче-

ских целей, перейти к системе (3) двух трансцендентных уравнений

$$\begin{cases} x_j(\psi, \alpha) = x_k(\psi_{LL}, \alpha_{LL}); \\ y_j(\psi, \alpha) = y_k(\psi_{LL}, \alpha_{LL}); \\ z_j(\psi, \alpha) = z_k(\psi_{LL}, \alpha_{LL}); \end{cases} \quad (2) \quad \begin{cases} x_j(\psi) = x_k(\psi_{LL}); \\ \rho_j^2(\psi) = \rho_k^2(\psi_{LL}); \\ \rho_j^2 = y_j^2 + z_j^2 \end{cases} \quad (3) \quad (4)$$

и рассматривать задачу определения профиля поверхности резания и обработанной поверхности в радиальных плоскостях детали, которые не меняют своего положения относительно детали при ее вращении. Число таких плоскостей определяется требуемой точностью характеристик профиля детали и величиной их рассеивания. Положение плоскостей (угол  $\alpha$ ) принимается случайным и подчиняется равномерному распределению в интервале  $(0 - 2\pi)$ . Поставив в соответствие рассматриваемым оборотам детали номера  $i_p = 1, 2, \dots$ , начиная с исходного положения, получим, что

$$\varphi_j = K_n [(i_p - 1)2\pi + \alpha] + K_H 2\pi(j - 1)/i,$$

и профиль поверхности детали получается как следствие образования профилей поверхностей резания при последовательном увеличении числа совершенных деталью оборотов  $i_p$ . Величина  $i_p$ , необходимая для полного описания профиля, зависит от  $K_n$ , числа заходов  $i$  и определяется из условия равенства целому числу результата выражения  $K_n i_p$ . Практически моделирование проводилось для большего значения  $i_p$ , чтобы не исключить влияния вероятного участия в формообразовании режущих кромок резца на оборотах, соседних с рассматриваемыми. Результатом моделирования профиля являются следующие характеристики составляющих его участков: порядковый номер участка  $l$ ; оборот, в котором он сформирован,  $i_p$ ; номер  $j$  захода режущей кромки, сформировавшей этот участок; границы участка  $\psi_{BX}, x_{BX}, R_{BX}, \psi_{BU}, x_{BU}, R_{BU}$ . Минимальный радиус участка формируется вершиной режущей кромки, параметр  $\psi$  которой определяется решением уравнения  $\rho_x' = 0$ , причем функция  $\rho(x)$  задана параметрически выражениями (1), (4). После дифференцирования получим трансцендентное уравнение

$$y_j r \sin(\psi + \varphi_j) + z_j [-r \sin \epsilon \cos(\psi + \varphi_j) + m \cos \epsilon] = 0, \quad (5)$$

где  $y_j$  и  $z_j$  определяются из выражения (1).

Для полученного профиля поверхности детали рассчитываются следующие характеристики: средний шаг неровностей профиля по вершинам  $S$ , средний шаг неровностей профиля  $S_m$ , наибольшая высота неровностей профиля  $R_{max}$ , относительная опорная длина профиля  $t_{50}$  и отношение  $S_m/R_{max}$ , характеризующее тип отклонений профиля:

- при  $S_m/R_{\max} < 50$  - шероховатость;  
 при  $50 \leq S_m/R_{\max} \leq 1000$  - волнистость;  
 при  $S_m/R_{\max} > 1000$  - погрешности формы.

На основании имитационного моделирования, проведенного на ЭВМ ЕС-1022-02, при очередном варьировании факторов выяснен механизм и оценена степень влияния каждого из них на процесс формообразования поверхности детали.

Первичные факторы  $s$ ,  $h$ ,  $\epsilon$ ,  $R$ ,  $r$  влияют на формообразование двояко: как непосредственно, так и через соотношение  $K_n$ , причем степень непосредственного влияния невелика. Так, при  $r = 20$  мм,  $K_n = 0,8$ ;  $i = 1$ ;  $h = 6$  мм;  $R = 32,5$  мм трехкратное увеличение подачи (от 0,3 до 0,9 мм/об) приводит к увеличению  $R_{\max}$  на 23 мкм (от 14 до 37 мкм), в то время как для призматического резца с радиусом при вершине 1,0 мм и  $\varphi = 40^\circ$ ;  $\varphi_1 = 20^\circ$  при тех же условиях имеем увеличение расчетных неровностей с 11 мкм до 103 мкм, т.е. на 92 мкм. Значительно меньшее непосредственное влияние на высоту расчетных неровностей оказывают факторы  $h$ ,  $\epsilon$ ,  $R$ ,  $r$ .

Глубина резания  $t$  и скорость  $n$  косвенно воздействуют на формообразование. Степень влияния числа заходов на процесс формообразования может быть значительной, что определяется величиной  $K_n$ . Установлено прямое и доминирующее влияние  $K_n$  на весь процесс точения винтовым резцом. Соотношение  $K_n$  определяет геометрическое образование поверхности и неравномерность процесса, которая в связи с жесткостью системы СПИД определяет упругие деформации, а следовательно, и точность обработки. Значимость косвенного влияния любого из факторов на формообразование определяется его влиянием на скорость самовращения резца. На рис. 1 приведена зависимость величины погрешностей  $\Delta$ , включающих наибольшую высоту неровностей  $R_{\max}$  и величину огранки, от соотношения  $K_n$  при прочих равных условиях для различных значений подачи. Там же для сравнения приведены значения расчетных шероховатостей для призматического резца. Результаты имитационного моделирования полностью соответствуют данным натурального эксперимента.

Известно, что соотношение  $K_n$  при точении ВРР самоустанавливается в зависимости от условий резания и в первую очередь от  $\epsilon$ ,  $r$ ,  $R$ ,  $i$ ,  $h$ ,  $t$ ,  $s$ , характеристик обрабатываемого материала, вида охлаждения, подшипникового узла, износа, скорости резания, геометрии инструмента, а также от взаимодействий некоторых из перечисленных факторов. Поэтому изменение любого из них приводит к непостоянству  $K_n$ , что в свою очередь может значительно ухудшить качество обработанной по-

верхности. Однако, так как степень непосредственного влияния возмущений первичных факторов на процесс формообразования практически очень мала, изменения последних не приведут к сколько-нибудь существенным изменениям обработанной поверхности, если в результате их (факторов) совместного действия  $K_n$  останется постоянным. В этом заключается возможность и предпосылка управления процессом формообразования, а следовательно, и качеством обработанной поверхности путем поддержания  $K_n$  постоянным и равным оптимальному для заданных условий значению.

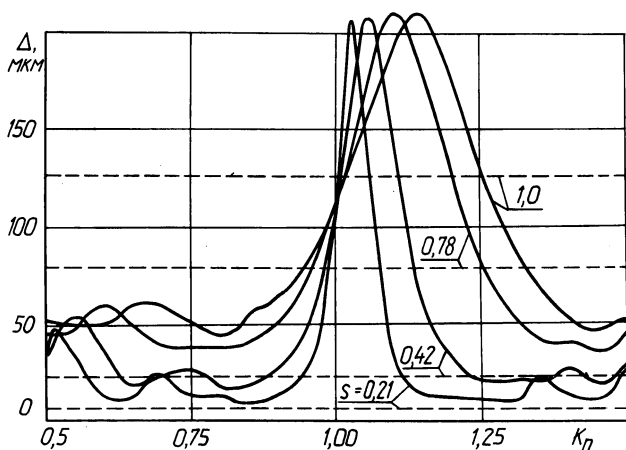


Рис. 1. Зависимость значения погрешностей от скорости самовращения реза.

Регулирующим параметром САУ качеством процесса формообразования винтовым ротационным резцом целесообразно принять угол  $\varepsilon$  наклона оси реза ввиду простоты функциональной связи  $K_n = f(\varepsilon)$  и удобства управления. Обратная связь осуществляется по  $K_n$ .

Высокие требования, предъявляемые к статическим и динамическим характеристикам системы управления, с одной стороны, и развитие микропроцессорной техники, приведшее к созданию надежных малогабаритных и дешевых технических средств, с другой — сделали целесообразным их использование в названной системе адаптивного управления.

САУ (рис. 2) содержит фотодатчики ФД1, ФД2 скорости вращения шпинделя и реза, включающие диски с отверстиями, и электронные схемы, вырабатывающие прямоугольные импульсы с частотой, пропорциональной скорости вращения, специальную ЭВМ и блок управления шаговым приводом. СЭВМ состоит: из двух

восьмиразрядных счетчиков СТ1 и СТ2; двух восьмиразрядных регистров Рг1 и Рг2; арифметическо-логического устройства АЛУ; схемы сравнения СС и устройства управления УУ. Импульсы с фотодатчиков ФД1 и ФД2 поступают на вход счетчиков СТ1 и СТ2. Время, в течение которого счетчики накапливают информацию, выбирается из соображений требуемой точности контроля величины  $K_n$ . Информация из счетчиков передается в регистры по сигналам У3 и У4, вырабатываемым одновременно. После этого по сигналам У1 и У2 счетчики "обнуляются" и производят следующее накопление импульсов, т. е. измерение скоростей. Информация из регистров Рг1 и Рг2 поступает в арифметическо-логическое устройство, которое управляется серией импульсов У5 и по-

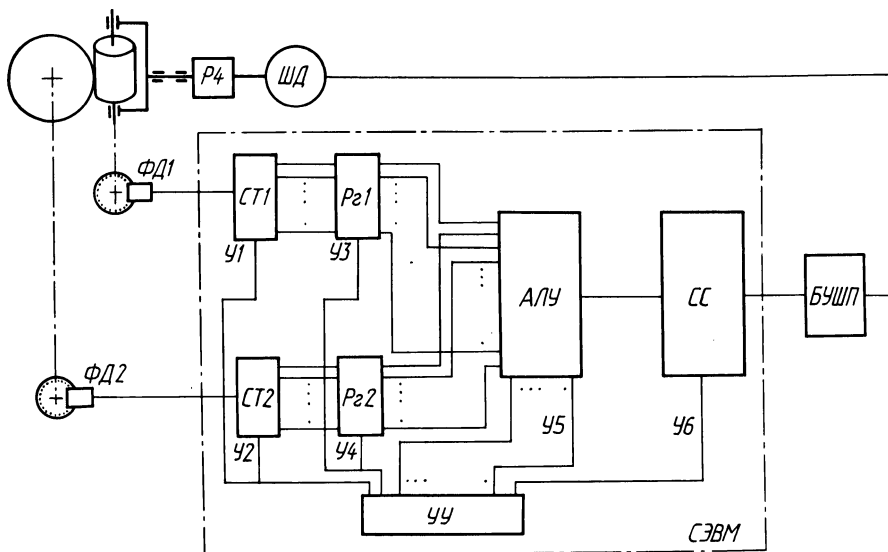


Рис. 2. Схема управления.

сле деления содержимого Рг1 на содержимое Рг2 выдает в схему сравнения измеренное значение  $K_n$ . опорное оптимальное значение  $K_n$  вводится в схему сравнения с помощью галетных переключателей, расположенных на пульте управления САУ. При наличии рассогласования схема сравнения вырабатывает соответствующие управляющие сигналы ("+" программа, "-" программа), которые по импульсу У6 поступают в БУШП-8 Г65.139.026 и приводят к соответствующему увеличению или уменьшению угла  $\epsilon$  в заданных пределах. В случае совпадения измеренного и опорного значений  $K_n$  схема сравнения вырабатывает "0" - привод выключен.

Привод состоит из шагового двигателя ШД-5Д1М-У3 и червячного редуктора РЧ. Предлагаемая система адаптивного управления при оптимизации  $K_{\Gamma}$  по критерию равномерности процесса может использоваться и при черновых операциях с недостаточной жесткостью системы СПИД. Таким образом, применение разработанной системы адаптивного управления расширяет эффективную область использования ВРР на чистовые операции, операции с обработкой поверхностей различных диаметров, а также на черновые операции с недостаточной жесткостью системы СПИД.

УДК 621.919

Н.И.Жигалко, канд. техн. наук (БПИ)

### РЕЖИМ ШЛИФОВАНИЯ, ЗАТОЧКИ И ДОВОДКИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОЛЕЦ - ЗУБЬЕВ СБОРНЫХ ПРОТЯЖЕК

Стабильное получение отверстий высокого качества точности (Н7-Н9) и малой шероховатости с Ra до 0,63-0,20 мкм в деталях из чугуна, сталей и цветных металлов может быть обеспечено протяжками с дополнительными выглаживающими, или дефор-

мирующими, зубьями. При этом более высокую стойкость имеют твердосплавные протяжки по сравнению с быстрорежущими. Для обработки чугуна и цветных сплавов протяжки оснащаются твердыми вольфрамокобальтовыми сплавами ВК6М, ВК15М, ВК100М и др., а для сталей - вольфрамтитанокобальтовыми Т5К12В, Т14К8 и титанотанталовыми ТТ7К12 сплавами.

Для обработки отверстий высоких квалитетов точности и малой шероховатости зубья протяжек должны быть изготовлены точнее на один-два квалитета и иметь меньшую шероховатость поверхности, чем обрабатываемое отверстие. Сопрягаемые поверхности всех деталей сборных протяжек должны изготавливаться по 6-7-му квалитетам точности и иметь шероховатость с Ra до 0,08-0,04 мкм, что обеспечивается чистовым алмазным шлифованием и окончательной заточкой, а также тщательной доводкой.

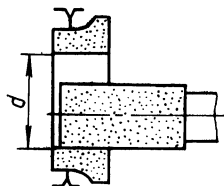
Применяемая твердосплавная протяжка представляет собой сборную конструкцию, в которой на длинную базовую стальную оправку насаживаются режущие, калибрующие и деформирующие кольца-зубья. Между зубьями для образования стружечных каналов имеются стальные промежуточные втулки. Кроме того, на базовой оправке в соответствующих местах имеются передняя, сред-

Таблица 1

Технологический процесс изготовления твердосплавных режущих и калибрующих

Операция	Эскиз обработки	Тип и модель станка	Приспособление
1	2	3	4

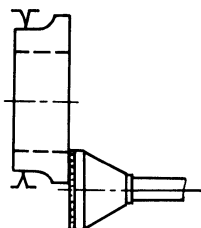
1. а) Шлифовать внутренний диаметр отверстия



Универсально-шлифовальный  
3А228

Трехкулачковый патрон

б) первый торец режущего зубья кольца



- " -

- " -

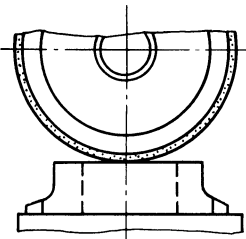
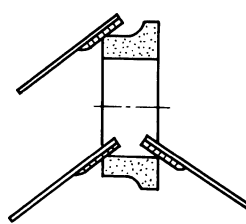
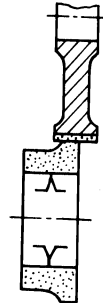
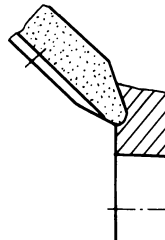
зубьев-колец

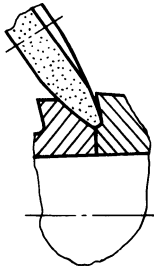
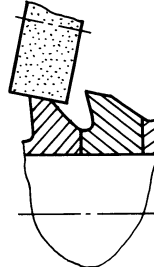
Форма и характеристика круга	Режимы обработки				
	$v_k, \text{м/с}$	$s_{\text{пр}}, \text{м/мин}$	$s_{\text{поп}}, \text{мм/дв.ход}$	$v_{\text{дет}}, \text{м/мин}$	$t, \text{мм}$
5	6	7	8	9	10

АПП АСО 10-15 0,5-1,0 - 10-20 0,007-0,01  
10  
Б1-100

АЧК АСО 15-20 - - - -  
10  
Б1 100



1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
2. Шлифовать второй торец		Плоскошлифовальный 3Б722	Магнитная плита, планки	АПП АСО 12 Б1 100	15-20	4-5	0,5-1,0	-	0,015-0,02
3. Притупить острые нерабочие кромки с фасками 0,5x45°		Универсально-шлифовальный 3А228	Трехкулачковый патрон	надфиль АНП АСО 10 Б1 100	-	-	-	10-20	-
4. Окончательно шлифовать и довести отверстие в зубе-кольце	См. операцию 1	Универсально-шлифовальный 3А228	Трехкулачковый патрон	АПП АСО 3 Б1 100	25-30	0,2-0,5	-	5-10	0,005-0,0075
5. Шлифовать по наружному диаметру на оправке с припуском 0,1-0,2 мм		Круглошлифовальный 3Б153	Центры, хомутик	АПП АСО 10 Б1 100	15-20	0,5-0,8	-	10-20	0,007-0,01
6. Заточить по передней поверхности зубья-кольца в сборе на технологической оправке		Заточной станок для протяжек 3602	Центры, хомутик	АЗТ АСО 10 Б1 100	15-20	0,5-0,8	-	10-20	0,007-0,01

1	2	3	4
7. Шлифовать спинку зубьев в сборе на оправке		Круглошлифовальный 3Б153	То же
8. Окончательно шлифовать и довести наружный диаметр зуба-кольца	См. операцию 5	То же	- " -
9. Окончательно заточить и довести переднюю поверхность зуба	См. операцию 6	Заточной станок для протяжки 3602	- " -
10. Окончательно шлифовать и довести заднюю поверхность зуба		Круглошлифовальный 3Б153	- " -

няя и задняя направляющие части. С целью обеспечения прямолинейности оси сборной протяжки отклонение от перпендикулярности торцовых поверхностей всех колец-зубьев и промежуточных втулок не превышает 0,01 мм. Отверстия во всех деталях выполняются по 6-7-му квалитетам точности. Рабочие поверхности деталей имеют малую шероховатость поверхности с Ra до 0,63 - 0,20 мкм, что обеспечивается за счет чистовой шлифовки заточки и тщательной доводки.

Обработка наружных и внутренних цилиндрических поверхностей твердосплавных колец-зубьев осуществляется на универсальных круглошлифовальных станках внутреннего и наружного шли-

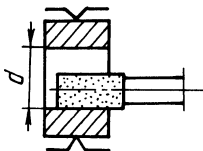
5	6	7	8	9	10
АПП АСО 10 Б1 100	15-20	0,5-0,8	-	10-20	0,007-0,01
АПП АСО 3 Б1 100	25-30	0,2-0,5	-	5-10	0,005-0,007
АЗТ АСО 3 Б1 100	25-30	0,2-0,5	-	5-10	0,005-0,007
АПП АСО 3 Б1 100	25-30	0,2-0,5	-	5-10	0,005-0,007

фования, а торцовых плоскостей - на плоскошлифовальных станках. В свою очередь заточка и доводка зубьев производится на универсальных или специальных станках для заточки протяжек.

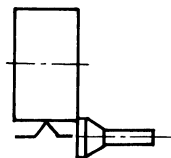
При алмазном предварительном шлифовании и заточке чаще всего применяются круги на металлической, а для окончательной обработки - на бакелитовой связках. Как правило, осуществляется шлифование с охлаждением. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) хорошо себя зарекомендовали СОЖ следующего состава: тринатрийфосфат - 0,6%; вазелиновое масло - 0,05; бура - 0,3; кальцинированная сода - 0,25; нитрит натрия - 0,1; вода - 98,7, а также водные растворы нитрита натрия 1,5 и нитрата натрия 5%.

Операция	Эскиз обработки	Тип и модель стан-ка	Приспособление
1	2	3	4

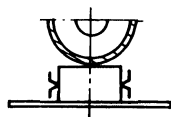
1. Шлифовать внутренний диаметр и 1-й торец начерно



Универсально-шлифовальный 3А228  
Трехкулачковый патрон



2. Шлифовать 2-ю торцевую поверхность



Плоскошлифовальный 3Б722  
Магнитный стол, планки:

3. Притупить острые нерабочие кромки в отверстиях алмазным надфилем

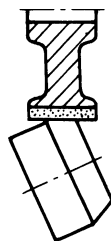
Универсально-шлифовальный 3А228  
Трехкулачковый патрон

4.а. Шлифовать по наружному диаметру с припуском 0,1–0,2 мм



Круглошлифовальный 3Б153  
Оправка, центры хомутик

б. Шлифовать заборный конус кольца под углом (с первого торца)



То же  
То же


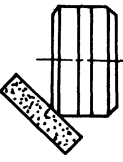
Форма и характеристика круга	Режим обработки				
	$v_k$ , м/с	$s_{пр}$ , м/мин	$s_{поп}$ , мм/дв. х	$v_{дет}$ , м/мин	$t$ , мм
5	6	7	8	9	10
АГЦ или АПП АСО 10 Б1 100	10–20	0,5–1,0	–	10–20	0,007–0,01
АЧК АСО 10 Б1 100	10–20	–	–	10–20	0,01–0,015

АПП АСО 10 Б1 100  
15–25  
4–5  
0,5–1,0  
–  
0,015–0,020

Надфиль  
АНП АСО 12 Б1 100  
–  
–  
–  
10–20

АПП АСО 8 Б1 100  
15–20  
0,5–0,8  
–  
10–20  
0,007–0,01

То же  
15–20  
0,5–0,8  
–  
10–20  
0,007–0,01

1	2	3	4
в. Шлифовать заборный конус кольца под углом (со второго торца)		Круглошлифовальный 3Б153	Оправка, центры, хомутик
5. Снять фаски 0,5x45° с обеих сторон		Универсально-шлифовальный 3А228	Трехкулачковый патрон
6. Довести посадочное отверстие зуба-кольца	См. операцию 1	То же	То же
7. Шлифовать начисто и довести ленточку и заборные конуса зубьев колец		Круглошлифовальный 3Б153	Оправка, центры, хомутик

Режущие (черновые, чистовые, калибрующие) и деформирующие твердосплавные кольца-зубья, по данным СКБ ПС, Института сверхтвердых материалов (Киев) и БПИ, изготавливаются обычно из одних и тех же заготовок. Наибольшие припуски под абразивную обработку имеют заготовки для зубьев крупных диаметров. Это связано с большой величиной их деформации при спекании и значительным упругим восстановлением стенок заготовки.

В табл. 1 приводится технологический процесс шлифования, заточки и доводки твердосплавных режущих и калибрующих, а также в табл. 2 деформирующих колец-зубьев сборной протяжки.

Для повышения производительности процесса шлифования и заточки твердосплавных колец-зубьев в 2-3 раза необходимо применять электролитическое алмазное шлифование. Особенно эффективно оно при больших припусках на обработку. При электролитическом шлифовании дополнительно подводится напряжение к обрабатываемой твердосплавной заготовке и к алмазному кругу. При этом напряжение отрицательного полюса источника постоянного

5	6	7	8	9	10
АПП АСО 8 Б1 100	15-20	0,5-0,8	-	10-20	0,07-0,01
Надфиль АНП АСО 8 Б1 100	-	-	-	10-20	-
АПП АСО 3 Б1 100	25-30	0,2-0,5	-	5-10	0,005-0,007
АПП АСО 3 Б1 100	25-30	0,2-0,5	-	5-10	0,005-0,007

тока подводится к алмазному кругу, а положительного - к обрабатываемой детали. Электролитическое шлифование производится на модернизированном станке. Обработка осуществляется алмазными кругами на металлической связке МВ-1 и М1.

УДК 621.923

В.И.Прибыльский (ИНДМАШ АН БССР),  
Е.С.Яцура, канд.техн.наук (БПИ), Г.В.Тилигузов,  
канд. техн. наук (ИНДМАШ АН БССР)

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СПИД НА ФОРМИРОВАНИЕ ГЕОМЕТРИИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

В реальных условиях шлифования система СПИД представляет собой замкнутую динамическую систему. Колебания формообразующих узлов ее имеют сложный спектр, зависящий как от динами-

ческого состояния станка, так и от процесса обработки. Качество динамической системы оборудования определяется тем, насколько выбранное конструктивное решение обеспечивает уменьшение погрешностей формообразующих перемещений, обусловленных различными возмущающими воздействиями, в том числе процессом резания.

При изучении колебаний металлорежущих станков целесообразно использовать методы теории случайных функций. Для анализа различных колебательных процессов с точки зрения качества обрабатываемых поверхностей необходим однозначный критерий. В качестве такого критерия можно использовать дисперсию (среднеквадратическое отклонение) случайного процесса.

Институтом проблем надежности и долговечности машин (ИНДМАШ) АН БССР совместно с Витебским станкостроительным заводом им. XXII съезда КПСС проводятся исследования работоспособности универсально-заточных станков. В качестве одной из решаемых задач рассматривались вопросы количественной оценки и анализа влияния уровня и характера колебаний формообразующих узлов станка на закономерности образования волнистости обработанных поверхностей деталей.

Ввиду случайного характера колебаний системы СПИД при установлении зависимостей волнистости от конструктивных параметров оборудования и режимов шлифования использовались регрессионные модели.

В качестве независимых факторов, обусловленных конструкцией станка, рассматривались: дисбаланс шлифовального круга со шпинделем  $\Delta_{\text{ш}}$  и ротора электродвигателя главного привода со шкивом  $\Delta_{\text{э}}$ , Н·м; величина натяжения приводного ремня  $\Delta_{\text{н}}$ , Н, а также жесткость стыка "каретка - колонна"  $\Delta_{\text{с}}$ , Н/мм. В качестве режимных факторов - скорость шлифования  $v$ , м/с, продольная подача  $s$ , м/мин и глубина шлифования  $t$ , мм.

Экспериментальные исследования проводились на станке мод. ЗМБ42Е с использованием методов математического планирования экспериментов. Изменение относительных колебаний исполнительных органов в процессе работы станка осуществлялось с помощью индуктивных преобразователей. Абсолютные колебания отдельных станочных узлов записывались с помощью виброизмерительной аппаратуры и пьезоэлектрических преобразователей.

Испытания проводились в наиболее тяжелом режиме эксплуатации станков данной модели с использованием удлиненного шпинделя. Диапазоны изменения факторов приведены в табл. 1.

Шлифовались плоские образцы из стали и различных инструментальных материалов (Р18, ВК8, У10). Перед обработкой каждого образца производилась правка круга алмазным каранда-

Диапазоны изменения конструктивных и технологических факторов

Фактор	Уровень фактора	
	нижний	верхний
Дисбаланс шлифовального круга со шпинделем $\Delta_{ш}$ , Н·м	0	$81,5 \cdot 10^{-6}$
Дисбаланс ротора электродвигателя главного привода со шкивом $\Delta_{э}$ , Н·м	0	$83,5 \cdot 10^{-6}$
Величина натяжения приводного ремня главного привода $\Delta_{н}$ , Н	96	191
Жесткость стыка "каретка-колонна" $\Delta_{с}$ , Н/мкм	17,8	196
Скорость шлифования $v$ , м/с	20	30
Величина продольной подачи $s$ , м/мин	1	9
Глубина шлифования $t$ , мкм	5	60

шом с одинаковыми режимами. Частота вращения шлифовального круга – 2240 об/мин, продольная подача алмаза – 1 м/мин, глубина резания – 0,03–0,02 мм/ход, общее число ходов – 4; число ходов без подачи – 2.

Полученные записи колебательных процессов в аналоговой форме, а также профилограммы поверхностей образцов рассматривались как случайные реализации. Информация преобразовывалась в цифровую форму на полуавтоматическом преобразователе Ф001. Расчеты статистических характеристик и построение спектров частот колебаний СПИД выполнялись на ЭВМ ЕС-1020.

При машинной обработке векторов-столбцов результатов факторных экспериментов получены следующие зависимости дисперсий относительных колебаний шпинделя и стола  $D_a^p$ ,  $D_a^k$ , высоты юлны на обрабатываемой поверхности  $D_H$  от конструктивных параметров системы и режимов шлифования:

$$D_a^p = -2,78 + 0,227v - 0,0172s - 0,101t; \quad (1)$$

$$D_a^k = 22,20 + 10,9\Delta_{ш} + 0,34\Delta_{э} + 7,25\Delta_{н} - 14,8\Delta_{с}; \quad (2)$$

$$D_H = -1,14 + 0,597v - 0,068s + 0,0035t. \quad (3)$$

Коэффициенты полученных многофакторных зависимостей рассчитывались по методу наименьших квадратов, а оценка их значимости по  $t$ -критерию Стьюдента. Адекватность зависимостей проверялась по  $F$ -критерию Фишера при 5%-ном уровне значимости.

На рис. 1 представлены спектрограммы дисперсий относительных колебаний формообразующих узлов станка, соответствующих им колебаний сил резания и волнистости по частотам при различных условиях шлифования.

Как видно из приведенных рисунков, колебания имеют сложный спектр, причем в зависимости от условий шлифования вклад

дисперсий колебаний на определенных частотах в общую дисперсию изменяется, а передача колебаний формообразующих узлов на обрабатываемую деталь является не простым геометрическим копированием с учетом телесности шлифовального круга, а имеет более сложную зависимость. Так, при изменении размаха колебаний шпинделя относительно детали от 2,3 до 11,7 мкм высота волнистости возрастает от 0,34 до 2,32 мкм, а шаг ее отличается от расчетного на 10–20%. При этом детерминированной зависимости между колебаниями формообразующих узлов станка и параметрами волнистости не прослеживается.

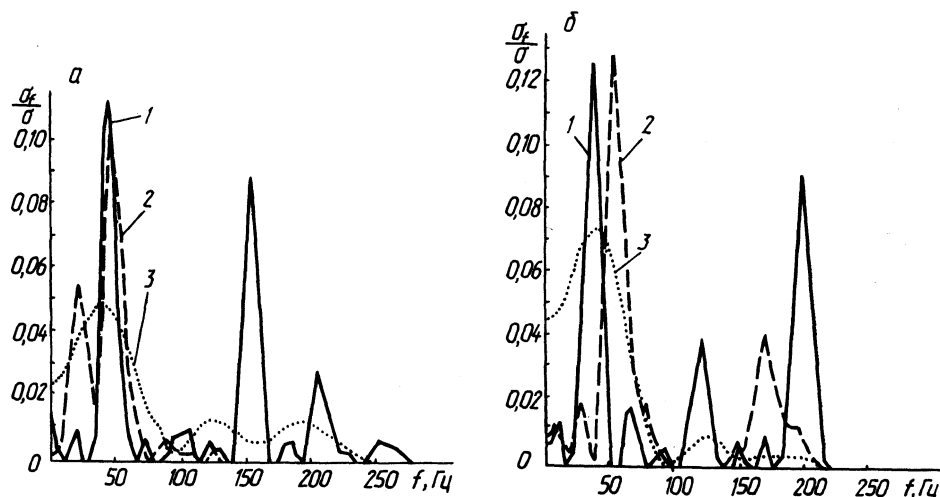


Рис. 1. Спектры реализаций случайных процессов колебаний шпинделя относительно стола 1, вертикальной составляющей силы резания 2 и высоты волнистости 3 при: а -  $v = 25,5$  м/с,  $s = 9$  м/мин,  $t = 60$  мкм; б -  $v = 19,7$  м/с,  $s = 5$  м/мин,  $t = 5$  мкм.

Во время шлифования динамическая система СПИД замыкается и шпиндель получает дополнительную связь, характеристики которой зависят от закономерностей процесса резания и параметров станочной системы, к тому же обработка осуществляется не единичным зерном, а реальной поверхностью, определяемой радиусом шлифовального круга и режимами резания, что и влияет на характер образования волнистости.

Анализ выражений (1), (2) и (3) показывает, что спектры относительных колебаний узлов и волнистости зависят как от режимов шлифования, так и от динамических свойств станка. Так, увеличение значений режимных элементов  $v$  и  $s$  при частоте вращения шпинделя  $n = 2240$  об/мин приводит к уменьшению низкочастотных составляющих спектров и возрастанию колебаний

на частоте 200–210 Гц. В то же время от глубины резания  $t$  наблюдается обратная зависимость.

При частоте вращения шпинделя  $n = 3150$  об/мин увеличение значения  $v$  приводит к уменьшению составляющей спектра на частоте 190–200 Гц, а увеличение подачи  $s$  – к уменьшению составляющих спектра на частотах 50–60 Гц и 205–215 Гц. Аналогичная зависимость наблюдается и от глубины резания.

Спектр колебания сил резания повторяет некоторые зависимости спектров колебаний формообразующих узлов станка, но на него уже значительно влияет динамическое состояние системы СПИД.

УДК 621.9.019:620.191

С.С.Довнар (БПИ)

### ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЕ ПРИ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ

Трещинообразование в металлах, подвергаемых обработке резанием, изучено недостаточно. В большинстве работ резание описывается как своеобразный вид объемной пластической деформации. Однако при таком подходе не удается объяснить, каким образом у режущей кромки металл разделяется на стружку и деталь. Действительно, если перед режущей кромкой выделить тонкий слой металла, перпендикулярный направлению резания (рис. 1), то при внедрении в него резца толщина слоя на границе припуск – тело детали должна уменьшиться до нуля, что означает

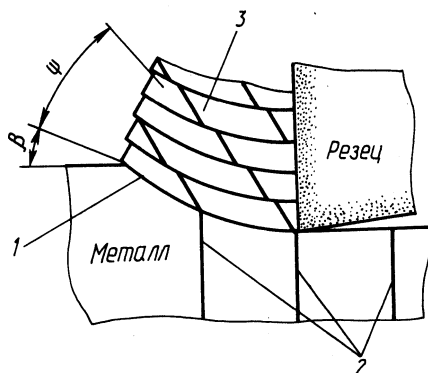


Рис. 1. Модель разделения металла фронтами сдвига: 1 – фронт сдвига; 2 – условно выделенный слой металла; 3 – пластинка стружки;  $\beta$  – условный угол сдвига;  $\Psi$  – угол текстуры.

бесконечно большую степень деформации. Однако известно, что реальные металлы не допускают неограниченной деформации даже в условиях горячей пластической обработки. Поэтому необходимо выяснить, каким образом при конечных деформациях и напряжениях обеспечивается разделение металла режущей кромкой.



Исследованиями на электронном микроскопе обнаружено, что при резании наряду с объемной деформацией периодически происходят локализованные пластические сдвиги. Они наблюдаются в очень узких полосах, называемых фронтами сдвига. Фронт сдвига, возникающий между вершиной резца и свободной поверхностью детали, "рассекает" надвое условно выделенный перед резцом тонкий слой металла (рис. 1) и смещает его верхнюю часть, расположенную в зоне припуска, относительно нижней части до их полного геометрического разъединения. Затем это скольжение прекращается и появляется новый фронт сдвига, который разделяет следующий слой металла, и т. д. Вследствие этого резание представляет собой периодический процесс, во время которого стружка образуется из множества пластин микронной толщины.

Фронт сдвига зарождается возле режущей кромки, когда касательные напряжения в этой зоне достигают критического значения. Для однофазных пластичных металлов фронт сдвига представляет собой обычно сквозную полосу скольжения, внутри которой происходит интенсивный разогрев материала. Поэтому предел текучести в полосе оказывается ниже, чем в окружающем ее металле. Вследствие этого локализованное скольжение идет стабильно и фронт сдвига смещает материал на микрометры при собственной толщине порядка нескольких сот ангстрем. Именно это свойство и позволяет фронту сдвига выполнять функцию разделения металла.

По обе стороны фронта сдвига происходят объемные пластические деформации. Они влияют на формирование фронтов сдвига, но не изменяют роли последних в процессе резания.

Если в металле имеются непластичные образования, например карбиды, то вдоль фронта сдвига могут возникнуть трещины. Фрактографические исследования стальных стружек, полученных в широком диапазоне скоростей резания, показали, что в стружке всегда имеется большое количество микротрещин, причем с увеличением количества карбидов число их растет. Эти микротрещины появляются в основном из-за того, что частицы цементита блокируют образование сквозной полосы скольжения. В этом случае фронт сдвига формируется в виде цепочки из микротрещин и соединяющих их коротких полос скольжения. В сталях полосы скольжения располагаются в пластичной фазе (феррите), а микротрещины проходят сквозь частицы хрупкого цементита и служат стоками для дислокаций, выходящих из коротких полос скольжения. Отметим, что аналогичные "цепочки" наблюдаются также при растяжении стальных образцов со структурой пластинчатого перлита.

Приведенное описание фронта сдвига является общим. Частны-

ми случаями будут сквозная полоса скольжения или магистральная трещина, возникшая за счет слияния микротрещин сдвига под действием касательных напряжений.

Помимо фронтов сдвига около режущей кромки могут возникать также и трещины отрыва. Этот вид разрушения обусловлен растягивающими напряжениями, развивающимися при пластическом деформировании металла около лезвия резца. Микро- и макротрещины отрыва повреждают вновь образуемую поверхность. Они обнаруживаются на деталях из различных материалов при обработке в широком диапазоне скоростей резания.

Трещины отрыва так же, как и фронты сдвига, могут разделять материал около режущей кромки. Возникая, трещина отрыва раскрывается силами резания, что обуславливает отвод верхней части разделяемого слоя в стружку.

Таким образом, как фронт сдвига, так и трещина отрыва разделяют металл около режущей кромки. Эти два явления влияют друг на друга. Так, легкое возникновение фронта сдвига ограничивает растягивающие деформации в разделяемом металле и предупреждает его разрыв. И наоборот, при задержке в формировании фронта сдвига растягивающие напряжения нарастают, что повышает вероятность зарождения и развития у режущей кромки трещин отрыва.

Эту закономерность можно упрощенно пояснить с помощью известного уравнения:

$$|\sigma_1 - \sigma_3| = 2\tau_{\max} \quad (1)$$

где  $\sigma_1, \sigma_3$  - главные нормальные напряжения;  $\tau_{\max}$  - максимальное касательное напряжение.

Для элементарного объема, расположенного в прилезвийной области, касательное напряжение  $\tau_{\max}$  в ходе деформации не может превысить величины  $\tau_{\phi}$ , соответствующей образованию фронта сдвига. Тогда если фронт сдвига образуется легко, т. е.  $\tau_{\phi}$  мало, то и растягивающее напряжение  $\sigma_1$ , вызывающее трещины отрыва, будет невелико. Если же  $\tau_{\phi}$  возрастет, то вместе с ним увеличится  $\sigma_1$ , что повысит вероятность разрушения. Следовательно, облегчение зарождения и развития фронтов сдвига является средством устранения трещин отрыва в металле. Если же величину  $\tau_{\phi}$  по каким-либо причинам понизить нельзя, то, согласно выражению (1), уменьшить  $\sigma_1$  можно наложением на зону резания высокого гидростатического давления.

Во время обработки резанием с малой скоростью ( $v \cong 0,1$  м/с) крупные трещины отрыва возникали у любых углеродистых сталей со структурой зернистого перлита, но отсутствовали у тех же материалов со структурой пластинчатого перлита. Это можно объяснить тем, что в последнем случае в пластинках цементита легко

возникали сквозные микротрещины, что облегчало образование фронтов сдвига. На скоростях резания  $v \gg 1$  м/с поверхностные трещины не возникали при любой исходной структуре. По-видимому, это обусловлено объемным разогревом металла, повышающим его хрупкую прочность и облегчающим образование фронтов сдвига.

Взаимообусловленность фронтов сдвига и трещин отрыва имеет еще один важный аспект. Как было отмечено выше, растягивающие напряжения концентрируются возле режущей кромки и, естественно, оказывают воздействие на прилезвийную часть фронта сдвига. По своему состоянию металл около режущей кромки примерно однороден везде, кроме фронта сдвига, в котором имеется большое количество микротрещин. Следовательно, если трещина отрыва образуется, то наиболее вероятно, что это происходит именно во фронте сдвига. Около режущей кромки фронт сдвига может выходить за пределы припуска в тело детали. В этом случае возникшая трещина повредит вновь образуемую поверхность (рис. 2).

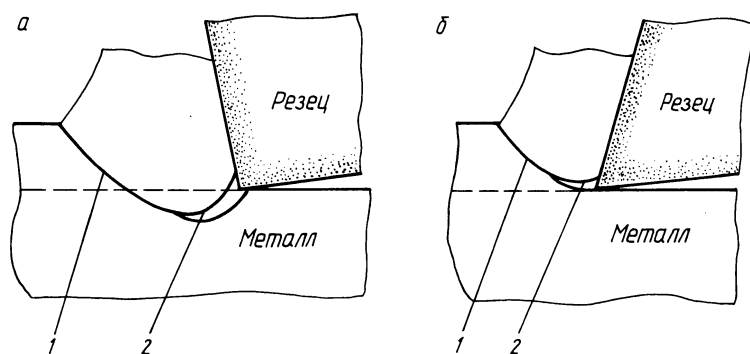


Рис. 2. Взаимообусловленность направлений фронта сдвига (1) и трещины отрыва (2): а – фронт сдвига пересекает внутреннюю границу припуска; б – фронт сдвига отведен в пределы припуска.

Чтобы избежать указанных повреждений, начало фронта сдвига следует отвести в пределы припуска как можно дальше от образуемой поверхности. Тогда появившаяся во фронте сдвига трещина не выйдет за внутреннюю границу припуска и не будет опасна. Приемы для отвода фронта сдвига хорошо известны. Это прежде всего увеличение переднего угла, улучшение смазывания, регулярное принудительное удаление стружки и т. д. Отвод фронта сдвига в пределы припуска не следует, однако, рассматривать как универсальный способ повышения качества поверхности, поскольку не устраняются сами растягивающие напряжения, которые при некоторых условиях могут инициировать неконтролируемое разрушение отрывом вне фронта сдвига.

В.Г.Солоненко, канд. техн. наук (Краснодарский политехн. ин-т), В.И.Шагун, канд.техн.наук (БПИ)

РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ТОКАРНЫХ РЕЗЦОВ, ОСНАЩЕННЫХ БЕЗВОЛЬФРАМОВЫМИ ТВЕРДЫМИ СПЛАВАМИ

Результаты выполненных по методике [1] сравнительных испытаний резцов, оснащенных сплавами ТН20, Т15К6, ВК8 ( $\gamma = 0^\circ$ ;  $\alpha = 9^\circ$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ ) и сплавами КНТ16, Т15К6, ВК8 ( $\gamma = 7^\circ$ ;  $\alpha = 8^\circ$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ ;  $\lambda = 3^\circ$ ), сведены в табл. 1

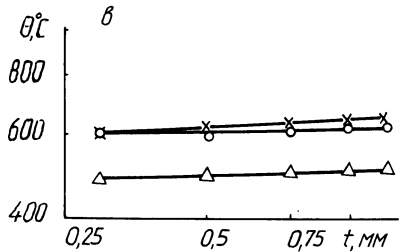
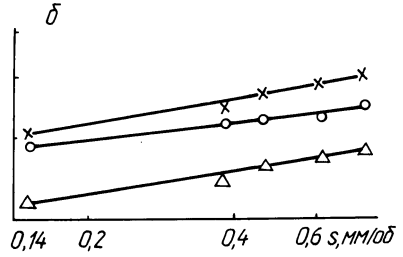
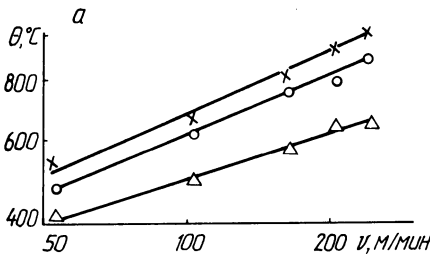


Рис. 1. Зависимости температуры резания от скорости (а), подачи (б) и глубины резания (в) при обработке стали 40Х резцами, оснащенными сплавами Т15К6 (х), ТН20 (О) и КНТ16 ( $\Delta$ ).

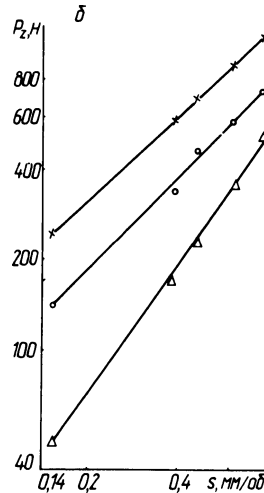
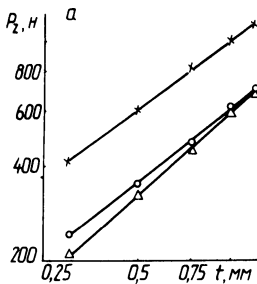


Рис. 2. Зависимости тангенциальной составляющей усилия резания от глубины резания (а) и подачи (б) при обработке стали 40Х резцами, оснащенными сплавами Т15К6 (х), ТН20 (О) и КНТ16 ( $\Delta$ ).

Т а б л и ц а 1

## Условия и результаты стойкостных испытаний

Материалы		Скорость резания, $v$ , м/мин	Подача $s$ , мм/об	$h$ , мм	$T$ , мин	$h'$ , мм	$T' \pm \Delta T'$ , мин	$v_T$	$K$	Существен- ность разли- чий
обрабатываемые	инструментальные									
Сталь 40X (Л)	T15K6	130	0,3	0,5	4,2	0,4	$3,5 \pm 0,63$	0,17	1,9	Да
	TN120			0,3	5,3		$6,8 \pm 0,13$	0,02		
Сталь 40X (Л)	T15K6	130	0,3	0,48	9,45	0,4	$8,2 \pm 1,64$	0,19	1,7	Да
	KHT16			0,3	10,5		$14,2 \pm 2,2$	0,14		
Сталь 45 (П)	T15K6	173	0,26	0,53	3,4	0,5	$3,25 \pm 0,17$	0,05	1,35	Да
	TN20			0,51	4,5		$4,4 \pm 0,2$	0,05		
Сталь 45 (П)	T15K6	173	0,26	0,65	20,1	0,6	$19,2 \pm 2,5$	0,12	1,02	Нет
	KHT16			0,55	17,8		$19,6 \pm 2,2$	0,11		
СЧ18-36 (Л)	BK8	115	0,3	0,55	6,6	0,4	$4,9 \pm 0,55$	0,11	1,01	Нет
	TN20			0,33	4,0		$4,95 \pm 0,72$	0,14		
СЧ18-36 (Л)	BK8	115	0,3	0,61	7,2	0,5	$5,5 \pm 0,23$	0,27	1,78	Да
	KHT16			0,32	6,6		$9,8 \pm 0,7$	0,14		
СЧ18-36 (П)	BK8	146	0,3	0,49	5,9	0,5	$6,2 \pm 0,37$	0,06	1,05	Нет
	TN20			0,51	6,7		$6,5 \pm 0,32$	0,05		
СЧ18-36 (П)	BK8	146	0,3	0,71	7,4	0,7	$7,3 \pm 0,66$	0,08	1,3	Да
	KHT16			0,65	8,9		$9,6 \pm 0,63$	0,07		

П р и м е ч а н и я: глубина резания  $t$  во всех случаях 1 мм; Л – лабораторные испытания; П – производственные испытания.

Таблица 2

## Температура и силы резания

Материалы		Режимы резания			Температурные зависимости, °С	Динамические зависимости, Н
обрабатываемые	инструментальные	v, м/мин	s, мм/об	t, мм		
Сталь 40Х	Т15К6	50-350	0,15-0,78	0,3-1	$\theta^{\circ} = 104,3 v^{0,45} s^{0,17} t^{0,07}$	$P_z = 2358 t^{0,73} s^{0,91}$
	ТН20				$\theta^{\circ} = 107,8 v^{0,4} s^{0,1} t^{0,03}$	$P_z = 1500 t^{0,78} s^{1,0}$
	КНТ 16				$\theta^{\circ} = 129 v^{0,33} s^{0,16} t^{0,04}$	$P_z = 1227 t^{0,9} s^{1,3}$
Чугун СЧ18-36	ВК8				$\theta^{\circ} = 136,3 v^{0,3} s^{0,1} t^{0,12}$	$P_z = 857 t^{0,44} s^{0,78}$
	ТН20				$\theta^{\circ} = 115,2 v^{0,36} s^{0,1} t^{0,04}$	$P_z = 662 t^{0,81} s^{1,4}$
	КНТ 16				$\theta^{\circ} = 5,12 v^{0,92} s^{0,48} t^{0,12}$	$P_z = 326 t^{0,9} s^{1,0}$

и 2, где  $h$  – средняя величина износа пластин;  $T^I$  и  $\Delta T^I$  – значения стойкостей и доверительные интервалы для них, приведенные к равному износу  $h$ ;  $v_T$  – коэффициент вариации;  $K$  – относительный коэффициент изменения стойкости. Некоторые зависимости представлены рис. 1 и 2.

Анализ приведенных данных позволяет утверждать, что стойкость резцов, оснащенных безвольфрамовыми твердыми сплавами, выше, а температуры и силы резания ниже, чем резцов ВК8 и Т15К6, при всех прочих равных условиях. Конкретные значения преимуществ показаны в таблицах и на рисунках.

### Л и т е р а т у р а

1. Типовая методика проведения сравнительных испытаний инструмента с механическим креплением твердосплавных многогранных пластин в производственных условиях / СПТБ "Оргприм-твердосплав". – М., 1977. – 16 с.

УДК 621.941.1.025.002.3.004.17

В.Г.Солоненко, канд. техн. наук (Краснодарский политехн. ин-т), В.И.Шагун, канд.техн.наук (БПИ)

### СРАВНИТЕЛЬНАЯ РАБОТОСПОСОБНОСТЬ РЕЖУЩЕЙ КЕРАМИКИ И ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Исследована работоспособность режущей керамики ВОК-60 в сравнении с твердыми сплавами Т15К6 и ВК8 при резании конструкционных сталей и чугунов. Исследования включали сравнительные стойкостные и динамические испытания резцов, оснащенных указанными инструментальными материалами, причем резцы обрабатывали определенное количество деталей или делали равное число проходов, соответствующее для твердых сплавов увеличению шероховатости по сравнению с заданной чертежом, после чего фиксировался износ. Геометрия режущей части токарных проходных резцов при обработке стали: Т15К6 – передний угол  $\gamma = 0^\circ$ , задний угол  $\alpha = 8^\circ$ , главный и вспомогательный углы в плане  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ , угол наклона главной режущей кромки  $\lambda = 3^\circ$ ; ВОК-60 –  $\gamma = -7^\circ$ ,  $\alpha = 7^\circ$ ,  $\varphi = 60^\circ$ ,  $\varphi_1 = 30^\circ$ ,  $\lambda = 6^\circ$ . При обработке чугуна геометрия следующая: ВК8 –  $\gamma = 7^\circ$ ,  $\alpha = 8^\circ$ ,  $\varphi = 44^\circ$ ,  $\varphi_1 = 46^\circ$ ,  $\lambda = 3^\circ$ ; ВОК-60 – геометрия та же, что и при обработке стали, за исключением  $\lambda = 3^\circ$ .

В табл. 1 представлены режимы резания и результаты стойкостных испытаний. Видно, что при резании стали и чугуна на заниженных для керамики скоростях резания (в первых двух случаях показаны имеющиеся на заводе режимы резания) она пока-

Условия и результаты стойкостных испытаний

Материалы		v, м/мин	s, мм/об	t, мм	h, мм	T, мин	h', мм	T' ± ΔT, мин	v <sub>T</sub>	K	Существенность различий
обрабатываемые	инструментальные										
Сталь 45	T15K6	155	0,315	2,45	0,3	12,5	0,2	8,1 ± 2,8	0,29	2,44	Да
	ВОК-60				0,15	12,5		19,8 ± 7,3	0,31		
СЧ18-36	ВК8	260	0,13	0,5	0,75	3,5	0,4	1,9 ± 0,34	0,34	3,79	Да
	ВОК-60				0,2	3,6		7,2 ± 1,79	0,21		
СЧ21-40	ВК8	65	0,6	2	0,75	20	0,55	16 ± 3,68	0,23	1,86	Да
	ВОК-60	405	0,4		0,4	20		29,7 ± 4,7	0,12		

Примечание: v – скорость резания; s – подача; t – глубина резания; h – средний износ партии пластин; T – стойкость, соответствующая среднему износу; h' – равный износ; T' – стойкость, приведенная к равному износу; ΔT' – доверительный интервал стойкости; v<sub>T</sub> – коэффициент вариации; k – относительный коэффициент изменения стойкости.



зала увеличение стойкости в 2,44 и в 3,79 раза, а при увеличении скорости резания более чем в 6 раз и некотором снижении подачи наблюдается почти двукратное увеличение стойкости, приведенной к равному износу.

В результате динамических испытаний найдены зависимости усилий резания при точении некоторых конструкционных материалов. Ниже в качестве примера приводятся такие зависимости для пар ВОК-60 - сталь 45 - выражение (1) и ВОК-60 - СЧ18-36 - выражение (2). Действительны они для диапазона глубин резания  $t = 0,3 - 1,2$  мм и подач  $s = 0,13 - 0,52$  мм/об.

$$\begin{aligned} P_z &= 1393t^{0,76}s^{0,48}, \text{ Н}; P_y = 1100t^{0,42}s^{0,24}, \text{ Н}; \\ P_x &= 1300t^{1,23}s^{0,49}, \text{ Н}. \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} P_z &= 1320t^{0,79}s^{0,57}, \text{ Н}; P_y = 1127t^{0,47}s^{0,32}, \text{ Н}; \\ P_x &= 1156t^{1,23}s^{0,6}, \text{ Н}. \end{aligned} \quad (2)$$

Здесь  $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_x$  - соответственно тангенциальная, радиальная и осевая составляющие усилия резания. Анализ этих и частных зависимостей в сравнении с зависимостями, полученными для пар "твердый сплав - конструкционный металл", показывает на значительное снижение (до 30%) усилий резания при обработке керамикой.

Таким образом, работоспособность режущей керамики ВОК-60, оцениваемая стойкостью резцов и усилиями резания, при чистовом и получистовом точении выше работоспособности твердых сплавов.

УДК 621.951.45

Л.Г.Юдовин, канд. техн. наук,  
В.Г.Лысенко, Г.В.Боровец (БПИ)

### СВЕРЛЕНИЕ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ ВИНТОВЫМИ СВЕРЛАМИ

На кафедре "Приборы точной механики" БПИ разработан высокопроизводительный метод сверления глубоких отверстий. Увеличение жесткости сверла, обеспечивающего непрерывное удаление стружки, достигнуто за счет уменьшения площади сечения винтовых канавок и увеличения угла их подъема  $\alpha$ . Увеличить угол  $\alpha$  при сохранении транспортирующей способности канавок удалось изменением профиля канавок в осевом сечении.

Непрерывным условием движения стружки по канавке является достаточная сила трения  $F_{тр}$  между частицей стружки и стенкой отверстия (рис. 1).

У "шнековых" сверл передняя стенка канавки в осевом сечении перпендикулярна оси. При этом для единичной массы  $F_{тр} = f_{ст} N = f_{ст} \omega^2 r m$  ввиду малых значений  $\omega$ , определяемых ограниченной скоростью резания, величина  $F_{тр}$ , сравнительно невелика. В этом случае угол  $\alpha$ , при котором обеспечивается надежное транспортирование стружки, должен быть меньше  $30^\circ$ . Увеличение угла  $\alpha$  и, следовательно, жесткости сверла возможно при условии увеличения  $F_{тр}$ .

У сверла новой конструкции передняя стенка канавки в нормальном сечении наклонена под углом  $\delta$  (рис. 2), при этом составляющая  $N_1$  силы тяжести складывается с силой  $\omega^2 r m$ , в результате чего сила трения  $F_{тр}$  увеличивается.

Движение элемента стружки описывается системой уравнений

$$\begin{cases} -N_1 f_1 + N_2 f_2 \cos(\alpha + \beta) - mg \sin \alpha = 0; \\ N_1 \cos \delta - N_2 f_2 \sin(\alpha + \beta) - mg \cos \alpha = 0; \\ m \omega^2 r + N_1 \sin \delta - N_2 = 0, \end{cases}$$

где  $N_1$  - нормальная реакция сверла;  $f_1$  - коэффициент трения о сверло стружки;  $\alpha$  - угол подъема винтовой линии  $\alpha = 90 - \omega$ ;  $N_2$  - нормальная реакция стенки отверстия;  $f_2$  - коэффициент трения стружки о стенку отверстия  $\beta$  - угол между векторами переносной  $\vec{v}_n$  и абсолютной  $\vec{v}$  скоростей или угловой параметр.

Скорость движения стружки по канавке должна быть не меньше скорости входа стружки в канавку в процессе резания.

$$\beta \geq \text{arcctg} \left( \frac{1}{K \sin \delta} - \text{ctg} \alpha \right),$$

где  $K$  - коэффициент, учитывающий усадку стружки, ее размеры и форму (получаем экспериментально).

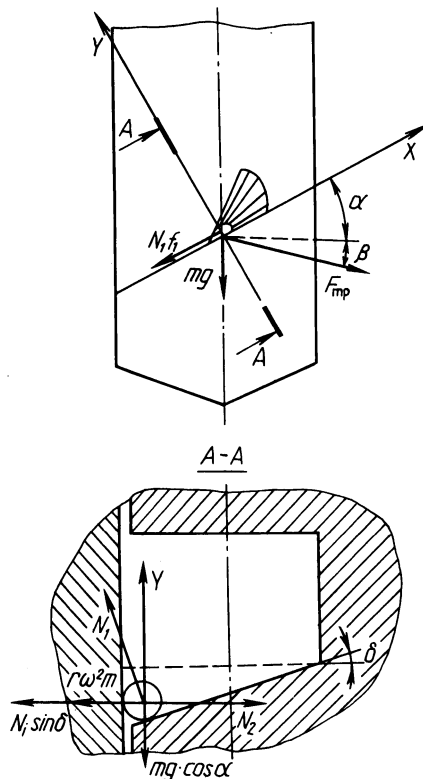


Рис. 1. Схема сил, действующих на элемент стружки.

Решая системы уравнений с учетом выражения (1), получим

$$v = \frac{r}{1 - \frac{\cos \alpha}{K}} \sqrt{\frac{g \cos \alpha [f_1 - f_2 \cos(\alpha + \beta) \sin \delta]}{r f_2 [\cos(\alpha + \beta) \cos \delta - f_1 \sin(\alpha + \beta)]}} \quad (2)$$

Решение уравнения позволяет получить ряд значений  $\alpha$  и  $\delta$ , при которых осуществляется транспортирование стружки.

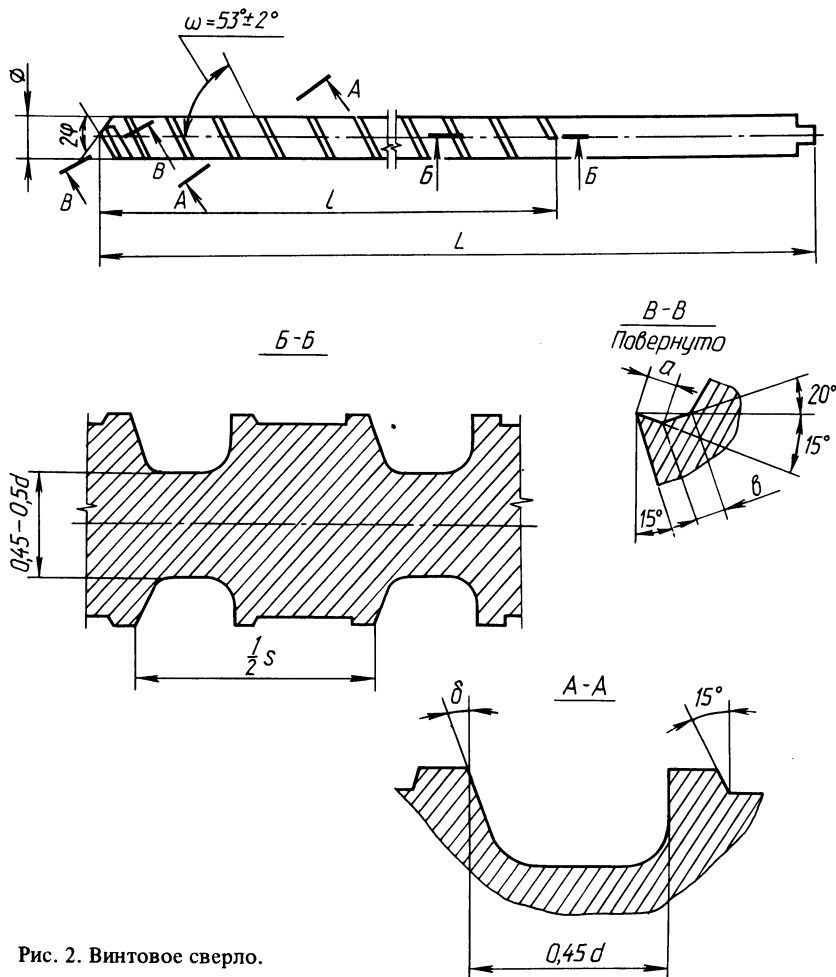


Рис. 2. Винтовое сверло.

Из полученного ряда значений  $\alpha$  и  $\delta$  необходимо найти сочетание, отвечающее требованию максимальной жесткости на кручение.

Для этого воспользуемся формулой

$$Z_m = G \left[ I_k \left( 1 + \Psi_k \frac{K}{R} \right) - 2(1 + \mu) \Psi^2 \Phi \right] \quad (3)$$

Значение  $\Psi$ ,  $I_k$ ,  $\Phi$  выражается через  $\alpha$  и  $\delta$ .

Совместное решение уравнений (2), (3) позволяет получить оптимальные значения  $\alpha$  и  $\delta$ . Минимальные размеры канавки, обеспечивающие удовлетворительное размещение элементов стружки, определялись экспериментально.

Чертеж сверла приведен на рис. 2. Увеличенная жесткость сверла позволяет работать на больших подачах. Дальнейшее увеличение производительности может быть достигнуто за счет эффективного использования СОЖ. С этой целью в БПИ разработана установка для подачи СОЖ в зону резания под действием статического давления.

Цикл работы может быть автоматизирован, как, например, в агрегатном станке 1АМ1063 Минского СКБ АЛ.

В результате исследований установлено, что максимальная стойкость достигается при использовании СОЖ на масляной основе ОСМ-3 при давлении не менее 0,5–0,6 МПа.

Разработанный метод позволяет увеличить производительность процесса глубокого сверления по сравнению с традиционными. Так, при сверлении отверстий диаметром 8 мм на глубину 100 мм в стали 45 при минутной подаче 235 мм/мин ( $v = 27$  м/мин,  $s = 0,21$  мм/об) стойкость составила 150 отверстий, при этом отклонение оси отверстия от прямолинейности не превышало значения 0,015 мм на 100 мм длины, а шероховатость по параметру  $Rz$  не превышала 40 мкм.

УДК 621.941.025-182.66

М.И.Михайлов, А.Н.Ермолович (ГПИ)

## СБОРНЫЕ РЕЗЦЫ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ НАПАЙНЫХ УНИФИЦИРОВАННЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН

В современном машиностроении одним из эффективных способов увеличения стойкости инструмента и повышения производительности обработки является применение инструмента с механическим креплением режущих пластин. Переход на сборные конструкции вместо напайных особо важен в связи с автоматизацией производства, так как для обеспечения требуемого ритма работы автоматических линий резцы должны обладать гарантированной долговечностью и безотказностью.

Внедрение сборных конструкций резцов с многогранными неперегачиваемыми пластинами и других оригинальных форм значительно осложняется вследствие ограниченности фондов и трудности приобретения этих пластин. Поэтому, с нашей точки зрения, целесообразно разрабатывать такие конструкции сборного инструмента, в которых бы в качестве режущих элементов использова-

лись напайные твердосплавные пластины. Их применение позволило бы повысить уровень унификации, создать условия для более широкого внедрения сборного инструмента в производство для различных условий его эксплуатации и повысить жесткость крепления режущих элементов и инструмента в целом.

Авторы разработали и испытали сборные токарные резцы трех основных видов расположения режущей пластины, предназначенной для напайного резца (формы 0141А по ГОСТ 2209-69) (рис.1).

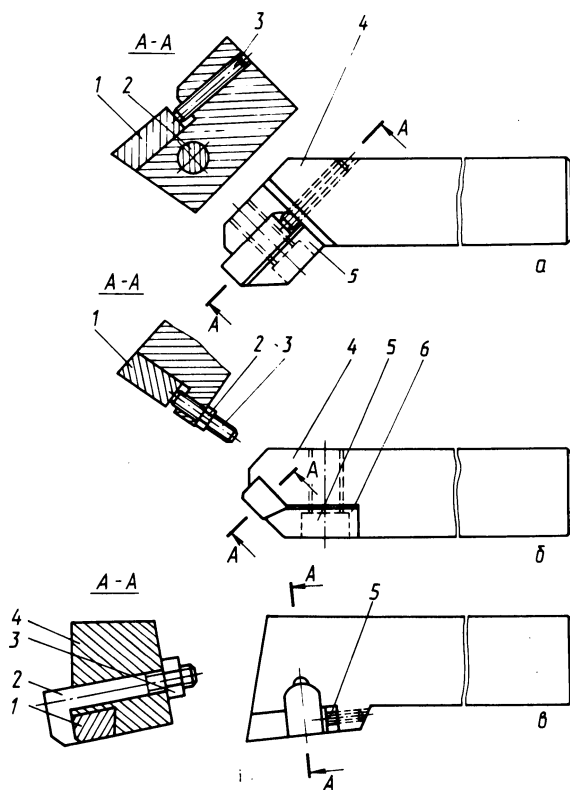


Рис. 1. Сборный токарный резец: а – с расположением пластины опорой по большей грани и прихватом сбоку; б – с расположением пластины столбиком и прихватом сбоку; в – с расположением пластины с опорой по боковой стороне и Г-образным прихватом.

Резец при расположении пластины с опорой по большей грани (рис. 1, а) состоит из державки 4, в которую установлена пластина 1 (будем называть ее унифицированной), закрепляемая с помощью болта 2, прихвата 5.

По мере износа режущая пластина 1 освобождается от креп-

ления и сдается на переточку, а на ее место устанавливается другая унифицированная. Положение последней при установке регулируется винтом 5. Резец столбикового расположения пластины (рис. 1, б) имеет ту отличительную особенность, что закрепление ее в корпусе 4 осуществляется боковым прихватом 6 с помощью винта 5. Регулировка по высоте при смене пластины осуществляется винтом 3 и гайкой 2. В резце при расположении пластины по боковой стороне закрепление ее осуществляется Г-образным прихватом, а регулировка после ее смены – винтом 5.

Выбор трех способов расположения пластины обусловлен необходимостью оценить потенциальные возможности каждой конструкции в тех или иных условиях эксплуатации. Например, резец, представленный на рис. 1, а, имеет возможность настройки пластины на необходимый размер обработки, более высокую жесткость крепления и предназначен для работы на повышенных режимах, при меньшем расходе твердого сплава в процессе переточки пластины по задней поверхности. Резец со столбиковым креплением режущей пластины отличается более благоприятным распределением теплоты резания и лучшими условиями теплоотвода, имеет большие возможности для создания оптимальной формы передней поверхности, обладает относительно меньшим влиянием температуры резания на контактные площадки крепежных элементов. В силу перечисленных особенностей данный резец рекомендован для работы на высоких скоростях резания. Резец с прихватом сверху (рис. 1, в) сочетает в себе преимущества первых двух видов и обладает возможностью обрабатывать как цилиндрические, так и торцовые поверхности.

Испытания резцов рассмотренных конструкций в производственных условиях, например на заводе "Гомсельмаш", выявили большие возможности этих конструкций. В настоящее время ведется работа по внедрению резцов и организации заточки пластин.

УДК 621.91.01

Ю.А.Новоселов, канд. техн. наук (ГПИ),  
Н.Н.Попок (НПИ)

### КЛАССИФИКАЦИЯ ВИДОВ РОТАЦИОННОГО РЕЗАНИЯ

Большое разнообразие существующих, а также появление новых видов ротационного резания требуют разработки единых для всех разновидностей ротационного резания методов и приемов георетического и экспериментального исследований.

Встречающиеся в литературе классификации схем ротационного резания, на наш взгляд, неполные, так как учитывают, в основном, установочные параметры инструмента. При этом опускаются другие, не менее важные отличительные признаки, например: обработка резцом с переменным передним углом, резцом с передней поверхностью второго порядка сложности, многокромочным инструментом с режущими кромками в форме концентрических окружностей или винтовых линий, резцом с прерывистой режущей кромкой, резцом с принудительным вращением и т.д. Определить их место в существующих классификациях затруднительно.

Для этого, по-видимому, нужно несколько по-иному взглянуть на систему классификации.

В качестве критерия оценки того или иного вида ротационного резания предлагается выделить те признаки, которые вносят существенные отличия в основные физические закономерности процесса ротационного резания и, следовательно, могут служить определенной оценочной характеристикой перехода от одного вида ротационного резания к другому. Предлагаются также термины и определения видов ротационного резания строить на принципе того или иного сочетания признаков приводимой классификации. Это позволит в известной мере унифицировать подход к данному вопросу и избежать в дальнейшем различий в толковании одних и тех же понятий.

Прежде всего все виды ротационного резания независимо от их индивидуальных особенностей по характеру привода инструмента делятся на две группы (рис. 1): принудительного вращения и самовращения. Физические закономерности процесса резания этих двух групп во многом аналогичны, но есть и некоторые характерные, иногда принципиальные, отличительные особенности: например, процесс резания принудительно-вращающимся инструментом отличается большей стабильностью, меньшей температурой резания и т.д. Кроме того, он осуществим в тех условиях, в которых бывает невозможным ротационное резание с самовращением.

Все остальные виды ротационного резания, располагаясь в классификационной таблице (рис. 1) ниже упомянутых видов, равновероятно относятся к обоим рассмотренным признакам. Их можно разделить на три группы: 1) по кинематическим признакам, 2) по конструктивным признакам, 3) по установочным признакам.

Как известно, большое влияние на все показатели процесса резания оказывают кинематические признаки ротационного резания. К ним относятся непрерывность и периодичность вращения инструмента, постоянство и переменность величины и направле-

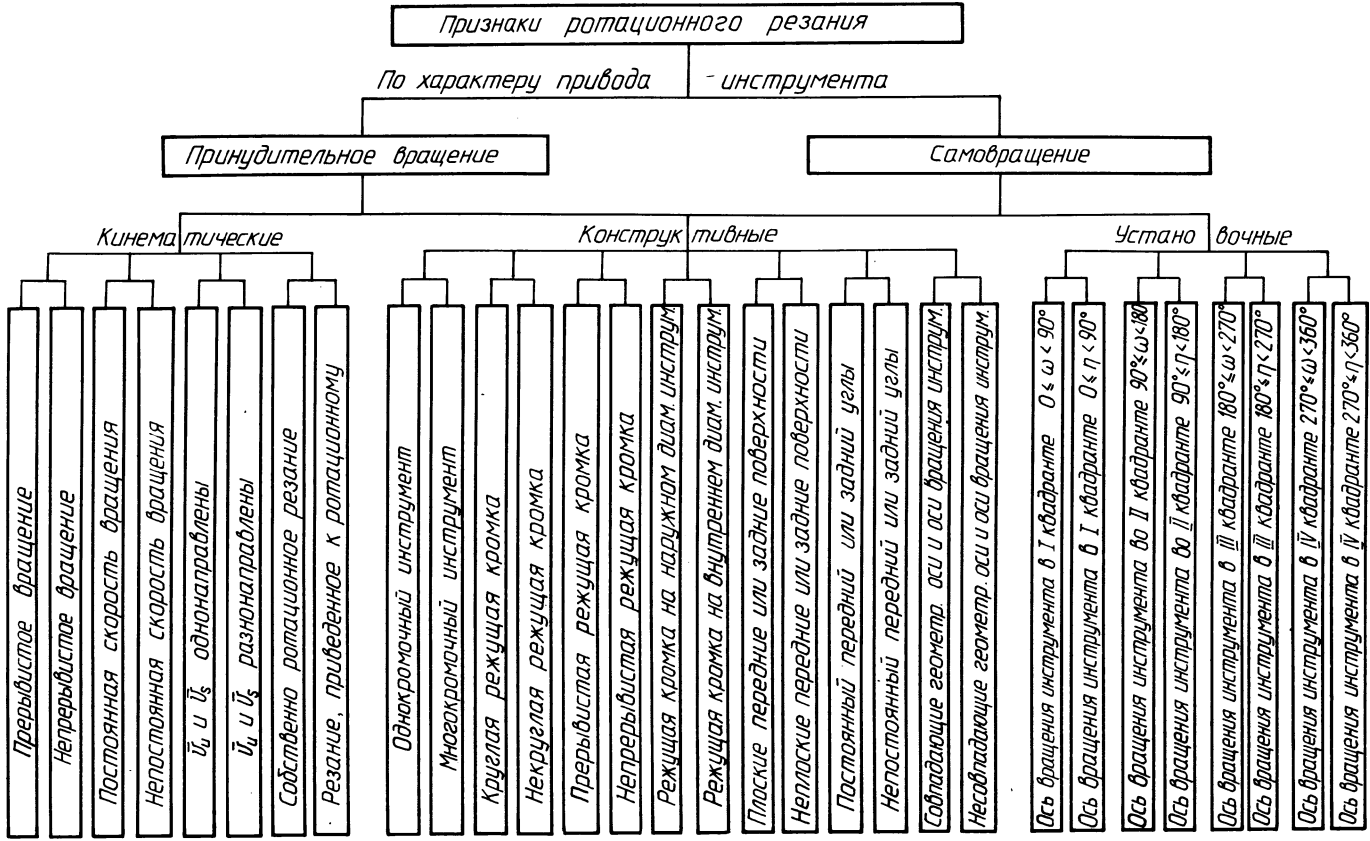


Рис. 1. Классификационная таблица признаков ротационного резания.



ния скорости вращения инструмента, направленность векторов скоростей вращения инструмента  $\vec{V}_И$  и движения подачи  $\vec{V}_С$  в одну сторону и в разные стороны, степень соответствия ротационного резания своеобразной типовой модели этого процесса.

При рассмотрении направлений скоростей вращения инструмента и движения подачи имеют место четыре возможных случая, представленные на рис. 2. В них наблюдается некоторое сходство рассматриваемых схем: по взаимному расположению векторов скоростей  $\vec{V}_И$  и  $\vec{V}_С$  (рис. 2, а и в, б и г) и по "зеркальности" отображения схем (рис. 2, а и в, б и г). Первое сходство введено в классификационную схему (рис. 2) в виде признаков направленности векторов скоростей  $\vec{V}_И$  и  $\vec{V}_С$  в одну и разные стороны. Это перекликается с известными способами цилиндрического фрезерования – встречным и попутным. Однако есть в этом

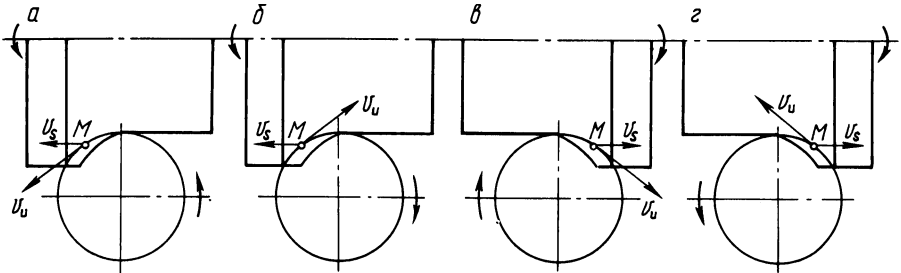


Рис. 2. Схемы ротационного резания по признакам направленности векторов  $\vec{V}_И$  и  $\vec{V}_С$  в одну и разные стороны: а – подача к шпинделю, вращение инструмента левое (против часовой стрелки); б – подача к шпинделю, вращение инструмента правое; в – подача от шпинделя, вращение инструмента правое; г – подача от шпинделя, вращение инструмента левое.

вопросе принципиальные отличия ротационного резания от цилиндрического фрезерования. Они состоят главным образом в том, что при фрезеровании сопоставляют векторы скоростей главного движения и движения подачи, при ротационном же резании – вектора скоростей вращения инструмента (не главного движения) и движения подачи.

Поэтому, несмотря на кажущееся внешнее сходство схем ротационного резания (рис. 2) со схемами встречного или попутного фрезерования, применять термины "встречное ротационное резание" или "попутное ротационное резание", по нашему мнению, нецелесообразно, так как это может привести к существенным затруднениям при формулировании определений и последующему пониманию существа вопроса. В отношении сходства схем на рис. 2 по "зеркальности" отображения можно сказать, что сходные схемы, например схемы "а" и "в", друг от друга ничем не отли-

чаются и представляют собой лишь "зеркальное" отображение одной на другую. В исследовательской практике за ними закрепились термины "прямое резание" (рис. 2, а) и "обратное резание" (рис. 2, в). Анализ показывает, что введение этих терминов нецелесообразно. Можно в данном случае вместо них рекомендовать термины "правое резание" (рис. 2, а и б) и "левое резание" (рис. 2, в и г). Признаки правого и левого резания в классификацию не введены.

Самой представительной группой признаков ротационного резания является группа конструктивных признаков инструмента для ротационного резания. В ней содержатся признаки числа лезвий, формы режущей кромки, сплошности режущей кромки, расположения режущей кромки, формы режущих поверхностей, характера углов заточки  $\gamma$  и  $\alpha$ , совпадение и несовпадение геометрической оси инструмента и оси его вращения. Каждый из перечисленных признаков вносит существенные изменения в кинематические, а следовательно, и в физические закономерности процесса резания.

К группе установочных признаков отнесены такие, которые различаются интервалами численных значений двух углов  $\omega$  и  $\eta$  установки инструмента в вертикальных плоскостях (рис. 3, а и б). Угол  $\omega$  определяется в плоскости, параллельной оси главного вращательного движения (рис. 3, а), угол же  $\eta$  — в плоскости, перпендикулярной этой оси (рис. 3, б). За признаки были приняты квадранты, в которых расположена ось вращения инструмента, обращенная в сторону передней поверхности: для первого признака — первый квадрант ( $0 \leq \omega < 90^\circ$ ,  $0 \leq \eta < 90^\circ$ ), для второго — второй квадрант ( $90^\circ \leq \omega < 180^\circ$ ,  $90^\circ \leq \eta < 180^\circ$ ) и т. д. Нумерация квадрантов (отсчет углов) производится для угла  $\omega$  в сторону шпинделя станка, для угла  $\eta$  — от рабочего на заготовку. На рис. 1 приведены именно эти сочетания поворотов, которые получаются путем одновременного поворота оси в двух плоскостях и расположением ее при этом в одноименных квадрантах. Однако возможны и другие сочетания поворотов оси вращения инструмента.

Таким образом, приведенная классификация ротационного резания, на наш взгляд, охватывает все разнообразие его видов, может служить основой для четкого отделения одного вида от другого, является своеобразной структурной схемой, по которой можно анализировать исследования процесса ротационного резания и делать оценку степени изученности влияния на процесс резания того или иного признака.

Кроме того, и это, по нашему мнению, крайне важно, приведенная классификация дает возможность рекомендовать единый

принцип составления полного наименования для любого вида ротационного резания путем "наизывания" признаков в последовательности их классификационного расположения. Так, при необходимости наименование одного из видов ротационного резания бу-

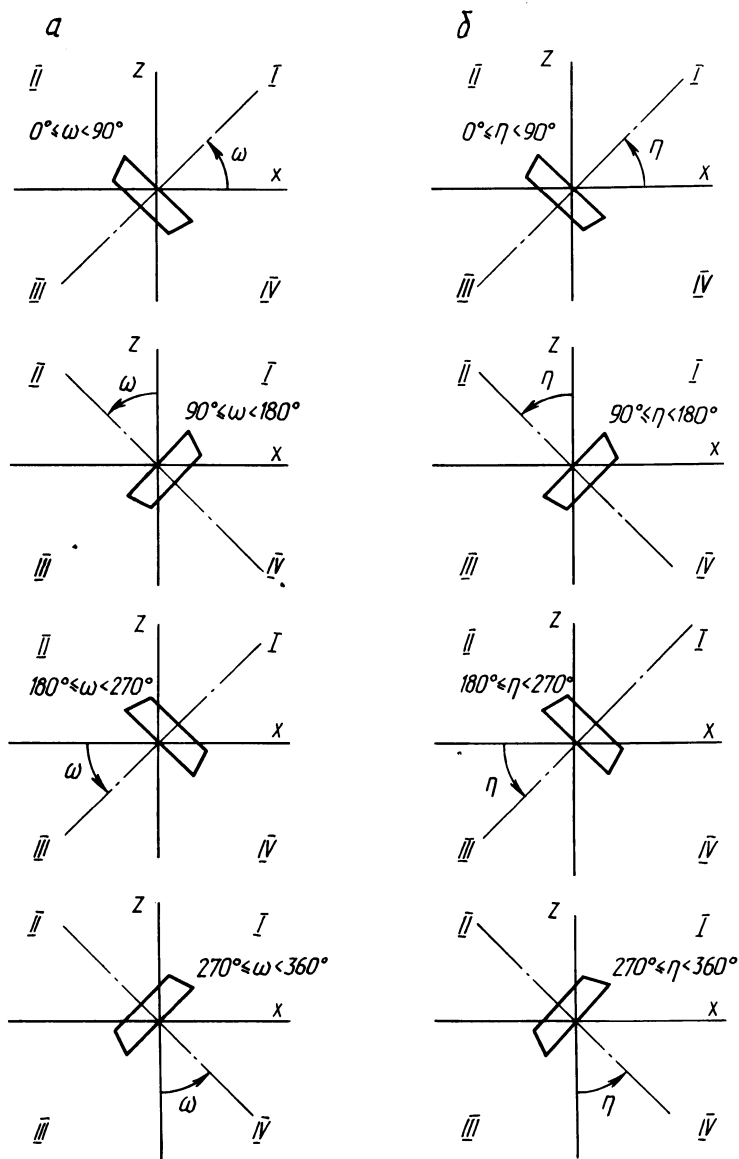


Рис. 3. Схемы ротационного резания по установочным признакам: а — установка инструмента в вертикальной плоскости, параллельной оси вращения заготовки; б — установка инструмента в вертикальной плоскости, перпендикулярной оси вращения заготовки.

дет следующим: ротационное точение с принудительным вращением с постоянной скоростью однокромочного инструмента с круглой непрерывной режущей кромкой и т. д.

УДК 621.951

Рой Аруп Кумар, С.И.Моисеенко,  
В.С.Святошик (БПИ)

## ОПТИМАЛЬНЫЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ СВЕРЛ ПРИ СВЕРЛЕНИИ МЕДИ

Имеющиеся рекомендации по геометрическим параметрам сверл для обработки меди [1] относятся к инструментам для сверления отверстий глубиной  $7d$  ( $d$  – диаметр сверла) с использованием в качестве охлаждающей жидкости смеси сульфозфрезола с керосином. Для дробления стружки на передней поверхности сверл выполнялась специальная подточка.

В данной работе излагаются результаты, полученные при сверлении в меди МЗ отверстий глубиной  $3d$  стандартными спиральными сверлами  $d = 12$  мм с использованием 5%-ной эмульсии. Задние поверхности сверл затачивались по плоскости. Сверление производилось на вертикально-сверлильном станке мод. 2А135. Износ сверл измерялся на большом инструментальном микроскопе.

С целью сокращения количества опытов использован план Бокса – Бенкена, позволяющий получить функцию отклика в виде полинома второго порядка при изменении факторов лишь на трех уровнях. В качестве факторов приняты угол при вершине сверла  $2\varphi = x_1$  (на уровнях  $110$ ,  $125$  и  $140^\circ$ ), задний угол  $\alpha = x_2$  (на уровнях  $9$ ,  $13$  и  $17^\circ$ ) и подача  $S = x_3$  (на уровнях  $0,079$ ;  $0,127$  и  $0,163$  мм/об). Эксперимент дает возможность изучить взаимодействие между геометрическими параметрами и подачей. Скорость резания была постоянна ( $v = 28,3$  м/мин).

При обработке меди сверла изнашиваются как по задней поверхности (рис. 1), так и по ленточке, на которой сначала появляются риски с шагом, равным подаче, затем образующие площадку износа. Износ по ленточке  $h_2$  определяет число переточек сверла, т. е. его срок службы. Износ по уголку  $h_1$  может быть измерен наиболее точно и по этой причине часто принимается в качестве параметра, характеризующего работоспособность сверла.

В качестве критериев заупления приняты  $h_{1.} = 0,25$  мм и  $h_{2.} = 0,3$  мм. В табл. 1 приведены матрица планирования эксперимента и его результаты:  $T^I$  и  $T^{II}$  – значения стойкости в повторных опытах;  $\bar{T}$  – средние значения стойкости. В нормирован-

Таблица 1

Матрица планирования и результаты эксперимента

№ опы- та	Факторы в нормированном масштабе			Значения стойкости при $h_1=0,25$ мм				Значения стойкости при $h_2=0,3$ мм			
	$t_1$	$t_2$	$t_3$	$T'$	$T''$	$\bar{T}$	$\hat{T}$	$T'$	$T''$	$\bar{T}$	$\hat{T}$
1	+1	+1	0	7,0	16,0	11,5	11,8	22,6	16,0	19,3	16,9
2	-1	+1	0	16,0	15,0	15,5	15,3	11,0	10,0	10,5	10,8
3	+1	-1	0	6,6	10,6	8,6	11,3	10,2	9,6	9,9	11,3
4	-1	-1	0	13,0	14,0	13,5	13,0	6,2	3,8	5,0	8,4
5	+1	0	+1	14,0	15,2	14,6	14,3	3,0	5,6	4,3	3,4
6	-1	0	+1	19,6	10,0	14,8	15,0	8,6	1,8	5,2	1,7
7	+1	0	-1	6,5	12,3	9,4	9,9	12,8	4,6	8,7	10,4
8	-1	0	-1	16,2	16,4	16,3	17,1	1,0	8,6	4,8	3,8
9	0	+1	+1	13,0	13,8	13,4	16,0	8,2	14,6	12,9	15,6
10	0	-1	+1	9,0	11,8	10,4	13,5	5,8	6,2	6,0	6,4
11	0	+1	-1	18,8	16,2	17,5	15,1	11,2	14,6	12,9	14,5
12	0	-1	-1	14,0	14,6	14,3	12,3	17,0	20,4	18,7	16,5
13	0	0	0	19,2	16,1	17,6	15,2	18,4	13,9	16,1	12,7

ных переменных  $t_1$ ,  $t_2$  и  $t_3$ , соответствующих  $x_1$ ,  $x_2$  и  $x_3$ , получены уравнения регрессии при износе  $h_1 = 0,25$  мм:

$$\hat{T} = 15,20 - 2,00t_1 + 1,39t_2 + 0,54t_3 + 0,23t_1t_2 + 1,68t_1t_3 - 1,60t_1^2 - 1,44t_2^2 + 0,51t_3^2; \quad (1)$$

при износе  $h_2 = 0,3$  мм:

$$\hat{T} = 12,66 + 2,09t_1 + 1,81t_2 - 2,27t_3 + 0,98t_1t_2 - 1,20t_1t_3 + 2,80t_2t_3 - 4,56t_1^2 + 3,89t_2^2 - 3,30t_3^2. \quad (2)$$

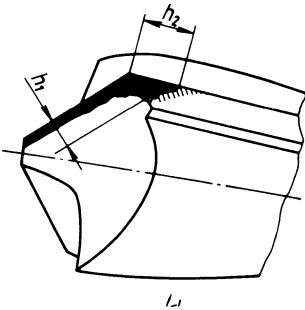


Рис. 1. Схема износа сверл при сверлении меди.

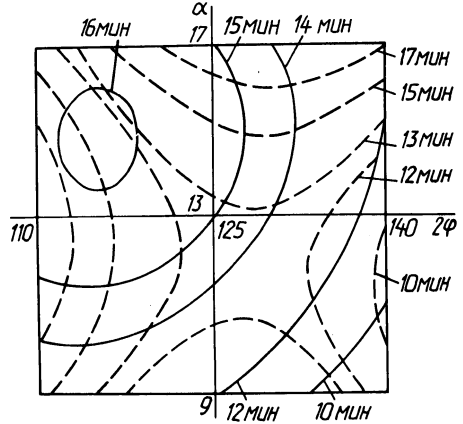


Рис. 2. Кривые равной стойкости по критериям  $h_1$  (сплошные линии) и  $h_2$  (пунктирные линии).

По кривым равной стойкости (рис. 2), соответствующим уравнениям (1) и (2), можно сделать вывод, что при среднем значении подачи оптимальная величина заднего угла сверл находится в пределах  $15-17^\circ$ , угла при вершине - в пределах  $116-127^\circ$ . Подача практически не влияет на уровень оптимальных геометрических параметров.

### Л и т е р а т у р а

1. Определение оптимальных геометрических параметров сверл для обработки глубоких отверстий в меди / Т.И.Коженкова, Э.М.Дечко, Л.Г.Юдовин, М.Л.Еременко. - В кн.: Новая техника и прогрессивная технология. Минск, 1969, с. 182 - 185.

РАЗВИТИЕ МЕТОДОВ ИССЛЕДОВАНИЯ  
ОТНОСИТЕЛЬНОЙ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ МЕТАЛЛОВ

Обрабатываемость металлов резанием – понятие комплексное. За основные показатели обрабатываемости принимают [1]: скорость резания  $v_T$  при определенной стойкости  $T$  и определенном сечении среза; значения сил резания  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$  или потребляемая мощность; шероховатость обработанной поверхности  $Rz$  или  $Ra$ ; температуру резания  $t$ ; форму стружки и др.

В большинстве случаев обрабатываемость металла определяется по скоростям резания, допускаемым данным инструментом при определенных сечениях среза и стойкости инструмента [2]. Скорость резания – один из главных факторов, определяющих производительность и стоимость обработки резанием.

Показатели обрабатываемости тесно связаны с физико-механическими свойствами материалов, их химическим составом. Так, в работах [2, 3] установлены связи обрабатываемости со стандартными характеристиками механических свойств:  $HB$ ,  $\sigma_b$ ,  $\sigma_s$ ,  $\delta$ ,  $\psi$ ,  $a_k$ . Они носят в основном статистический характер. В то же время связи обрабатываемости металлов с их химическим составом и структурным состоянием чрезвычайно сложны, поскольку на обрабатываемость металлов влияет целый комплекс их механических и теплофизических характеристик, а также ряд параметров, непосредственно связанных со свойствами кристаллической решетки металлов.

На современном этапе развития науки о резании металлов представляется возможным углубить изучение связей физического типа. С этой целью необходимо установить зависимость между количественными характеристиками структуры металлов и показателями относительной обрабатываемости.

При металлографическом анализе структуры ее можно оценить одним из трех способов: качественно-описательным, полуколичественным (балловая оценка по сравнению со структурами стандартных шкал) и количественным. Первые два имеют субъективный характер, и результаты оценки разными наблюдателями часто не совпадают. Наиболее рациональной и эффективной является количественная, объективная оценка микроструктуры с помощью геометрических параметров ее действительного пространственного строения [4]. Только количественные данные о геометрических параметрах микроструктуры позволяют воспользоваться эффективным математическим аппаратом и вычислительной техникой

для получения достоверных зависимостей между структурой, свойствами, составом и обрабатываемостью металла. Они позволяют выявить физическую природу процессов, протекающих в структуре при обработке металла.

Установлена [5] взаимосвязь между стойкостью режущих инструментов и фоном внутреннего трения (ФВТ). Повышенный интерес к ФВТ объясняется частично тем, что на основе измерения внутреннего трения создан весьма чувствительный аналитический метод исследования кинетических явлений, протекающих в различных материалах при их предварительной обработке и последующей эксплуатации в условиях изменяющихся силовых воздействий. С помощью этого метода успешно изучаются физические процессы, связанные с размножением и движением дислокаций, явления диффузии, циклической и термической усталости металлов и т. д. Поэтому было бы целесообразным установить связь между показателями обрабатываемости и изменением ФВТ в материале в процессе резания. Выявление подобного рода связей позволило бы установить влияние тонкой структуры, вида кристаллической решетки, характера и степени плотности дислокаций и других характеристик внутреннего строения металлов и сплавов на процессы резания.

Дополнительную информацию об обрабатываемости металлов можно получить, установив связь показателей относительной обрабатываемости с их магнитными и электрическими характеристиками. Последние достаточно хорошо изучены, и для их определения разработаны высокочувствительные приборы неразрушающего контроля. Поэтому целесообразна разработка методов определения обрабатываемости без разрушения образцов. Это позволит создать адаптивные системы управления процессами резания с использованием показателей обрабатываемости.

#### Л и т е р а т у р а

1. Кочергин А.И. Совершенствование методов изучения обрабатываемости металлов резанием: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Минск, 1972. - 21 с.
2. Развитие науки о резании металлов / Пред. ред. коллегии Н.Н.Зорев. - М., 1967. - 416 с.
3. Фельдштейн Э.И. Обрабатываемость сталей. - М., 1953. - 256 с.
4. Салтыков С.А. Стереометрическая металлография. - М., 1970. - 375 с.
5. Ключ В.В. Оценка качества металлорежущего инструмента методом внутреннего трения: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Л., 1976. - 15 с.



## СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ РОТАЦИОННОМ РАСТАЧИВАНИИ

Ротационной обработке свойственны некоторые особенности, сдерживающие ее внедрение в производство, в частности, недостаточная жесткость резовых узлов инструментов, снижающая виброустойчивость процесса.

Только гарантированное исключение вибраций системы СПИД при чистовой обработке ротационными резами создает возможности для ее эффективного промышленного применения.

Нами исследовался процесс растачивания по прямой схеме резания ротационным резцом, установленным относительно обрабатываемой детали по второй геометрической схеме установки.

В процессе экспериментов растачивались заготовки, вырезанные из железнодорожных колес (внутренний и наружный диаметры соответственно - 192 и 255-260 мм, длина - 160 мм, материал - сталь специальная ГОСТ 10791-64, HB 2480). Материал режущей части резца - Т15К6, диаметр - 32 мм.

Исследовалось влияние на величину составляющих силы резания параметров режима резания (скорости  $v = 50-366$  м/мин, подачи  $s = 0,18-1,175$  мм/об; глубины  $t = 0,25-0,55$  мм) и углов установки резца относительно обрабатываемой поверхности (в горизонтальной плоскости  $\varphi_y = 16-36^\circ$ , в вертикальной плоскости  $\varphi_y = 12,5-29,5^\circ$ ). Эксперименты проводили на токарно-винторезном станке модели 163, снабженном специальной динамометрической оснасткой (рис. 1). Резец 1 своей вершиной устанавливали относительно обрабатываемой детали на уровне центров станка. Установку резца на необходимый угол  $\varphi_y$  осуществляли поворотом верхних салазок суппорта, а на угол  $\varphi_y$  - поворотом головки 2 относительно цилиндрической державки 3, которую при необходимости перемещали относительно центров станка путем поворота эксцентричной разрезной втулки 4 в корпусе 5 резцедержателя. На цилиндрической державке 3 наклеены тензодатчики 6 для измерения составляющих силы резания, сигналы от которых регистрировались осциллографом Н-700.

Для проведения экспериментов был применен метод ортогонального композиционного планирования с матрицей планирования типа  $2^{5-1}$ . Каждый эксперимент проводился трижды. По средним значениям выведены следующие уравнения регрессии, которые были подвергнуты всестороннему статистическому анализу:

$$P_x = 235,6 - 0,01v + 19,8s - 695,9t - 6,99\varphi_y - 1,63\beta_y + 7,08\varphi_y t + 3,17\beta_y t + 0,11\varphi_y^2 + 816,2t^2;$$

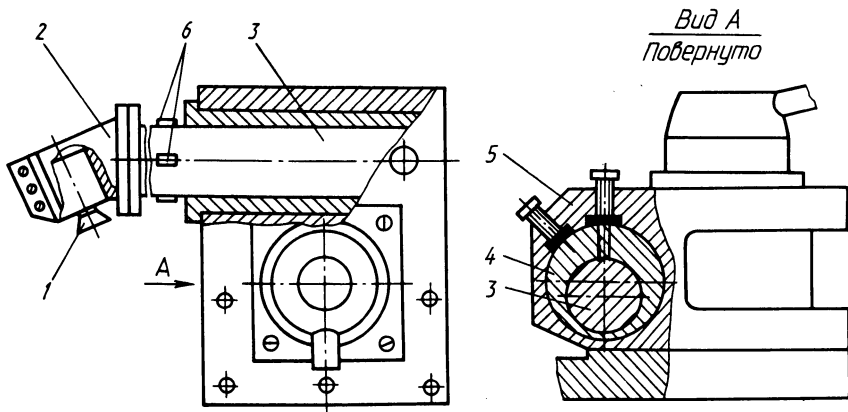


Рис. 1. Динамометрическая оснастка для ротационного растачивания.

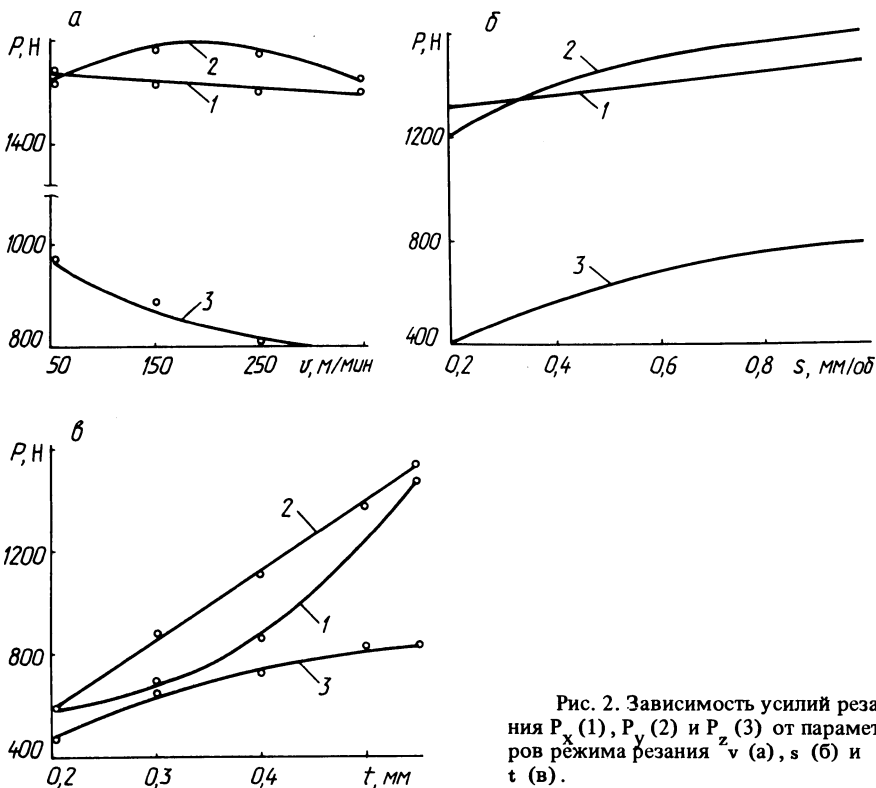


Рис. 2. Зависимость усилий резания  $P_x$  (1),  $P_y$  (2) и  $P_z$  (3) от параметров режима резания  $z_v$  (а),  $s$  (б) и  $t$  (в).

$$\begin{aligned}
 P_y &= -361 + 0,309v + 184,05s + 171t + 17,55\varphi_y + \\
 &+ 10,84\beta_y + 0,05vs - 0,004v\varphi_y - 0,002v\beta_y - \\
 &- 1,764s\varphi_y + 0,74s\beta_y - 0,24\varphi_y\beta_y + 3,06\beta_y t - 0,0004v^2 - \\
 &- 102,85s^2 - 0,177\varphi_y^2 - 0,163\beta_y^2; \\
 P_z &= -241,3 + 0,059v + 37,7s + 471t + 7,35\varphi_y + \\
 &+ 6,15\beta_y - 0,03vs - 0,004v\varphi_y + 0,85s\beta_y + 46,9st - \\
 &- 0,06\varphi_y\beta_y - 6,72\varphi_y t + 0,00015v^2 - 26,17s^2 - \\
 &- 247t^2 - 0,073\varphi_y^2 - 0,068\beta_y^2.
 \end{aligned}$$

Все необходимые расчеты были проведены на электронно-вычислительной машине ЭВМ "Минск-32". Удовлетворительная сходимость расчетных и экспериментальных значений предопределяет возможность практического использования полученных формул.

На рис. 2 представлены графики зависимости составляющих  $P_x$ ,  $P_y$  и  $P_z$  силы резания от параметров режима резания для углов установки  $\varphi_y = 36^\circ$  и  $\beta_y = 30^\circ$ .

Анализ этих графиков показывает, что, как и при точении по прямой схеме резания, составляющие силы резания уменьшаются при увеличении скорости резания, причем осевая составляющая изменяется незначительно. При увеличении подачи и глубины резания все составляющие силы резания возрастают за счет увеличения параметров среза. Особенно резко возрастает радиальная составляющая  $P_y$  при увеличении глубины резания. Как видно из графиков, соблюдается соотношение  $P_y > P_x > P_z$ .

Таким образом, с точки зрения минимизации составляющих силы резания при чистовом растачивании для углов установки реза  $\varphi_y = 36^\circ$  и  $\beta_y = 30^\circ$  рекомендуемыми значениями параметров режима резания следует считать  $v = 300-365$  м/мин,  $s = 0,2-0,6$  мм/об и  $t = 0,2-0,3$  мм.

УДК 621.941

Рой Аруп Кумар (БПИ)

## СТОЙКОСТЬ СВЕРЛ ПРИ СВЕРЛЕНИИ МЕДИ

В данной работе излагаются результаты исследования процесса сверления меди МЗ сверлами из стали Р6М5, имеющими диаметр 12 мм, плоские задние поверхности и оптимальные геометрические параметры:  $2\varphi = 117^\circ$  и  $\alpha = 14^\circ$ .

Для получения зависимости стойкости от подачи  $s$  и скорости резания  $v$  был поставлен полный факторный эксперимент, матрица которого представлена графами 2 и 3 табл. 1.

Значения стойкости сверл  $T_1$  и  $T_2$  в двух параллельных опытах при сверлении отверстий глубиной 36 мм и износе по углу-

Номер опыта	s, мм/об	v, м/мин	T <sub>1</sub> , мин	T <sub>2</sub> , мин	$\bar{T}$ , мин	T, мин
1	0,061	15	26,5	22,9	24,7	24,0
2	0,220	15	21,3	22,5	21,9	21,6
3	0,061	41,4	13,9	12,9	13,4	13,2
4	0,220	41,4	10,1	13,7	11,9	11,9

кам, равном 0,25 мм, записаны в графах 4 и 5, а их средние значения  $\bar{T}$  – в графе 6. Проверка по критерию Кохрана показала воспроизводимость опытов. Получена зависимость

$$T = \frac{93,6}{s^{0,083} v^{0,588}}$$

Вычисленные по ней значения стойкости записаны в графе 7.

При  $s = 0,127$  мм/об,  $v = 28,26$  м/мин и оптимальных геометрических параметрах изучалось влияние на стойкость сверл состава СОЖ, глубины сверления и других факторов.

Установлено, что при сверлении меди стойкость сверл в 3 раза ниже, чем при сверлении стали 45.

Сверление меди с применением эмульсии сопровождается снижением стойкости сверл в 2 – 3 раза по сравнению с обработкой без СОЖ. Однако эмульсия уменьшает силы резания, результатом чего является значительное снижение частоты заклинивания и поломки сверл. Однопроцентное содержание перекиси водорода в эмульсии не приводит к повышению стойкости инструментов, а добавки иода даже снижают ее.

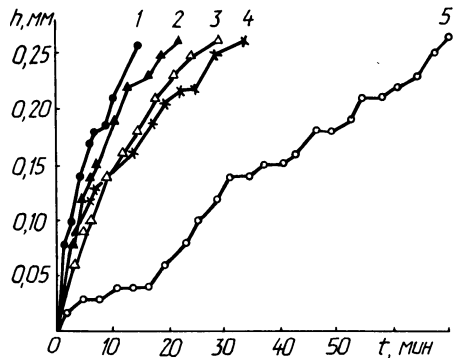


Рис. 1. Кривые износа сверл.

Увеличение глубины сверления от 3 до 6 диаметров приводит к возрастанию износа сверл в полтора раза.

Исследованы разные способы повышения стойкости. Сверла с полированными стружечными канавками и шлифованные (кривые 2 и 4 на рис. 1) имеют стойкость в 1,2 и 2 раза выше фрезерованных сверл (кривая 1). Многократное повышение стойкости (в пять раз) показали сверла с износостойким слоем нитрида титана (кривая 5). Это объясняется высокой твердостью и малой теплопроводностью слоя покрытия. При этом снижается сила резания и улучшается качество обработанной поверхности. Сверла, покрытые нитридом титана, после переточки имели стойкость (кривая 3) в 2 раза выше исходных. Из полученных данных следует,

что наиболее эффективным способом повышения стойкости сверл при сверлении меди является нанесение на них слоя нитрида титана.

УДК 621.919

Н.А.Рогович, канд.техн.наук  
(изд-во "Вышэйшая школа")

## АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ РАБОТЕ ОТРЕЗНЫМИ АЛМАЗНЫМИ КРУГАМИ

В последнее время все более широкое применение находят инструменты с включениями алмазов, например отрезные алмазные круги. Основное преимущество этих инструментов – их повышенная стойкость. Установлено, что режущая способность отрезных алмазных кругов по мере врезания и роста температуры в зоне резания как по боковым сторонам, так и по торцу сохраняется более длительное время.

Несмотря на то что опубликован ряд работ, содержащих результаты исследований по использованию отрезных алмазных кругов, до настоящего времени отсутствует детальное описание динамического процесса теплообмена и потери эффективности их работы.

Наша основная задача состояла в следующем: дать, по возможности, более глубокий анализ процесса теплообмена в рамках имеющихся физических величин для рационального использования дорогостоящего инструмента.

Рассматриваемый ниже пример полностью пригоден для процесса врезного шлифования, а также и для других случаев, но с учетом в каждом из них специфики динамики процесса. При этом не обязательно существенно изменять постановку задачи расчета тепловых процессов с учетом трения и условий, при которых происходит засаливание режущей части инструмента.

Поскольку высота круга незначительная (колеблется в пределах 0,75–2 мм) и он на оправке жестко закрепляется шайбами с двух сторон так, что свободной остается только режущая часть, моментом инерции можно пренебречь.

Если учесть, что при врезании круга в заготовку усилия подачи распределяются равномерно на все режущие зерна, то коэффициент трения между деталью и кругом будет зависеть от средней температуры режущей кромки круга [1, 2]. Значительная часть тепла, выделяющегося в зоне контакта круга с деталью (в зоне резания), будет передаваться в круг, деталь, а незначитель-

ная - в окружающую среду. Теплоотдача круга вне зоны резания происходит лишь в охлаждающую жидкость. К тому же, чем больше диаметр круга, тем лучше условия охлаждения.

Рассмотрим элементарный объем круга (рис. 1). Согласно первому закону термодинамики [3], изменение температуры круга происходит по радиусу  $r$  на всей его высоте  $B$  и зависит от  $t$  - времени контакта круга с обрабатываемой деталью, т. е. при обработке детали большей длины  $l$  время контакта будет увеличиваться.

Например, при  $B = 2$  получим

$$\frac{\partial^2 T_K}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_K}{\partial r} = - \frac{2F s_{д.пр} \mu \omega}{k_K \pi B} + \frac{k_m (2\pi r - s_{пр})}{k_K \pi B r} (T_K - T_{охл}) + \rho_K, \quad (1)$$

где  $T_K$  - температура круга;  $F$  - площадь контакта круга с обрабатываемой деталью;  $s_{д.пр}$  - давление, возникающее от усилия подачи со стороны детали на круг;  $\mu$  - коэффициент трения между кругом и деталью (0, 1-0,5);  $\omega$  - угловая скорость круга;  $k_K$  - коэффициент теплопроводности круга;  $k_m$  - коэффи-

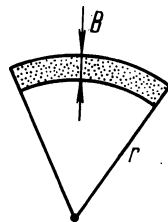


Рис.1. К расчету температуры по длине контакта круга с деталью.

циент теплоотдачи в окружающую среду посредством СОЖ;  $T_{охл}$  - температура СОЖ;  $\rho_K$  - плотность круга;  $s_{пр}$  - продольная подача шлифовального круга.

В уравнении (1)  $\frac{2F s_{д.пр} \mu \omega}{k_K \pi B}$  характеризует тепловыделение в зоне резания. Начальные и граничные условия для этого же уравнения следующие:

1) при выключенном электродвигателе подач и продолжающемся вращении круга силы, действующие со стороны круга и детали, будут взаимоуравновешены. Износ круга, как и съем металла с детали, не происходит. Условие равновесия  $F_{д} = F_{к}$ , а следовательно, и  $T_K(r, 0)$  равно температуре окружающей среды  $T_{окр.ср}$ ;

2) при врезании круга в деталь начальным условием каждого прохода, или периода входа круга в контакт с деталью и его охлаждения, будет распределение температуры, существовавшей в круге во время резания:

$$\frac{\partial T}{\partial r}(r_0, t) = \frac{\lambda}{k_C} (T_K(r_0, t) - T_{окр.ср}),$$

где  $\lambda = 0,0795$  – коэффициент теплопроводности;  $k_c$  – коэффициент теплоотдачи при вращении круга и продольной подаче детали.

Длина дуги контакта круга с деталью также имеет существенное значение и может быть найдена как  $L_{\text{конт}} = r\alpha$ , где  $\alpha$  – угол контакта круга с деталью, рад.

Численные результаты были получены для случая со следующими параметрами:  $s_{\text{д.пр}} = 700$  Н;  $r = 90$  мм;  $B = 1,3$  мм;  $\alpha = 0,2051$ ;  $L_{\text{конт}} = 189,9$  мм;  $t_r = 1$  мм;  $l = 200$  мм;  $s = 23,6$  мм/мин.

Следует отметить, что особенно повышается температура при увеличении длины непрерывного резания. Например, при прорезании пазов длиной 200 мм температура более существенно повышается, чем в случае прорезания пазов до 100 мм.

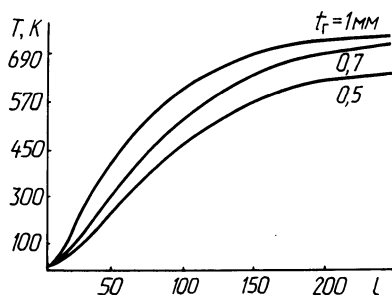


Рис. 2. Распределение температуры в детали в зависимости от длины прорезаемого паза. Материалы детали – сталь 20ХНР.

Кривая (рис. 2) является примером распределения температуры в обрабатываемой детали и показывает, как тепло аккумулируется в ней, передается кругу, а в результате действия СОЖ и явления конвекции – в окружающую среду.

#### Л и т е р а т у р а

1. Крагельский И.В., Виноградова И.З. Коэффициенты трения. – М., 1956. – 352 с.
2. Понетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. – М., 1969, с. 115.
3. Леви, Цзай, Грувер. Аналитическое исследование влияния износа на изменение температуры металла режущего инструмента. – В сб.: Конструирование и технология машиностроения. М., 1976, № 1, с. 204–210.

М.М.Кане, канд. техн. наук (БПИ)

ИЗМЕНЕНИЕ РАЗМЕРОВ ОТВЕРСТИЙ  
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ПРОЦЕССЕ  
ИХ ДРОБЕСТРУЙНОЙ ОБРАБОТКИ И ДОРНОВАНИЯ

Дробеструйная обработка (ДО) и дорнование отверстий широко применяются при изготовлении цилиндрических зубчатых колес различных машин в условиях серийного и массового производства. Поскольку эти операции выполняются без снятия припуска, конечная точность отверстий указанных зубчатых колес определяется ее исходными значениями и изменением в процессе ДО и дорнования.

Изменения точности шлицевых отверстий зубчатых колес в процессе ДО и дорнования ранее практически не рассматривались. Нами исследовалось изменение на указанных операциях наружного диаметра шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес различных конструкций, которые характерны для автотракторных трансмиссий. Исследованные зубчатые колеса имели следующие основные параметры:  $m = 4-5$  мм,  $z = 18-48$ , наружный диаметр зубчатого венца  $d_a = 106-199$  мм, ширина зубчатого венца  $b = 25-31$  мм, ширина ступицы  $L = 46-110$  мм, наружный диаметр шлицевого отверстия  $D_a = 55-70$  мм. Зубчатые колеса были изготовлены из сталей 18ХГТ, 25ХГТ, 25ХГМ, зубчатый венец располагался несимметрично относительно ступицы.

Дробеструйная обработка производилась на механическом дробемете с круглым вращающимся столом с использованием стальной дробы диаметром 1 мм, подававшейся на деталь со скоростью 150 м/с.

Дорнование отверстий зубчатых колес производилось с помощью специальных прошивок (дорнов) на гидравлических прессах с усилием 100-200 кН.

До и после каждого из исследуемых видов обработки измерялся наружный диаметр шлицевого отверстия зубчатого колеса в двух взаимно перпендикулярных плоскостях и в двух или трех сечениях вдоль оси отверстия в зависимости от его длины.

При изучении процессов изменения размеров деталей мы использовали аппарат корреляционно-регрессионного анализа по



методике, предложенной нами ранее для изучения изменения параметров точности зубчатых колес при шевинговании.

Одной из предпосылок успешного применения корреляционно-регрессионного анализа для построения модели процесса является нормальность распределения независимых и зависимых переменных, включаемых в эту модель. Для проверки соблюдения данной предпосылки мы сопоставляли эмпирические распределения размеров шлицевых отверстий зубчатых колес до и после каждого из рассмотренных видов обработки (ДО и дорнования) с нормальным с помощью критерия Колмогорова  $\lambda$ . Анализ показал, что указанные распределения с вероятностями  $P(\lambda) = 0,3 - 1,0$  не противоречат нормальному, т. е. гипотезу о соответствии этих распределений нормальному можно считать верной.

Для предварительного анализа наличия и вида взаимосвязи между размерами отверстий зубчатых колес после каждого из рассмотренных видов обработки с их исходными значениями были построены эмпирические линии регрессии в координатах  $x - y$ , где  $x$  - значения размера отверстия до данной операции;  $y$  - то же после этой операции.

Анализ полученных линий регрессии позволил предположить, что взаимосвязи между исследуемыми факторами можно описать уравнениями двух видов:

- 1) полиномом первой степени

$$\bar{y} = a + b\bar{x}; \quad (1)$$

- 2) полиномом второй степени

$$\bar{y} = c + d\bar{x} + e\bar{x}^2, \quad (2)$$

где  $x, y$  - значения диаметра шлицевого отверстия зубчатого колеса до и после каждой из рассмотренных операций обработки;  $a, b, c, d, e$  - постоянные коэффициенты.

Для выбора формы связи, оценки ее тесноты и достоверности, а также установления некоторых закономерностей получаемых процессов на ЭВМ "Минск-22" по специально разработанным программам были рассчитаны для каждой партии деталей и каждого вида обработки (ДО и дорнования) коэффициенты уравнений (1) и (2) и ряд других параметров.

Основные результаты выполненных исследований приведены в табл. 1.

Выбор вида математической зависимости, в наилучшей степени описывающей изменение точности отверстий зубчатых колес на рассматриваемых операциях их обработки, производился с помощью характеристик адекватности модели: остаточной суммы квадратов  $S$ , средней относительной ошибки уравнения связи  $\epsilon_{\text{ср}}$  в %,  $F$  - критерия Фишера. Если  $F < F_{\text{таб}}$  (для рассмот-

Таблица 1

## Результаты вероятностно-статистического анализа изменения точности обработки отверстий зубчатых колес

Вид обработки зубчатых колес	Характеристики изменения размеров наружного диаметра шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес											
	$(\bar{x}-\bar{y})_{\min}$ - $(\bar{x}-\bar{y})_{\max}$ , мкм	$\sigma_x_{\min}$ - $\sigma_x_{\max}$ , мкм	$\sigma_y_{\min}$ - $\sigma_y_{\max}$ , мкм	$b_{\min}$ - $b_{\max}$ ,	$\eta_{\Sigma}$	$\eta_T$	$r_{xy}$	$t_{r_{xy}}$	$\epsilon_{\text{ср}}$	F	A	B
Дробеструйная	(-6) - (+5)	13-28	13-26	0,36-0,97	0,725	0,718	0,710	24,7	1,85	0,42	51,55	48,45
Дорнование	(-10) - (+1)	13-26	15-24	0,53-0,79	0,64	0,620	0,60	10,2	2,16	0,49	53,9	46,1

- П р и м е ч а н и я: 1. Значения размера отверстия до соответствующей операции обозначены  $x$ , после нее -  $y$ .  
 2. Величины  $\eta_{\Sigma}$ ,  $\eta_T$ ,  $r_{xy}$ ,  $t_{r_{xy}}$ ,  $\epsilon_{\text{ср}}$ , F, A, B представляют собой средние арифметические соответствующих показателей, рассчитанных для каждой из исследованных партий зубчатых колес.  
 3. Значения  $\epsilon_{\text{ср}}$  и F приведены для зависимостей, описываемых уравнением (1).

ренных условий  $F_{\text{таб}} = 1,61$ ), то гипотеза адекватности принимается.

Как показали расчеты, уравнение (2) с несколько большей точностью, чем уравнение (1), описывает изучаемые процессы, однако улучшение характеристик адекватности модели  $F$ ,  $\epsilon_{\text{ср}}$ ,  $S$  составляет при этом не более 3-5% при одновременном значительном усложнении расчетов. Поэтому для описания механизма технологической наследственности в рассматриваемых процессах может быть принято уравнение (1), обеспечивающее достаточно высокую точность ( $\epsilon_{\text{ср}} = 1,85-2,16\%$ ) их моделирования. Линейный характер рассмотренных зависимостей подтверждается также несущественностью различий между  $\eta_{\text{э}}$ ,  $\eta_{\text{т}}$  и  $r_{\text{ху}}$ , установленной с помощью критерия Романовского  $\xi$  для всех партий зубчатых колес и рассмотренных операций их обработки (здесь  $\eta_{\text{э}}$  - эмпирическое корреляционное отношение,  $\eta_{\text{т}}$  - теоретическое корреляционное отношение, рассчитанное для зависимости (2),  $r_{\text{ху}}$  - коэффициент корреляции).

Расчеты показали, что между значениями размеров отверстий зубчатых колес до и после исследованных операций существует тесная взаимосвязь ( $r_{\text{ху}} = 0,60-0,71$ ). При этом примерно равные части их общей дисперсии после исследованных операций переносятся с соответствующей предыдущей операции ( $B = 46,1-48,45\%$ ) и образуются на данной операции ( $A = 51,55-53,9\%$ ). Это свидетельствует о больших резервах повышения точности обработки отверстий зубчатых колес после ДО и дорнования за счет оптимизации их исходных значений.

Ниже приводятся основные результаты данного исследования.

1. Доказана возможность математического моделирования, а следовательно, и целенаправленного управления процессом изменения размеров шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес различных конструкций, характерных для автотракторных трансмиссий, при их ДО и дорновании.

2. Процесс ДО вызывает как усадку, так и увеличение диаметра отверстий зубчатых колес в небольших пределах ( $\pm 6$  мкм), процесс дорнования в основном - увеличение диаметра отверстия в пределах 10 мкм.

3. Установлен ряд объективных количественных характеристик процессов изменения точности шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес на рассмотренных операциях их обработки, что может быть использовано для повышения их эффективности.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ  
КОМБИНИРОВАННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Один из путей повышения производительности труда при механической обработке деталей – сокращение числа рабочих ходов. Целью настоящей работы явилось сравнительное исследование точности однопроходной обработки отверстий комбинированными инструментами (КИ), выполненными по различным схемам:

схема Г – с изменяющимся угловым расположением режущего и деформирующего элементов, обеспечивающим возможность адаптивного управления точностью обработки;

схема В – с угловым расположением режущего и деформирующего элементов, обеспечивающим направление равнодействующей сил резания и деформирования по касательной к обрабатываемой поверхности в точке контакта с ней вершины режущего инструмента;

схема Б – с угловым расположением режущего и деформирующего элементов, обеспечивающим направление усилия деформирования по касательной к обрабатываемой поверхности в точке контакта с ней вершины режущего элемента. С целью осуществления сопоставительного анализа точности при различных схемах обработки за базовый вариант принята обработка отверстия растачиванием (схема А).

Для реализации всех схем в одном инструменте использована конструкция КИ. Согласно ГОСТ 16467–70 "Статические показатели точности и стабильности технологических операций. Методы расчета", количество заготовок принято равным 50 шт. Размер отверстия измерялся индикаторным нутромером с ценой деления 0,002 мм в трех радиальных сечениях в двух взаимно перпендикулярных осевых плоскостях. Заготовки обрабатывались методом автоматического получения размера на настроенном станке 1К625. Режим обработки:  $v = 85$  м/мин;  $s = 0,11$  мм/об;  $P_0 = 300$  Н;  $t_{\text{ном}} = 1,2$  мм. Образцы изготавливались из стали 45 и имели форму втулок со следующими размерами: длина 75 мм, наружный диаметр 145 мм, номинальный внутренний диаметр 95 мм. Предварительно отверстия образцов растачивались по 17 качеству точности стандарта СЭВ 145–75, чем создавалась погрешность размера заготовки, равная примерно допуску на горячекатаные трубы.

Таблица 1

Схема инстру- мента	Поле рассеяния размера $\sigma$ , мкм	Квалитет точности стандарта СЭВ 145-75	Допуск основного отверстия в интервале диаметров с 80 до 120 мм, мкм
А	288	12	350
Б	204	11	220
В	138	10	140
Г	61	9	87

Стандартной математической обработкой получены статистические характеристики  $\bar{X}$  и  $\sigma$ , определяющие рассеяние размеров отверстий до и после обработки. Так, величины среднеквадратичного отклонения  $\sigma$  для партий деталей, обработанных инструментами по различным схемам, соответственно равны:

при обработке инструментом по схеме А  $\sigma_A = 0,048$ ;

при обработке инструментом по схеме Б  $\sigma_B = 0,034$ ;

при обработке инструментом по схеме В  $\sigma_V = 0,623$ ;

при обработке инструментом по схеме Г  $\sigma_G = 0,01$ .

Это свидетельствует о том, что при совмещенной обработке отверстий КИ, выполненных по приведенным схемам, достигается существенное повышение точности. Если при обработке инструментом по схеме А поле рассеяния размеров отверстий не превышает величины поля допуска, соответствующего 12 качеству точности стандарта СЭВ 145-75, то при обработке инструментами по схемам Б, В и Г поля рассеяния соответствуют 11, 10 и 9 квалитетам. Соотношение полей рассеяния размеров и границ полей допусков стандарта СЭВ 145-75 приведено в табл. 1.

Сравнительный анализ показывает, что совмещенная однопроходная обработка комбинированными инструментами характеризуется большим уточнением в сравнении с одним растачиванием: для инструмента по схеме Б уточнение больше в 1,4 раза; по схеме В - в 2,04 раза; по схеме Г - в 4,7 раза. При этом следует иметь в виду, что при совмещенной обработке шероховатость поверхности соответствует 8-му классу, а после растачивания - 5-му.

П.С.Чистосердов, канд.техн.наук,  
Р.Н.Шадуро, В.К.Бочков (ММИ)

## К ВОПРОСУ ПОВЫШЕНИЯ КИНЕМАТИЧЕСКОЙ ТОЧНОСТИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ДОРНОВАНИЕМ ИХ БАЗОВЫХ ШЛИЦЕВЫХ ОТВЕРСТИЙ

Шлицевые отверстия прямоугольного профиля с центрированием по наружному диаметру (по  $D$ ) часто используются в зубчатых колесах в качестве конструкторских, технологических и измерительных баз.

В работах Б.А.Тайца, Я.С. Израилевича, М.М.Кане и других показано, что точность и качество поверхностей базовых отверстий существенно влияют на точность зубчатых колес при их изготовлении и в собранной передаче. После термической обработки точность шлицевых отверстий значительно снижается и достигает 10–11 квалитета по стандарту СЭВ 144–75. При этом, как известно, значительно увеличиваются погрешности формы в поперечном и продольном сечениях.

Одним из прогрессивных способов повышения точности и качества поверхностей шлицевых отверстий является их дорнование. Однако этот способ еще мало изучен, а его роль в повышении точности венцов зубчатых колес практически не исследована.

В Могилевском машиностроительном институте проведены комплексные теоретические и экспериментальные исследования различных схем дорнования шлицевых отверстий зубчатых колес с целью повышения точностных и качественных характеристик не только самих отверстий, но и зубчатых венцов.

Чтобы установить влияние погрешностей шлицевых отверстий, которые в определенной степени исправляются дорнованием, на кинематическую точность зубчатых венцов, был проведен теоретический анализ с выводом аналитической зависимости радиального биения от погрешностей шлицевого отверстия.

На рис. 1 точка  $O$  – ось начальной поверхности венца;  $O'$  – геометрическая ось поверхности наружного диаметра шлицевого

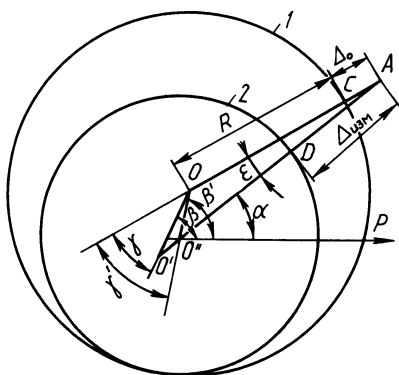


Рис. 1. Схема для расчета радиального биения зубчатого венца.

отверстия, а точка  $O''$  – мгновенная ось вращения зубчатого колеса. Точка  $A$  относится к контуру поверхности начального диаметра, поэтому отрезок  $AC$  определяет отклонение от круглости поперечного сечения этой поверхности.

Окружность 1 проведена так, что ее ось  $O$  соответствует точке, относительно которой все расстояния до любой точки действительного контура начальной окружности имеют наименьшую дисперсию.

Отрезки  $OO'$  и  $OO''$  определяют эксцентриситеты  $e$  и  $e'$  оси начальной поверхности венца  $O$  и соответственно геометрической оси шлицевого отверстия  $O'$  и оси вращения колеса  $O''$ , а отрезок  $O'O''$  – эксцентриситет  $e_M$ .

Около оси вращения  $O''$  проведем окружность 2, касательную к окружности 1. Тогда отрезок  $AD = \Delta_{\text{изм}}$  будет определять показания прибора при контроле радиального биения зубчатого венца. Примем этот отрезок в качестве замыкающего звена размерной цепи, имеющей место при измерении по рассматриваемой на рисунке схеме.

Тогда уравнение размерной цепи в форме замыкающего звена получит вид:

$$\Delta_{\text{изм}} = e \cos \gamma + R + \Delta_O - O'' D \cos \epsilon - e_M \cos \epsilon. \quad (1)$$

После некоторых преобразований уравнения (1) получим

$$\Delta_{\text{изм}} = \left[ 1 + \frac{1}{\cos(\beta' - \alpha)} \right] [e \cos(\beta - \alpha) - e_M] + \Delta_O. \quad (2)$$

Значения углов, входящих в формулу (2), определяем из рисунка.

Из зависимости (2) следует, что на радиальное биение зубчатого венца влияет: геометрический эксцентриситет  $e$  оси начальной поверхности венца и оси отверстия, погрешности формы поперечного сечения, вызывающие колебание величины  $e_M$ , и отклонение от круглости поперечного сечения начальной поверхности венца  $\Delta_O$ .

Погрешности формы поперечного сечения отверстия характеризуются колебанием диаметров поверхностей парных пазов и их отклонением от соосности.

Анализ зависимости (2) показывает, что радиальное биение зубчатого венца может быть уменьшено уже на стадии обработки шлицевых отверстий дорнованием за счет исправления первой и второй составляющих погрешности, т. е.  $e$  и  $e_M$ . Проверка правильности высказанных предположений проводилась при дорновании по двум схемам шлицевых отверстий с размерами  $6 \times 16 \times 20 \times 4$  в партиях зубчатых колес с  $m = 2$  мм,  $z = 26$ .

При первой схеме дорнования инструмент направлялся по оси поверхности наружного диаметра шлицевого отверстия. В этом

случае погрешности формы поперечного сечения уменьшились на 30–50%, что позволило уменьшить колебания составляющей  $e_M$  в зависимости от выражения (2). Радиальное биение зубчатых венцов в этом случае снизилось на 10–16%.

При второй схеме дорнования инструмент направлялся по оси, близкой к оси поверхности начального диаметра зубчатого венца. Это осуществлялось следующим образом. На внутришлифовальном станке производилось шлифование поверхности внутреннего диаметра шлицевого отверстия, которая в дальнейшем при дорновании использовалась для направления инструмента. При шлифовании отверстия базирование зубчатого колеса осуществлялось по поверхности начального диаметра венца.

Дорнование по этой схеме уменьшило радиальное биение зубчатых венцов в среднем на 30%, что объясняется дополнительным уточнением по сравнению с первой схемой дорнования геометрического эксцентриситета, т. е. уменьшением составляющей  $e$  в зависимости (2).

Таким образом, дорнование по второй схеме более эффективно исправляет радиальные составляющие кинематической погрешности. Отмечается, что при шевинговании методом свободного обката зубчатых колес, обладающих геометрическим эксцентриситетом, имеет место перевод его в тангенциальные составляющие кинематической погрешности.

Проверка снижения эффекта перевода геометрического эксцентриситета в кинематический (тангенциальные составляющие) осуществлялась введением в технологический процесс изготовления зубчатых колес дорнования шлицевых отверстий по второй схеме перед шевингованием. Это позволяло уже на данной стадии изготовления зубчатых колес существенно исправить радиальное биение венцов. Оценка эффективности изменения тангенциальных составляющих в этом случае осуществлялась при помощи контроля колебания длины общей нормали колеса  $V_{wz}$ .

Как показали исследования, при шевинговании партии зубчатых колес, имеющих значительное радиальное биение, колебание длины общей нормали увеличилось в среднем на 30–50%. Применение дорнования шлицевых отверстий по второй схеме перед шевингованием позволило свести эффект перевода геометрического эксцентриситета в кинематический к минимуму. Так, колебание длины общей нормали после шевингования в этом случае увеличилось незначительно.

Таким образом, применение в технологических процессах изготовления зубчатых колес дорнования шлицевых отверстий по второй схеме позволяет стабильно получать восьмую степень кинематической точности венцов.



П.И.Яшерицын, акад. АН БССР (БПИ), В.А.Колот,  
С.П.Гинкул, канд. техн. наук (НИИПТМаш, г. Краматорск)

## ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ НА ТОЧНОСТЬ ФОРМЫ ПЛОСКОСТЕЙ НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ

Упрочнение деталей машин поверхностным пластическим деформированием (ППД) сопровождается качественным изменением верхнего слоя металла. При этом возникают благоприятные остаточные напряжения сжатия, способствующие повышению усталостной прочности и износостойкости деталей.

Однако при изготовлении маложестких деталей возможности использования ППД заметно снижены вследствие большой склонности их к короблению. Поэтому изучение влияния режимов ППД на точность формы нежестких деталей представляет практический интерес.

В настоящей работе изучалось влияние количества проходов, подачи, скорости, диаметра накатного инструмента и усилия накатки на формирование остаточной деформации изгиба плоскостных деталей при обработке на поперечно-строгальном станке мод. 7Е35 однороликовым накатником со сменными роликами.

Образцами служили детали из сталей 30, 45 сечением 50 х х 40 мм<sup>2</sup> и длиной 400 мм, предварительно отожженные и обработанные фрезерованием до шероховатости Ra = 5–10 мкм. Измерительная базовая поверхность имела шероховатость Ra = 0,63 мкм.

Для измерения отклонения от прямолинейности использовалась линейка первого класса точности в сочетании с ползунком для крепления индуктивного датчика измерительной системы 217 завода "Калибр". Линейка с ползунком устанавливалась на специально собранном стенде из деталей УСП. Выверка горизонтального положения образца на стенде осуществлялась регулировочными призмами, на одну из которых устанавливался шарик, на другую – цилиндр, обеспечивающие трехточечный контакт с образцом. Для исключения погрешности измерения, вызванного установкой детали на опоры (регулируемые по высоте призмы), поперечное и продольное перемещения образца исключались упорами. Специально созданное электромеханическое протяжное устройство обеспечивало запись профилограмм самописцем НЗ27-1.

Зависимость остаточной деформации изгиба от количества проходов (двойных ходов) исследовалась в диапазоне от 1 до 10

проходов при постоянной нагрузке на ролик  $P = 4,5$  кН, подаче  $s = 0,4$  мм/дв. ход и скорости  $n = 26,5$  дв. ход/мин. После каждого перехода образец раскреплялся, и измерялся прогиб. Примечательно, что прогибы, измеренные на пяти образцах после накатки и спустя трие суток, практически не изменились. График (рис. 1) построен на основе средних значений из пяти результатов измерений, полученных во время исследований. Из графика видно, что после второго перехода кривизна детали не изменяется. Такое положение можно объяснить тем, что глубина наклепа, создаваемая ППД, стабилизируется уже после второго прохода. Наличие экстремума на данном графике можно объяснить частичным снятием первичного упрочнения последующим.

Чтобы установить влияние подачи на последующее коробление испытываемых образцов, эксперимент проводили в определенной последовательности: образцы с начальными прогибами 25, 35, 45 мкм накатывались с постоянным усилием 2943 Н.

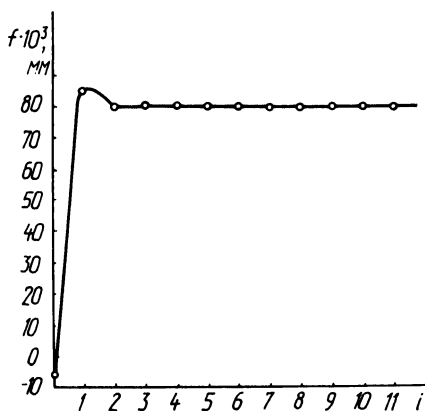


Рис. 1. Зависимость коробления от количества проходов ( $n = 26,5$  дв. ход/мин,  $s = 0,4$  мм/дв.ход).

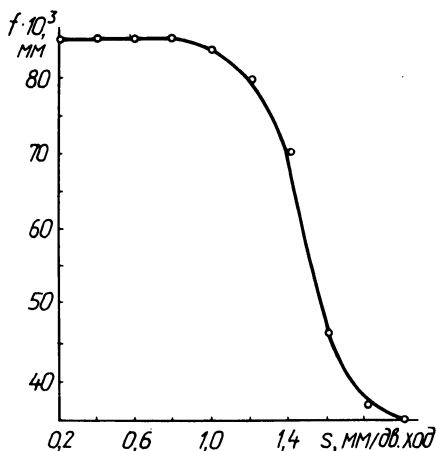


Рис. 2. Зависимость коробления от величины подачи (сталь 30,  $n = 26,5$  дв. ход/мин,  $P = 100$  мин,  $r = 2,5$  мм).

Так как ранее было установлено, что при многопроходной обработке и неизменной нагрузке форма поверхности стабилизируется, то накатку плоскостей осуществляли с последовательным изменением поперечной подачи от 2 мм/дв. ход до 0,2 мм/дв. ход при радиусе профиля ролика  $r = 2,5$  мм и скорости  $n = 26,5$  дв. ход/мин. На рис. 2 показана зависимость коробления от величины подачи. Аналогичный характер кривой соответствовал экспериментам и с другими образцами. Из графика, приведенного на рис. 2, видно, что прогиб резко увеличивается и достигает максимального значения при обработке с подачами,

Т а б л и ц а 1

п, дв. ход/мин	S мм/дв.ход	P,Н	Прогиб до накатки $f_H$ , мм	Прогиб после накатки $f$ , мм
13,2				0,050
19,0				0,055
26,5	0,6	1960	0,03	0,055
37,5				0,055
53,0				0,055
150,0				0,055

равными  $s \leq 1/3r$ . Наряду с этим вытекает важный вывод: наибольшие прогибы, вызванные накаткой роликом, возможны только при обработке с поперечными подачами, меньшими или равными одной трети радиуса профиля накатного инструмента на двойной ход стола.

Экспериментальные данные, приведенные в табл. 1, позволяют заключить, что скорость накатки в пределах исследуемого диапазона не влияет на точность формы плоскостей нежестких деталей.

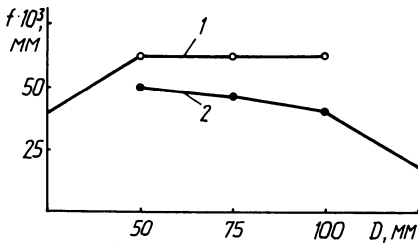


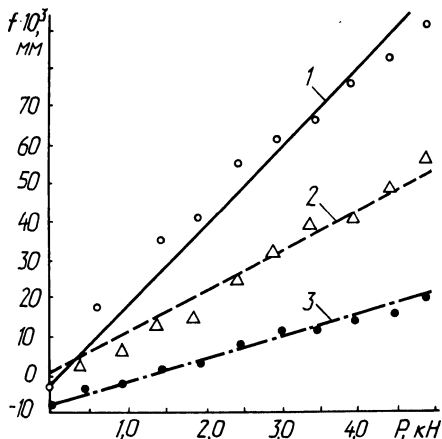
Рис. 3. Зависимость коробления от диаметра ролика: 1 – обработка с последовательным увеличением диаметра ролика; 2 – обработка с последовательным уменьшением диаметра ролика.

Чтобы определить влияние диаметра ролика на формирование погрешности деталей, обработке подвергались две партии образцов, по три образца в каждой. Первая партия обрабатывалась роликами последовательно диаметрами 50, 75 и 100 мм, а вторая – в обратной последовательности при постоянных режимах. Результаты экспериментов, приведенные на рис. 3, показывают, что влияние диаметра ролика на формирование остаточной деформации изгиба незначительно. Однако некоторый рост прогибов наблюдается при обработке роликами от большего диаметра к меньшему (рис. 3, кривая 2).

Исследования зависимости прогиба от усилия давления на ролик были проведены в диапазоне от 0,5 кН до 5 кН на трех партиях образцов, изготовленных из стали 45. С целью выявления влияния исходного остаточного напряженного состояния каждая партия подвергалась соответственно: отжигу, нормализа-

ции при охлаждении на спокойном воздухе, а также нормализации при охлаждении сжатым воздухом. Анализ характера полученных кривых (рис. 4) показывает, что по мере роста усилия

Рис. 4. Характер изменения остаточной деформации изгиба деталей от усилия накатки (сталь 45,  $D = 100$  мм,  $r = 2,5$  мм),  $n = 26,5$  дв. ход/мин,  $s = 0,4$  мм/дв. ход), прошедших: 1 – отжиг; 2 – нормализацию при охлаждении на спокойном воздухе; 3 – нормализацию при охлаждении сжатым воздухом.



остаточная деформация растет, причем при одних и тех же усилиях большие деформации соответствуют образцам с меньшими исходными остаточными напряжениями.

УДК 621.7.06

В.А.Пацкевич, канд. техн. наук,  
А.Е.Пацкевич (ММИ)

### ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ РОТАЦИОННЫМИ РЕЗЦАМИ

Один из актуальных вопросов в машиностроении – это обеспечение точности обработки деталей ротационными резцами. Исследованию точности придается очень важное значение.

Анализировался процесс наружного продольного точения заготовок (100 штук) диаметром 79 мм и длиной 416,5 мм из стали 45 на токарно-винторезном станке модели 1А62. Применялся однолезвийный ротационный резец из твердого сплава ВК8. Диаметр режущей части после заточки составлял 68,36 мм. Геометрия следующая:  $\gamma = +5^\circ$ ,  $\alpha = 10^\circ$ ,  $\epsilon = 25^\circ$ . Режимы резания:  $t = 1,5$  мм,  $v = 148,84$  м/мин,  $s = 0,3$  мм/об. Диаметр обработанных поверхностей остывших деталей измеряли микрометром в двух взаимно перпендикулярных направлениях.

При исследовании точности обработки интерес представляет износ задней поверхности, т. е. размерный износ. Величина раз-

мерного износа для данного пути резания определяется разностью результатов измерения диаметра режущей части резца, которое производили после обработки 30, 50 и 100 заготовок.

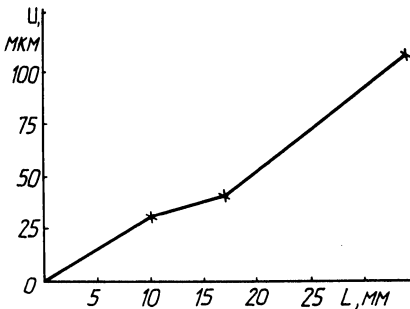


Рис. 1. Размерный износ твердосплавного ротационного резца.

На рис. 1 показана зависимость размерного износа  $U$  от пути  $L$ , пройденного инструментом в металле заготовки. Как следует из зависимости, процесс размерного износа не подчиняется строго линейному закону. Первый период работы режущего инструмента сопровождается повышенным размерным износом, затем наступает нормальный износ, после которого наблюдается быстрый износ инструмента.

Таким образом, размерный износ ротационного резца сходен с износом призматического резца.

Кроме износа, режущая часть инструмента при обработке подвержена интенсивному нагреву. На рабочих поверхностях твердосплавных ротационных резцов температура может достигать  $600-800^{\circ}\text{C}$ . В результате температурных деформаций увеличивается диаметр режущей части резца. Так, после обработки одной заготовки диаметр резца увеличился на 52 мкм, а после обработки трех заготовок — на 84 мкм.

Исследования обработки твердосплавными ротационными резцами позволили установить, что размерный износ резцов наряду с их температурными деформациями имеет решающее значение в получении требуемой точности обработки.

В процессе обработки заготовок происходит нагрев режущего инструмента и, следовательно, увеличение диаметра режущей части резца, а при перерывах в работе — его охлаждение. При нагреве режущего инструмента диаметр детали уменьшается.

На рис. 2 показана точечная диаграмма, на которой отчетливо видна периодичность изменения диаметральных размеров деталей в результате непрерывно протекающего износа и температурных деформации режущего инструмента. Анализ точечной диаграммы показывает, что характер кривых, определяющих погрешность обработки вследствие износа и тепловых деформаций режущего инструмента, неодинаков.

В первоначальный период величина износа инструмента по задней поверхности незначительна. Поэтому приращение диаметра детали в результате размерного износа инструмента и его уменьшение в результате тепловых деформаций инструмента со-

поставимы (смотри детали с № 1 по № 50). Однако в последующем (детали с № 51 по № 100) величина приращения диаметра детали в результате размерного износа в 1,5–2 раза больше величины уменьшения диаметра детали в результате нагрева режущего инструмента. Это объясняется тем, что прогрессирующий износ и затупление режущего инструмента вызывают не только смещение его режущей кромки, в результате чего происходит приращение выполняемого размера, но и увеличение радиальной составляющей силы резания, которая вызывает дополнительные отжатия в системе СПИД. За период стойкости инструмента  $P_y$  возрастает на несколько десятков процентов от ее первоначального значения.

Величина размерного износа может быть определена путем анализа точечной диаграммы или непосредственным измерением диаметра режущей части. Произведем сравнение величины размерного износа, определенной по точечной диаграмме и непосредственно измеренной. По точечной диаграмме (рис. 2) разность обработанных диаметров деталей № 50 и № 31 составляет  $76,075 - 75,88 = 0,195$  мм. Иными словами, величина

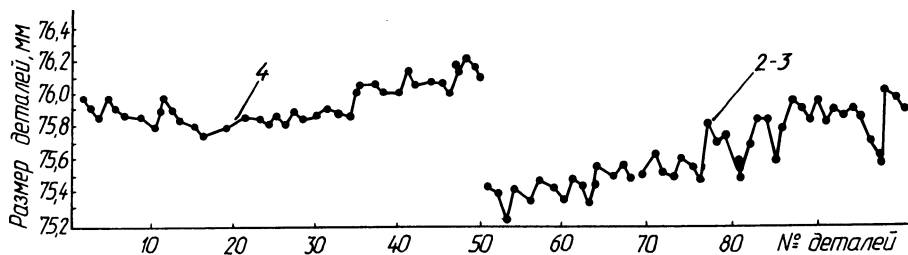


Рис. 2. Точечная диаграмма.

размерного износа, определенная по точечной диаграмме, составляет 97 мкм. Величина размерного износа, определенная измерением режущей части, составляет  $68,300 - 68,215 = 0,085$  мм, а на сторону — 42 мкм. Аналогично и для второго случая. Разность обработанных диаметров деталей № 51 и № 98 составляет 0,57 мм, т. е. величина размерного износа, определенная по точечной диаграмме, составляет 285 мкм. Размерный износ между этими номерами деталей составляет 84 мкм.

Из сравнения величины размерного износа, определенной двумя способами, видно, что возрастание радиальной составляющей силы резания вызывает увеличение диаметра обработанной детали на 55 мкм для первого случая и на 201 мкм для второго. Иными словами, увеличение диаметра обработанной детали, вы-

званное возрастанием  $R_y$ , сопоставимо в первом случае и значительно превосходит по величине во втором случае с увеличением диаметра обработанной поверхности в результате размерного износа инструмента.

Погрешности обработки, вызванные температурными деформациями инструмента, проявляются несколько иначе, чем погрешности, вызванные износом инструмента.

При непрерывной обработке заготовок диаметр режущей части вследствие нагрева увеличивается, а при перерывах в работе вследствие охлаждения уменьшается. В такой же зависимости изменяется и диаметр обработанных деталей, т. е. при нагреве режущей части инструмента он уменьшается, а при охлаждении — увеличивается. На точечной диаграмме (рис. 2) отчетливо видно уменьшение диаметра обработанных деталей № 2 и 3 по сравнению с деталью № 4 и т. д. В этом случае эксперименты проводились следующим образом: подряд обрабатывались три заготовки, а затем был перерыв с целью охлаждения резца до комнатной температуры.

Таким образом, при обтачивании заготовок твердосплавным ротационным резцом диаметральная точность обработки определяется совместным действием размерного износа и тепловых деформаций инструмента. При обработке деталей больших размеров размерный износ режущего инструмента влияет на искажение формы их поверхностей. Если обтачиванию подвергается длинный вал, то по мере перемещения резца от задней бабки к передней диаметр обрабатываемой поверхности будет непрерывно возрастать, и поверхность вместо цилиндрической получится с небольшой конусностью. Если обработке подвергается партия небольших деталей, то искажение формы отдельных поверхностей невелико. Размерный износ инструмента в этом случае сказывается на непрерывном увеличении диаметра обрабатываемых поверхностей деталей в партии.

УДК 621.81-408.62.793.011:539.374

В.В.Бабук, канд. техн. наук,  
С.А.Ивашенко (БПИ)

### ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ДЕФОРМАЦИЮ ПЛОСКИХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ НАНЕСЕНИИ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ

Получение, а в некоторых случаях и эксплуатация износостойких покрытий неизбежно связаны с возникновением в них термических напряжений и как следствие этого потерей геоме-

трической точности деталей в результате деформационных процессов.

Цель настоящей работы – определить влияние различных факторов на величину и характер деформации плоских деталей при пламенном нанесении износостойких покрытий.

В процессе экспериментов ставилась задача выявить зависимость деформации образцов от изменения толщины подложки, соотношения коэффициентов линейного расширения покрытия и подложки и влияния предварительной обработки напыляемой поверхности.

В качестве образцов использованы пластины из аустенитной стали 12Х18Н10Т размером  $L = 100$  мм,  $h = 0,5; 1,5; 3; 5; 6$  мм,  $b = 10$  мм. Материалами для напыления служили самофлюсующийся сплав ПГ-СРЗ и бронза Бр. ОФ10-1. Толщина покрытия во всех случаях равнялась 1 мм.

После отжига при температуре  $700^{\circ}\text{C}$  образцы подвергались дробеструйной обработке, нанесению методом газопламенного напыления порошкового покрытия и оплавлению (в случае нанесения самофлюсующегося сплава).

После каждого этапа обработки измерялись продольные прогибы образцов. Результаты измерений представлены на рис. 1. Положительное значение прогиба  $\delta$  соответствует изгибу пластины покрытием вверх и наличию в нем сжимающих напряжений.

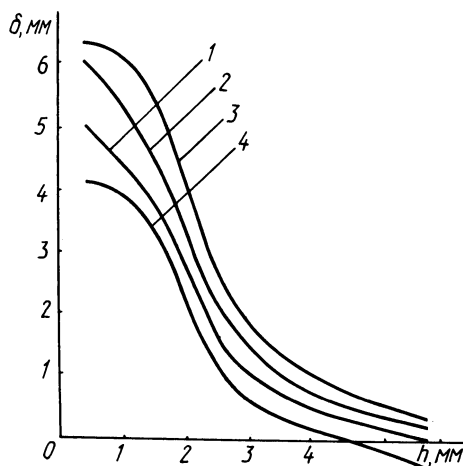


Рис. 1. Зависимость прогиба пластин от толщины подложки: 1 – прогиб после дробеструйной обработки; 2 – прогиб после нанесения покрытия из самофлюсующегося сплава; 3 – прогиб после оплавления; 4 – прогиб после нанесения бронзы.

Из графика видно, что при получении покрытия из самофлюсующегося сплава с увеличением толщины подложки прогиб образцов уменьшался. Это объясняется увеличением жесткости подложки. После каждого этапа нанесения покрытия (дробеструйная обработка, напыление и оплавление) происходило увели-



чение прогиба, причем образцы изгибались покрытием вверх. Направление прогиба зависит от соотношения коэффициентов линейного расширения покрытия и основы. В данном случае  $\alpha$  основы больше  $\alpha$  покрытия, поэтому образцы изгибались покрытием вверх и в покрытии были сжимающие напряжения.

Последовательное увеличение прогибов пластин связано, очевидно, с суммированием возникающих в покрытии напряжений. Изгиб образца после дробеструйной обработки вызван наклепом и зависит от жесткости пластины. При нанесении покрытия образец деформируется по двум причинам: вначале за счет большей температуры напыляемой поверхности, затем при охлаждении за счет разности коэффициентов линейного расширения покрытия и основы, причем в обоих случаях деформация пластины должна увеличиваться.

При оплавлении покрытия также можно рассмотреть 2 этапа деформации пластины. При нагреве образец стремится выпрямиться, так как подложка удлиняется больше, чем покрытие. При этом прогиб должен уменьшиться. При охлаждении прогиб увеличивается за счет разности коэффициентов линейного расширения слоев биметаллической пластины.

При нанесении покрытия из бронзы происходит уменьшение положительного прогиба пластин, вызванного дробеструйной обработкой, и появление отрицательного прогиба при  $h > 4$  мм. Такое изменение деформации образца связано с возникновением в покрытии напряжений, противоположных по знаку напряжениям после дробеструйной обработки, т. е. напряжений растяжения. Возникновение данных напряжений объясняется тем, что  $\alpha$  покрытия больше  $\alpha$  основы.

Из сказанного видно, что характер возникающих в пластинах напряжений зависит в основном от соотношения коэффициентов линейного расширения покрытия и основы. В первом случае  $\alpha_{\text{покр}} < \alpha_{\text{осн}}$ , во втором -  $\alpha_{\text{покр}} > \alpha_{\text{осн}}$ .

Т а б л и ц а 1

Вид обработки	Соотношение коэффициентов линейного расширения	
	$\alpha_{\text{покр}} > \alpha_{\text{осн}}$	$\alpha_{\text{покр}} < \alpha_{\text{осн}}$
Дробеструйная	$\delta = \Delta_{\text{дроб}}$	$\delta = \Delta_{\text{дроб}}$
Напыление покрытия	$\delta = \Delta_{\text{дроб}} - \Delta_{\text{нап}}$	$\delta = \Delta_{\text{дроб}} + \Delta_{\text{нап}}$
Оплавление покрытия	$\delta = \Delta_{\text{дроб}} - \Delta_{\text{нап}} - \Delta_{\text{опл}}$	$\delta = \Delta_{\text{дроб}} + \Delta_{\text{нап}} + \Delta_{\text{опл}}$

П р и м е ч а н и е.  $\delta$  - прогиб детали;  $\Delta_{\text{дроб}}$ ,  $\Delta_{\text{нап}}$ ,  $\Delta_{\text{опл}}$  соответственно деформация детали после дробеструйной обработки, напыления и оплавления покрытия.

В общем случае при нанесении покрытий на пластины можно предложить следующую схему деформации деталей (табл. 1).

Таким образом, если коэффициент линейного расширения покрытия меньше, чем основы, то наблюдается последовательное увеличение прогиба детали. Это говорит о том, что в покрытии возникают напряжения одного знака.

Если коэффициент линейного расширения покрытия больше, чем основы, то прогиб уменьшается, т. е. в покрытии возникают напряжения обратного знака. При соответствующих толщинах подложки и значениях коэффициентов линейного расширения может произойти изменение направления прогиба. Это будет свидетельствовать об изменении знака напряжения в покрытии. Предварительная дробеструйная обработка существенно влияет на деформацию плоских деталей. С увеличением толщины подложки это влияние ослабевает, и при толщине  $h = 6$  мм деформация происходит только за счет разности коэффициента термического расширения, покрытия и основы.

Таким образом, в результате проделанной работы установлено, что напыление пластин толщиной менее 6 мм нецелесообразно, так как при этом значительно возрастает деформация деталей. Коэффициенты линейного расширения покрытия существенно влияют на величину и характер деформации плоских деталей. Для получения в покрытии сжимающих напряжений необходимо применять такие покрытия, которые имеют меньший коэффициент линейного расширения, чем у подложки.

УДК 621.891-822.001.5

В.С.Яцур а, канд.техн.наук (БПИ)

### НЕКОТОРЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ МАЛОГАБАРИТНЫХ ШАРИКОПОДШИПНИКОВЫХ УЗЛОВ, РАБОТАЮЩИХ В УСЛОВИЯХ ИМПУЛЬСИВНОГО НАГРУЖЕНИЯ

Развитие точного приборостроения требует повышения чувствительности выпускаемых приборов и увеличения их срока службы.

Настоящая работа посвящена изучению работоспособности шарикоподшипниковых узлов вращающейся упругой системы ротор - подшипник, подверженной воздействию серии периодических кратковременных возмущающих сил, поперечных ударов с ускорением силы удара в пределах  $j_{OH} = 50 - 150g$  (где  $g$  - ускорение силы тяжести). Исследования проводились на ударном

стенде марки СУ-1, в качестве объектов испытаний принимались опоры, состоящие из корпуса, вращающегося стального ротора (массой 0,102 кг) и двух радиальных однорядных шарикоподшипников № 1000095 (класса точности Р6). Испытания проводились партиями, размером каждой в 20–40 пар (опор). Контрольные партии подшипников (без воздействия ударных нагрузок) состояли из 15 пар. Ротор с внутренними кольцами подшипников вращался посредством гибких валиков от электродвигателей типа СЛ-369А с редукторами. В качестве критерия оценки работоспособности приборных подшипников (критерия их выбраковки) принято значение момента сил трения в опоре (в паре подшипников), т. е. значение их сопротивления вращению. Перед испытанием шарикоподшипники прирабатывались, тщательно несколько раз промывались, после чего собирались в опору по радиальному зазору (с отклонением  $\leq 1-2$  мкм), а опоры подбирались в партию по значению момента сил трения. Момент сил трения в подшипниках определялся методом выбега на специальной установке. Опоры снимались с испытаний при достижении ими условного предельного значения момента сил трения в подшипниках (фиксировался отказ):  $M_{\text{пред.1}} = 5 \cdot 10^{-5}$  Н·м;  $M_{\text{пред.2}} = 20 \cdot 10^{-5}$  Н·м и  $M_{\text{пред.3}} = 35 \cdot 10^{-5}$  Н·м.

Сведения о смазочных материалах даны в табл. 1, результаты испытаний (ранжированный ряд отказов) подшипниковых узлов на долговечность и надежность приведены ниже.

Таблица 1

Сведения о смазочных материалах

Смазочный материал		Номера партий		
Марка	Кинематическая вязкость $\nu_m \cdot 10^{-5}$ при 323 К, м <sup>2</sup> /с	Ускорение силы удара $j_{\text{он}} \cdot g$		Без ударов
		50	150	
Масло ОКБ-122-5 (ТУ МХП №4216-55)	6,2	3, 5, 17	1–Е9	4,7
Масло МВП(ГОСТ 1805-51)	2,45	–	11	–

Примечания. 1. В таблице указаны номера партий, остальные же данные режимов испытаний приведены перед соответствующими результатами исследований.

2. Количество масла в подшипниках характеризуется условной толщиной масляной пленки  $h_{\text{см}}$ . Так, в партиях №№ 7, 9, 11 и 17 –  $h_{\text{см}} = 0,1$  мкм, в № 1-Е и 5 –  $h_{\text{см}} = 1,5$  мкм и в №№ 3 и 4 –  $h_{\text{см}} = 3,0$  мкм.

3. Подшипники прирабатывались парами в тех же приспособлениях, в которых проводились последующие испытания, в течение 10–12 ч (смазывались перед этим смесью масла ОКБ-122-5 и бензина при  $n = 1500$  об/мин и радиальной нагрузке в 1 Н).

4. Ось ротора установлена горизонтально, наносился вертикальный удар, температура окружающей среды равна 291–293 К, относительная влажность воздуха – 81–84 %.

Наработка на отказ в часах для приработанных шарикоподшипников № 1000095 Р6 - партия 4 - без воздействия поперечных ударов составила (масло ОКБ-122-5;  $h_{\text{см}} = 3,0$  мкм;  $n = 60$  об/мин;  $m = 15$  пар подшипников в партии):

при  $M_i \leq M_{\text{пред.1}} = 5 \cdot 10^{-5}$  Н·м

30; 50; 60; 120; 165; 240; 330; 390; 420; 510; 690; 870; 880; 4020; 4230.

Наработка на отказ в часах для приработанных шарикоподшипников № 1000095 Р6 - партия 7 - без воздействия ударов составила (масло ОКБ-122-5;  $h_{\text{см}} = 0,1$  мкм;  $n = 60$  об/мин;  $m = 15$  пар):

при  $M_i \leq M_{\text{пред.1}} = 5 \cdot 10^{-5}$  Н·м

84,0; 84,5; 91,0; 94,0; 94,5; 98,0; 101,5; 105,0; 105,6; 122,5; 168,0; 175,0; 185,5; 189,0; 290,0;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.2}} = 20 \cdot 10^{-5}$  Н·м

98,0; 115,5; 126,0; 150,5; 196,0; 213,8; 217,0; 224,0; 535,5; 567,0; 598,6; 689,3; 1991,5; 2261,0; 2509,0;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.3}} = 35 \cdot 10^{-5}$  Н·м

119,0; 283,6; 314,0; 385,3; 563,6; 700,0; 700,2; 1886,5; 1987,0; 1987,0; 2093,0; 2135,0; 2338,0; 2345,0; 2548,0.

Количество циклов ударов  $N \cdot 10^5$  до отказа для партии № 3 испытанных шарикоподшипниковых узлов (удары с ускорением силы удара  $j_{\text{он}} = 50g$  и частотой  $\nu = 80$  ударов/мин; масло ОКБ-122-5;  $h_{\text{см}} = 3,0$  мкм;  $n = 60$  об/мин;  $m = 20$  пар) составило:

при  $M_i \leq M_{\text{пред.1}}$

1,71; 2,10; 2,12; 2,28; 2,74; 2,76; 2,89; 3,19; 3,43; 4,07; 4,50; 4,77; 5,15; 5,47; 5,53; 6,62; 7,06; 8,30; 8,40; 21,05;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.2}}$

4,97; 5,16; 6,08; 7,19; 7,40; 8,57; 8,72; 8,96; 9,64; 11,33; 12,16; 12,41; 12,60; 12,73; 12,92; 14,50; 19,36; 21,25; 21,30; 21,41;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.3}}$

8,72; 9,05; 9,25; 9,27; 10,50; 11,78; 11,90; 13,11; 13,14; 13,16; 13,25; 13,75; 19,82; 20,40; 21,59; 21,63; 21,68; 21,80; 22,30; 22,38.

Количество циклов ударов  $N \cdot 10^5$  до отказа для партии № 5 испытанных шарикоподшипниковых узлов (удары с  $j_{\text{он}} = 50g$  и  $\nu = 80$  ударов/мин; масло ОКБ-122-5;  $h_{\text{см}} = 1,5$  мкм;  $n = 60$  об/мин;  $m = 20$  пар) составило:

при  $M_i \leq M_{\text{пред.1}}$

0,08; 0,11; 0,16; 0,19; 0,21; 0,27; 0,30; 0,31; 0,36; 0,47; 0,82; 0,86; 0,91; 1,10; 1,13; 1,15; 1,16; 1,17; 2,15; 2,22;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.2}}$

0,55; 0,60; 0,92; 1,19; 2,03; 2,41; 2,66; 2,71; 3,10; 3,49;  
3,50; 4,64; 5,00; 5,53; 5,63; 6,42; 7,23; 7,93; 9,50; 13,94;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.3}}$

6,92; 7,32; 7,64; 7,68; 8,23; 8,25; 8,41; 8,92; 9,10; 12,88;  
13,37; 14,99; 15,60; 15,93; 16,51; 16,95; 17,00; 17,28;  
17,70; 17,91.

Количество циклов ударов  $N \cdot 10^5$  до отказа для партии № 9  
испытанных шарикоподшипниковых узлов (удары с  $j_{\text{OH}} = 150\text{g}$  и  
 $v = 80$  ударов/мин; масло ОКБ-122-5;  $h_{\text{CM}} = 0,1$  мкм;  $n =$   
 $= 60$  об/мин;  $m = 40$  пар) составило:

при  $M_i \leq M_{\text{пред.1}}$

0,006; 0,008; 0,011; 0,012; 0,014; 0,016; 0,021; 0,023;  
0,028; 0,052; 0,058; 0,062; 0,064; 0,066; 0,067; 0,068;  
0,070; 0,072; 0,074; 0,080; 0,089; 0,094; 0,098; 0,100;  
0,101; 0,104; 0,113; 0,114; 0,122; 0,132; 0,178; 0,186;  
0,219; 0,239; 0,242; 0,246; 0,250; 0,356; 0,597; 0,758;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.2}}$

0,027; 0,038; 0,047; 0,055; 0,056; 0,073; 0,083; 0,084;  
0,258; 0,278; 0,288; 0,291; 0,295; 0,344; 0,352; 0,360;  
0,366; 0,415; 0,445; 0,492; 0,505; 0,635; 0,899; 0,959;  
1,070; 1,428; 1,510; 1,923; 2,000; 2,045; 2,060; 2,443;  
2,539; 2,557; 3,320; 3,439; 3,488; 3,492; 3,500; 3,521;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.3}}$

0,505; 0,537; 0,550; 0,577; 0,618; 0,728; 0,921; 1,225;  
1,349; 1,580; 1,614; 1,635; 1,665; 1,743; 1,820; 2,094;  
2,101; 2,144; 2,261; 2,339; 2,348; 2,708; 2,720; 2,750;  
2,940; 3,140; 3,192; 3,200; 3,203; 3,281; 3,340; 3,557;  
3,567; 3,603; 3,650; 3,678; 3,679; 3,710; 3,741; 3,822.

Количество циклов ударов  $N \cdot 10^5$  до отказа для партии № 1-Е  
испытанных шарикоподшипниковых узлов (удары с  $j_{\text{OH}} = 150\text{g}$  и  
 $v = 80$  ударов/мин; масло ОКБ-122-5;  $h_{\text{CM}} = 1,5$  мкм;  $n =$   
 $= 60$  об/мин;  $m = 20$  пар) составило:

при  $M_i \leq M_{\text{пред.1}}$

0,350; 0,366; 0,368; 0,382; 0,383; 0,400; 0,415; 0,433;  
0,450; 0,466; 0,600; 0,700; 0,850; 0,899; 0,930; 1,150;  
1,200; 1,680; 1,830; 3,740;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.2}}$

0,950; 1,050; 1,250; 1,280; 1,300; 1,330; 1,580; 1,660;  
1,850; 2,420; 2,780; 3,500; 4,260; 4,500; 4,860; 5,750;  
7,000; 7,800; 10,300; 10,370;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.3}}$

3,700; 4,720; 4,900; 5,050; 5,150; 5,200; 5,610; 7,600;

8,000; 8,600; 8,790; 9,050; 9,290; 9,400; 9,820; 10,200;  
10,250; 10,500; 10,520; 11,300.

Количество циклов ударов  $N \cdot 10^5$  до отказа для партии № 11 испытанных шарикоподшипниковых узлов (удары с  $j_{\text{ОН}} = 150 \text{ г}$  и  $v = 80$  ударов/мин; масло МВП;  $h_{\text{СМ}} = 0,1$  мкм;  $n = 60$  об/мин;  $m = 20$  пар) составило:

при  $M_i \leq M_{\text{пред.1}}$

0,257; 0,292; 0,300; 0,319; 0,323; 0,338; 0,344; 0,345;  
0,350; 0,354; 0,368; 0,375; 0,391; 0,395; 0,424; 0,432;  
0,438; 0,875; 1,138; 1,150;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.2}}$

0,800; 0,894; 0,897; 0,938; 0,987; 1,012; 1,054; 1,531;  
1,575; 1,588; 1,800; 1,975; 1,991; 2,025; 2,030; 2,038;  
2,070; 2,188; 2,400; 2,410;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.3}}$

0,888; 1,107; 1,163; 1,200; 1,250; 1,284; 1,294; 1,763;  
1,775; 1,838; 2,063; 2,201; 2,225; 2,232; 2,240; 2,263;  
2,275; 2,575; 2,645; 2,724.

Количество циклов ударов  $N \cdot 10^5$  до отказа для партии № 17 испытанных шарикоподшипниковых узлов (удары с  $j_{\text{ОН}} = 50 \text{ г}$  и  $v = 80$  ударов/мин; масло ОКБ-122-5;  $h_{\text{СМ}} = 0,1$  мкм;  $n = 60$  об/мин;  $m = 20$  пар) составило:

при  $M_i \leq M_{\text{пред.1}}$

0,033; 0,050; 0,067; 0,082; 0,100; 0,117; 0,133; 0,150;  
0,167; 0,184; 0,200; 0,216; 0,300; 0,350; 0,684; 0,950;  
0,965; 0,980; 1,165; 4,000;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.2}}$

0,333; 0,349; 0,363; 0,416; 0,483; 1,300; 1,431; 1,465;  
2,800; 3,050; 3,625; 3,980; 4,450; 4,650; 5,050; 6,025;  
6,220; 6,410; 9,550; 9,650;

при  $M_i \leq M_{\text{пред.3}}$

1,710; 2,190; 3,120; 3,500; 4,250; 4,290; 5,220; 5,250;  
5,950; 7,100; 7,190; 10,020; 10,050; 10,090; 10,300;  
11,020; 11,200; 11,620; 12,200; 12,390.

Полученные данные позволяют предположить, что при испытаниях или эксплуатации приборных шарикоподшипников в условиях воздействия ударных нагрузок и при оценке их работоспособности по величине момента сил трения срок службы (математическое ожидание количества циклов ударов  $N_i$  до отказа с заданной вероятностью) зависит от режимов смазки ( $h_{\text{СМ}}$ ,  $v_{\text{М}}$ ) и интенсивности внешнего нагрузочного воздействия ( $j_{\text{ОН}}$ ). Результаты обработки исследований на надежность подшипниковых узлов применительно к различным законам распределения будут представлены в последующих выпусках этого сборника.

### Раздел III. ИССЛЕДОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

УДК 621.81-531.717:621.793

В.В.Бабук, канд. техн. наук,  
С.А.Ивашенко, С.И.Моисеенко (БПИ)

#### ИЗМЕНЕНИЕ ИСХОДНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ ПЛОСКИХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ НАНЕСЕНИИ ПОКРЫТИЯ ИЗ НИТРИДА ТИТАНА

В последнее десятилетие интенсивно разрабатываются различные методы нанесения покрытий, обладающих уникальными свойствами: износостойкостью, прочностью, низким коэффициентом трения.

Одним из наиболее перспективных является метод конденсации вещества из плазменной фазы в условиях ионной бомбардировки (КИБ). Наносимые методом КИБ покрытия (чаще всего нитриды, карбиды и карбонитриды титана) обладают высокой микротвердостью, хорошей адгезией к подложке, низким коэффициентом трения.

В опубликованных по данной теме работах исследуются в основном свойства покрытий применительно к режущему инструменту, т. е. рассматриваются вопросы образования трещин и сколов покрытия, лункообразования и выкрашивания, изменения коэффициента трения и др.

Не менее важно применение покрытий с названными выше свойствами в производстве деталей машин и приборов. При этом одним из основных факторов, влияющих на их работоспособность, является микрогеометрия поверхностей после напыления, так как последующая механическая обработка покрытий не производится.

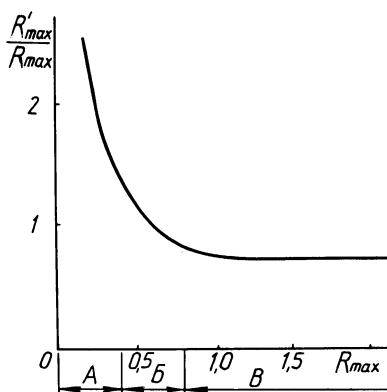
Настоящая работа посвящена определению влияния процесса нанесения нитрида титана методом КИБ на изменение исходной шероховатости деталей.

В качестве образцов использована серия из шести изготовленных из стали 12Х18Н10Т прямоугольных параллелепипедов размером 10 x 10 x 30 мм. Каждая из четырех боковых сторон образцов обрабатывалась с различными режимами резания для получения различной исходной шероховатости:  $R_{\max} = 2,5; 1,25; 0,63; 0,32$  мкм.

Перед напылением и после него с одних и тех же участков поверхностей образцов были сняты профилограммы на профилографе-профилометре "Калибр ВЭИ" модели 201, согласно ГОСТ 2789-73. Результаты обработки профилограмм приведены на рис. 1. Как видно из графика, при исходной шероховатости  $R_{\max} 0,8$  и грубее после напыления происходит уменьшение шероховатости, а при исходной шероховатости менее  $R_{\max} 0,4$  - ее увеличение. В промежутке от  $R_{\max} 0,4$  до  $R_{\max} 0,8$  шероховатость поверхностей изменяется незначительно.

Таким образом, можно выделить три зоны изменения исходной шероховатости (см. рис. 1): зона А - покрытие ухудшает шероховатость, зона Б - шероховатость практически неизменна, зона В - шероховатость после напыления улучшается.

Рис. 1. Изменение шероховатости поверхности образцов в результате напыления покрытия из нитрида титана:  $R_{\max}$  - шероховатость поверхности до напыления;  $R'_{\max}$  - шероховатость поверхности после напыления.



Характерной особенностью всех профилограмм напыленных поверхностей является более плавное очертание микронеровностей.

Изменение исходной шероховатости, по-видимому, связано в первую очередь с ионной очисткой напыляемых поверхностей. При бомбардировке поверхностей с резко выраженными микронеровностями (рис. 1, зона В) происходит их некоторое "сглаживание", так как процент попадания ионов титана на выступающие участки (а следовательно, и их разрушение) гораздо больший, чем на остальную поверхность. Это связано с большей энергонасыщенностью выступающих участков.

При бомбардировке поверхностей с шероховатостью от  $R_{\max} 0,8$  до  $R_{\max} 0,4$  (зона Б) процесс разрушения микровыступов сопровождается образованием новых микронеровностей. Микрогеометрия поверхности находится в равновесном состоянии. В зоне А (шероховатость меньше  $R_{\max} 0,4$ ) процесс образования новых микронеровностей преобладает над процессом разрушения исходных.



На основании приведенных данных можно сделать вывод о возможности напыления нитрида титана методом КИБ на плоские детали, если требуемая шероховатость не превышает  $R_{\max} 0,4-0,8$ .

Кроме того, можно предположить, что при исходной шероховатости поверхности свыше  $R_{\max} 0,8$  уменьшение шероховатости после напыления нитрида титана происходит за счет процесса ионной очистки.

УДК 621.210

В.А.Пацкевич, канд.техн.наук,  
А.Е.Пацкевич (ММИ)

### ИССЛЕДОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ РОТАЦИОННЫМ РЕЗЦОМ

В настоящее время достаточно полно исследовано влияние режимов резания и геометрических параметров инструмента на шероховатость поверхности при обработке деталей традиционным режущим инструментом (призматическими резцами, фрезами, сверлами и т. д.). Эти же исследования при обработке ротационными резцами не имеют такой глубины. В связи с этим представляет интерес исследование шероховатости поверхности при обработке деталей ротационными резцами.

Опыты проводились при наружном продольном точении заготовок из стали 45 на токарно-винторезном станке модели 1А62. В качестве режущего инструмента применялись призматические резцы с неперетачиваемыми пластинками и чашечные резцы. Все опыты проводились в условиях отсутствия вибраций системы СДИ.

Микронеровности поверхности, обработанной призматическим резцом (рис. 1), значительно больше, чем поверхности, обработанной ротационным резцом, и разница между ними растет по мере увеличения скорости резания. Уменьшение высоты микронеровностей при обработке ротационным резцом по сравнению с призматическим связано с круговой формой режущей кромки, уменьшающей высоту микронеровностей (рис. 1).

Известно, что при увеличении подачи усадка стружки уменьшается, угол направления схода стружки увеличивается, а следовательно, увеличивается скорость схода стружки. Это вызывает снижение наростообразования, влияющего на шероховатость обработанной поверхности. Сказанное подтверждается зависимостью, показанной на рис. 2. Таким образом увеличение подачи при ротационной обработке с наростообразованием вызывает

снижение шероховатости поверхности. Микронеровности поверхности, обработанной призматическим резцом для данных условий резания при подаче до 0,3 мм/об, меньше, чем при резании ротационным резцом (рис. 2), а при подаче свыше 0,3 мм/об — значительно больше, и разница между ними растет по мере увеличения подачи.

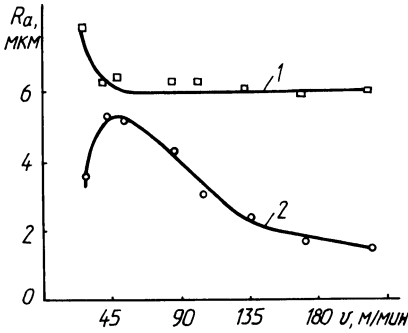


Рис. 1. Зависимость высоты микронеровностей обработанной поверхности от скорости резания ( $s = 0,33$  мм/об;  $t = 1,3$  мм): 1 — ротационный резец; 2 — призматический резец.

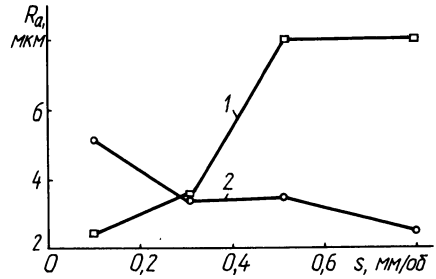


Рис. 2. Зависимость высоты микронеровностей обработанной поверхности от подачи ( $v = 83,4$  м/мин;  $t = 1,3$  мм): 1 — ротационный резец; 2 — призматический резец.

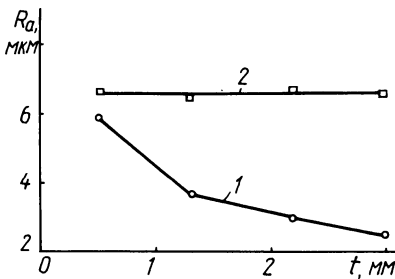


Рис. 3. Зависимость высоты микронеровностей обработанной поверхности от глубины резания ( $v = 82,4$  м/мин;  $s \rightarrow s = 0,33$  мм/об): 1 — ротационный резец; 2 — призматический резец.

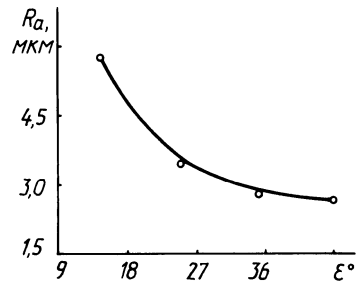


Рис. 4. Зависимость высоты микронеровностей обработанной поверхности от угла наклона оси резца ( $v = 82,9$  м/мин;  $s = 0,33$  мм/об;  $t = 1,3$  мм).

Проведенные исследования позволили установить, что при обработке ротационным резцом увеличение глубины резания вызывает снижение высоты микронеровностей (рис. 3), а при обработке призматическим резцом высота микронеровностей не зависит от изменения глубины резания. Такое влияние глубины резания на шероховатость поверхности при ротационной обработ-

ке связано со стабильностью самовращения режущей кромки и радиальной составляющей силы резания.

С увеличением угла наклона оси резца  $\epsilon$  относительно вертикального ее положения шероховатость поверхности уменьшается (рис. 4). Объясняется это тем, что при увеличении угла  $\epsilon$  улучшается процесс резания и увеличивается скорость самовращения режущей кромки. Это положительно сказывается на шероховатости обработанной поверхности.

Влияние диаметра режущей кромки ротационного резца на шероховатость поверхности в значительной степени определяется тем, будет ли образовываться нарост при резании в данных условиях или нет. При отсутствии нароста ( $v = 168$  м/мин) увеличение диаметра режущей кромки приводит к уменьшению шероховатости поверхности вследствие увеличения радиуса кривизны проекции режущей кромки на плоскость подачи. При наростообразовании ( $v = 81,3$  м/мин) высота микронеровностей с увеличением диаметра режущего лезвия вначале увеличивается, а затем остается постоянной.

Наростообразование при резании ротационным резцом влияет на шероховатость обработанной поверхности и при изменении шага между режущими кромками двухлезвийного чашечного резца. При наростообразовании ( $v = 79,9$  м/мин) высота микронеровностей не зависит от шага между режущими кромками, так как в этом случае решающее влияние на шероховатость поверхности оказывает нарост. В случае отсутствия нароста ( $v = 165,3$  м/мин) высота микронеровностей увеличивается, если уменьшается шаг между режущими кромками, так как при уменьшении шага уменьшается скорость самовращения режущей кромки.

Количество режущих кромок ротационного резца не влияет на шероховатость обработанной поверхности.

УДК 621.919

Д.А.Круцько (СКБ ПС)

### ЗАВИСИМОСТЬ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРОТЯНУТОЙ ПОВЕРХНОСТИ ОТ ПОДЪЕМА НА ЗУБ ПРИ ГЕНЕРАТОРНОЙ СХЕМЕ РЕЗАНИЯ

Применение генераторной схемы резания у протяжного инструмента для обработки фасонных поверхностей значительно облегчает изготовление протяжек. При этом заданный профиль образуется одновременно на всех зубьях инструмента шлифованием напроход вдоль оси протяжки, задний торец которой чуть

приподнимается для того, чтобы в нормальном положении на вспомогательных режущих лезвиях образовались задние углы. Получаемые таким путем задние углы обычно небольшие и, как правило, не превышают  $1^\circ$ . Полный профиль в этом случае имеют только последние зубья.

Из-за поднятия заднего торца протяжки приходится корректировать форму шлифовального круга.

Образование фасонного профиля на детали при генераторной схеме резания осуществляется всеми зубьями инструмента, причем контур формируется не основными, а вспомогательными режущими кромками. При таких условиях естественно предположить, что шероховатость обработанной поверхности будет существенно зависеть от выбранного подъема на зуб. Влияние других факторов на шероховатость протянутой поверхности, как то: геометрических параметров зубьев протяжки, типа и способа подачи смазочно-охлаждающей жидкости в зону резания, изменения скорости резания – не так существенно.

В данной работе испытывались протяжки, обрабатывающие боковые стороны паза по генераторной схеме резания (рис. 1).

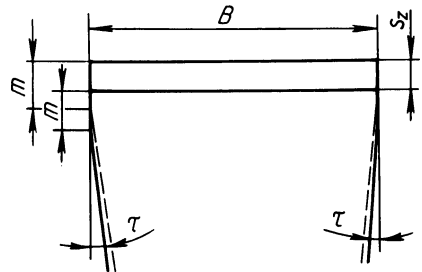


Рис. 1. Профиль зуба протяжки с генераторной схемой для обработки паза:  $B$  – ширина паза;  $m$  – ленточка с нулевым задним углом (равна 0,8–1,0 мм);  $S_z$  – величина подъема на зуб;  $\tau$  – угол поднутрения.

Именно по такой схеме изготавливаются шпоночные и шлицевые протяжки. Шероховатость обработанной поверхности, конечно, можно было бы значительно уменьшить, если бы удалось фаски  $m$  снабдить задними углами. Чтобы это сделать, необходимо значительно увеличить шаг зубьев протяжки. Это далеко не всегда достижимо, а на шпоночных и шлицевых протяжках никогда не делается. Поэтому шероховатость поверхности, полученная после протягивания пазов и шлицев, ухудшается из-за трения по фаскам  $m$ .

Исследования, при которых обрабатывались протягиванием пазы в заготовках из сталей 45, 20, 40X и чугуна СЧ15–32, выявили значительное влияние подъема на зуб протяжки на высоту микронеровностей.

На графике (рис. 2) показаны полученные результаты. Как следует из рис. 2, изменение подъема на зуб с 0,03 до 0,2 мм

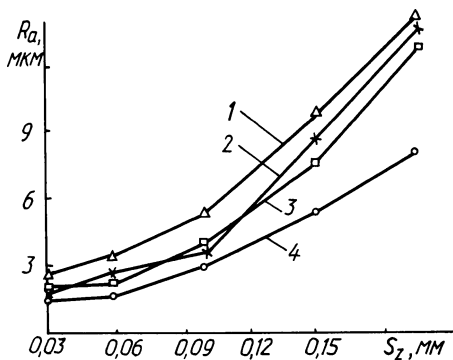


Рис. 2. Зависимость микронеровностей от увеличения подъема на зуб при генераторной схеме резания: 1 – сталь 20; 2 – сталь 45; 3 – сталь 40Х; 4 – чугун СЧ15-32.

увеличивает высоту микронеровностей с  $Ra = 2$  мкм до  $Ra = 13$  мкм. Наименьшая высота микронеровностей получена при обработке чугуна СЧ15-32, наиболее высокая – при обработке стали 20.

Таким образом, удалось стабильно получать при протягивании паза протяжками с генераторной схемой резания с подъемом на зуб  $S_{z0} = 0,03$  мм шестой класс шероховатости. Для достижения малой шероховатости поверхности в процессе обработки протяжками необходимо применять чистовые, а может быть, и деформирующие зубья. Первые позволяют достичь  $Ra = 1,25$  мкм, а при применении деформирующих зубьев  $Ra = 0,32$  мкм.

УДК 621.210

Л.Г.Юдовин, канд.техн.наук,  
В.Г.Лысенко (БПИ),  
Э.С.Блюменталь (МЧЗ)

### ПРИБОР ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ

Измерение шероховатости криволинейных поверхностей связано с известными трудностями. Эти трудности вызваны необходимостью задания измерительному щупу траектории с требуемым радиусом кривизны.

На кафедре "Приборы точной механики" БПИ разработана конструкция прибора, позволяющая измерять шероховатость криволинейных поверхностей на профилографе-профилометре мод. 201 (рис. 1).

Прибор содержит стойку 2 с подвижно закрепленной на ней кареткой 3, в которой помещен протягивающий механизм (на рисунке не показан), подвижный ползун 5, на котором с помощью упругой подвески 6 закреплен корпус 11 измерительного преобразователя 9, снабженного измерительным щупом 10. На корпусе преобразователя 11 закреплен копировальный щуп 12.

Копир 13 подвижно закреплен в кронштейне 15. Устройство содержит установочные винты 1, 4, 17.

Измеряемую деталь 8 устанавливают на базовую призму 7, с помощью винта 4 перемещают каретку 3 до соприкосновения измерительного шупа 10 с измеряемой деталью 8. С помощью винта 16 копир 13 устанавливают в положение, в котором радиус кривизны сечения копира в плоскости расположения копировального шупа равен радиусу кривизны измеряемой детали.

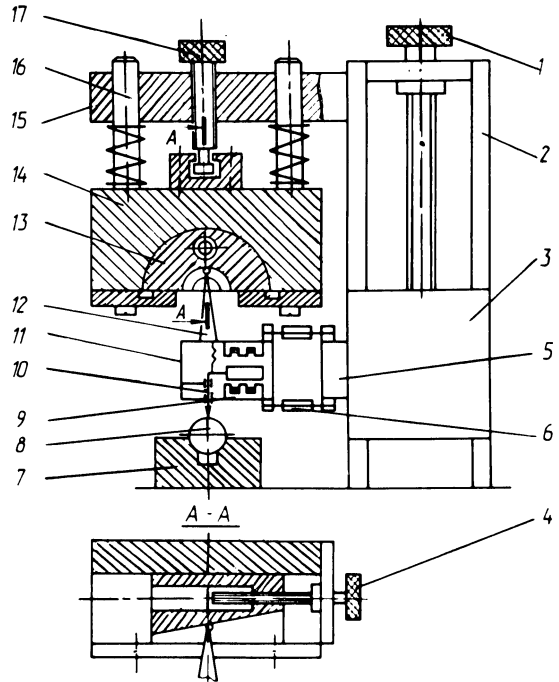


Рис. 1. Прибор для измерения шероховатости поверхностей тел вращения.

С помощью винта 17 опускают корпус до соприкосновения копира с копировальным шупом. Затем включают протягивающий механизм, сообщающий ползуну 5 базовое перемещение с постоянной скоростью. При этом корпус преобразователя перемещается по траектории, соответствующей профилю копира, а измерительный шуп 10, связанный с измерительным преобразователем 9, совершает относительно корпуса перемещение, соответствующее отклонению профиля измеряемой детали. Преобразователь выдает сигнал, несущий информацию с микрогеометрии измеряемой поверхности.

Предлагаемый прибор позволяет измерять шероховатость криволинейных поверхностей в широком диапазоне радиусов кривизны с помощью одного копира, что снижает стоимость измерений.

## Раздел IV. ПРОЦЕССЫ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОБОРУДОВАНИЯ ЗА СЧЕТ УПРОЧНЕНИЯ ПОВЕРХНОСТИ

УДК 621.891

А.Ф.Присевок, канд.техн.наук (БПИ),  
Л.В.Бойко (Химволокно),  
Г.Я.Беляев, канд.техн.наук (БПИ)

### НАВОДОРАЖИВАНИЕ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ХИМИЧЕСКИХ ВОЛОКОН И НИТЕЙ

Производство химических волокон и нитей – сложный автоматически непрерывный процесс, протекающий при воздействии химически активной среды, повышенной температуры и внешних нагрузок.

Эксплуатация деталей химического оборудования в подобных условиях предъявляет особые требования к качеству их поверхностного слоя (шероховатости и износостойкости), что в конечном итоге предопределяет качество выпускаемой продукции (ворсистость и прочность волокон и нитей).

Химически активная среда оказывает весьма существенное влияние на процессы деформации и разрушения поверхностей при трении. В свою очередь эти процессы вызывают активацию поверхностных слоев твердых тел и смазочной среды, определяющую их физико-химическое взаимодействие и химические превращения. При производстве химических волокон и нитей последние непрерывно перемещаются (скользят) по натяжным роликам агрегата с заданными усилием, скоростью и температурой, обеспечивающими формирование жгута получаемого материала. Между жгутом и роликом подается замасливатель. Таким образом, в процессе трения участвуют рабочая поверхность вращающегося ролика, замасливатель и получаемые химические волокна.

Исследования последних лет свидетельствуют о том, что при трении пары металл – полимер создаются физико-химические условия протекания или ускорения реакций, в результате которых выделяется водород. Выявлены характерные черты водородного износа. Показано, что присутствие водорода при трении активизирует износ деталей, что водород может выделяться или из тел, образующих узел трения (полиэтилен, полиамиды, эфиры, целлюлозы и др.), или из смазки, воды, топлива и других сред

в процессе активизированной трением реакции. Интенсивность выделения водорода зависит от действия механохимического и теплового факторов, ионизации, давления, диффузии и т. п. Технология химического производства волокон объединяет все эти факторы, но еще усугубляется непрерывностью протекания их (из-за автоматически непрерывной работы оборудования).

В данной работе приводятся результаты исследования влияния процесса трения на выделение водорода из замазливателя и из химических волокон при их производстве, а также исследования влияния выделившегося и поглощенного поверхностью детали водорода на ее износостойкость и характер разрушения с целью изыскания эффективных материалов для защиты рабочих поверхностей роликов и повышения ресурса их работы.

Выделение водорода и его количественная оценка из хромированных (серийных) деталей и из опытных, покрытых хромоникелевыми сплавами типа ПГ-СР2, ПГ-СР3 и ПГ-СР4 плазменным напылением, определялись на приборе РН-1 фирмы "Леко" (США), схема которого приведена на рис. 1. Работа прибора основана на методе высокотемпературной экстракции в среде инертного газа - аргона. Прибор состоит из двух блоков: экст-

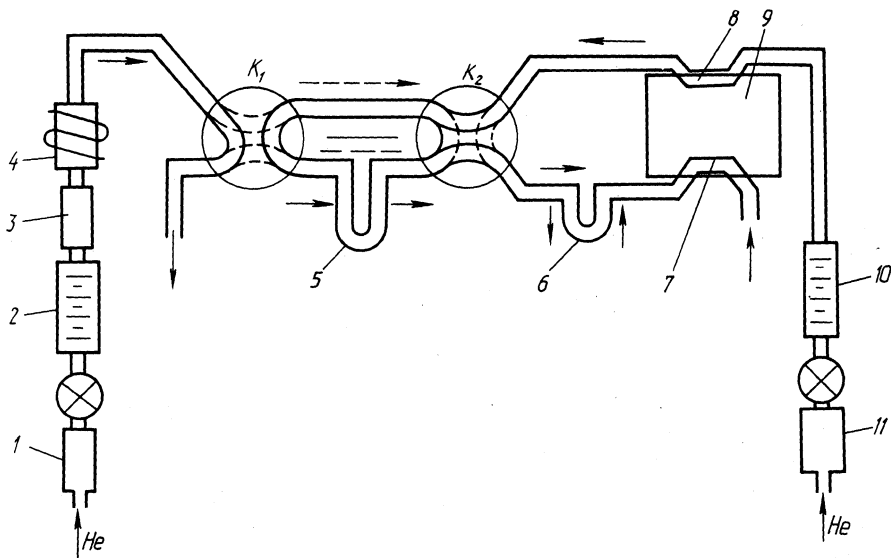


Рис. 1. Схема прибора для восстановительного плавления в потоке инертного газа с узлом концентрирования фирмы "Леко": 1, 11 - колонки с молекулярным ситом для очистки газа-носителя; 2, 10 - расходомеры; 3 - печь с циркониевой губкой; 4 - индукционная печь;  $K_1$  и  $K_2$  - многоходовые краны; 5 - ловушка с молекулярным ситом для концентрации выделенных газов; 6 - хроматографическая колонка; 7, 8 - каналы анализатора по теплопроводности; 9 - анализатор по теплопроводности.



Т а б л и ц а 1

Содержание водорода ( $C_H$ ) в хромированных деталях и деталях, покрытых плазменным методом

Хромирование детали			Детали, покрытые плазменным методом		
ppm	% вес.	см <sup>3</sup> /100 г	ppm	% вес.	см <sup>3</sup> /100 г
10,0	0,00100	11,1	6,9	0,00069	7,7
9,1	0,00091	10,1	6,4	0,00064	7,1
20,1	0,00201	22,3	10,9	0,00109	12,1
$C_H$ 13,1	0,00131	14,5	8,1	0,00081	9,0

рационного и аналитического. Пробу анализируемого металла массой в 1 г помещают в графитовый тигель разового пользования, расположенный в экстракционной части прибора. Через тигель пропускают электрический ток силой до 1000 А. В течение нескольких секунд температура тигля достигает значения, близкого к 2000 °С. За счет теплопередачи образец металла в индукционной печи "Леко" быстро нагревается и плавится. Содержащийся в пробе металла водород экстрагируется в газовую фазу, захватывается потоком инертного газа – аргона и пропускается через катарометр, расположенный в аналитической части прибора. С помощью катарометра, работающего по методу теплопроводности газов, фиксируется количество выделенного водорода из анализируемой пробы металла.

Содержание водорода в анализируемом металле выражают в единицах ppm, в весовых процентах (% вес.) или в см<sup>3</sup> на 100 г металла (см<sup>3</sup>/100 г). Перевод одних единиц содержания водорода в другие производят на основании соотношений:

$$1 \text{ ppm} = 0,0001 \% \text{ вес.} = 1,1 \text{ см}^3/100 \text{ г};$$

$$1 \text{ см}^3/100 \text{ г} = 0,00009 \% \text{ вес.} = 0,9 \text{ ppm}.$$

Для анализа из серийных и опытных деталей первоначально были изготовлены образцы в виде прямоугольного параллелепипеда размером 4 x 4 x 6 мм. При этом нанесенный на деталь методом хромирования или плазменным методом внешний слой покрытия служил одной из граней параллелепипеда. Противоположная ей грань отстояла на расстоянии 4 мм от внешней поверхности нанесенного слоя. Результаты анализа сведены в табл. 1.

Из таблицы видно, что по сравнению с хромированными деталями в деталях, покрытых плазменным методом, содержание водорода значительно меньше и распределяется он более равномерно.

А.С.Шамшур, канд. техн. наук,  
Н.Г.Сагателян, Х.Д.Мюллер(БПИ)

## ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ МЕТОДОВ МАТЕМАТИЧЕСКОГО ПЛАНИРОВАНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Экспериментальные исследования износостойкости напыленных и оплавленных самофлюсующихся твердых сплавов (ПГ-СР4, ПГ-СР3 и ПГ-СР2) производились при трении скольжения в условиях циркулярного смазывания (масло М-8) с охлаждением масла. Одновременно испытывались три образца. Среднее значение износа трех образцов бралось как результат одного опыта. Общая площадь трения образцов составляла 48 мм<sup>2</sup>. Из них три устанавливались в специальную качалку под углом 120° относительно друг друга. Такая конструкция державки обеспечивала равномерное распределение усилия прижима образцов. В качестве контртела были выбраны дисковые образцы из серого чугуна СЧ24-44.

За эталон износа был взят износ образцов из стали 45, закаленных до твердости НРС 46-48. Испытания образцов, упрочненных самофлюсующимися твердыми сплавами, и из стали 45 производились в идентичных условиях. Весовой износ их ( $\dot{I}$ ) был взят за  $5 \cdot 10^5$  оборотов шпинделя машины трения МФТ-1.

С целью сокращения числа опытов и более точного математического описания поверхности отклика в широком диапазоне относительных скоростей скольжения и давлений в месте контакта применялось ортогональное центральное композиционное планирование (ЦКП).

Математическая модель уравнения с учетом эффекта взаимодействия независимых переменных и ошибки эксперимента была представлена в виде полинома второй степени

$$Y = b_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_{12} X_1 X_2 + b_{11} X_1^2 + b_{22} X_2^2.$$

Для реализации модели проводился полный факторный эксперимент с добавлением опытов в звездных точках и в центре плана.

Условия планирования приведены в табл. 1, а матрица ортогонального ЦКП для двух факторов - в табл. 2.

Проверка воспроизводимости опытов, определение коэффициентов регрессии и проверка их значимости, а также определение адекватности полученного уравнения регрессии производилось согласно методике [1]:

1. Определялась дисперсия для каждого опыта

$$S_j^2 = \frac{1}{k-1} \sum_{i=1}^k (Y_{ji} - \bar{Y}_j)^2,$$

где  $k$  - число параллельных опытов, проведенных при одинаковых условиях. В нашем случае  $k = 5$ ;  $j$  - номер опыта;  $i$  - номер фактора;  $Y_{ji}$  - результаты параллельных опытов;  $\bar{Y}_j$  - среднее арифметическое отклика.

$$\bar{Y}_j = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k Y_{ji} \quad (j = 1, 2, \dots, N).$$

Воспроизводимость опытов проверялась по расчетным значениям критерия Кохрена

$$G_p < G.$$

Расчетные значения критерия Кохрена определялись

$$G_p = \frac{\max S_j^2}{\sum_{j=1}^N S_j^2},$$

где  $\max S_j^2$  - наибольшая из оценок дисперсий;  $\sum_{j=1}^N S_j^2$  - сумма всех оценок дисперсий.

Таблица 1

Условия планирования

Условия планирования	$v$ , м/с	$P \cdot 10^5$ , Па
Кодовое обозначение	$X_1$	$X_2$
Верхний уровень	3,92	2,5
Нижний уровень	0,78	0,5
Основной уровень	2,35	1,5
Интервал варьирования	1,57	1,0

Таблица 2

Матрица ортогонального ЦКП для двух факторов

Система опытов	Номер опыта	$X_1$		$X_2$		$X_1$	$X_2$
		$X_1$	$X_2$	$X_1$	$X_2$		
Полный факторный эксперимент	1	-1	-1	+1	+0,33	+0,33	
	2	-1	+1	-1	+0,33	+0,33	
	3	+1	-1	-1	+0,33	+0,33	
	4	+1	+1	+1	+0,33	+0,33	
Опыты в звездных точках	5	-1	0	0	+0,33	-0,67	
	6	+1	0	0	+0,33	-0,67	
	7	0	-1	0	-0,67	+0,33	
	8	0	+1	0	-0,67	+0,33	
Опыты в центре плана	9	0	0	0	-0,67	-0,67	

При доверительной вероятности  $P = 0,95$ ,  $k = 5$ ,  $N = 9$ ,  $G = 0,358$  [1].

Для определения погрешности эксперимента производилось вычисление оценки дисперсии воспроизводимости

$$S_y^2 = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N S_j^2.$$

Коэффициенты регрессии при ортогональном ЦКП рассчитывались по следующим формулам:

$$b_0 = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N Y_j - \frac{b_{11}}{N} \sum_{j=1}^N X_{j1}^2 - \frac{b_{22}}{N} \sum_{j=1}^N X_{j2}^2;$$

$$b_1 = \frac{\sum_{j=1}^N X_{j1} Y_j}{\sum_{j=1}^N (X_{j1})^2}; \quad b_2 = \frac{\sum_{j=1}^N X_{j2} Y_j}{\sum_{j=1}^N (X_{j2})^2};$$

$$b_{12} = \frac{\sum_{j=1}^N X_{j1} X_{j2} Y_j}{\sum_{j=1}^N (X_{j1} X_{j2})^2}; \quad b_{11} = \frac{\sum_{j=1}^N X_{j1}^* Y_j}{\sum_{j=1}^N (X_{j1}^*)^2};$$

$$b_{22} = \frac{\sum_{j=1}^N X_{j2}^* Y_j}{\sum_{j=1}^N (X_{j2}^*)^2}; \quad X_{ji}^* = X_{ji}^2 - \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N X_{ji}^2.$$

Значимость коэффициентов регрессии проверялась уравнением  $|b| \geq S_b t$ ,

где  $S_b$  - оценка дисперсии;  $t$  - значение критерия Стьюдента применительно к нашим опытам,  $t = 2,78$  [1].

Для расчета оценок дисперсий использовались формулы:

$$S_{b_0}^2 = \frac{S_y^2}{N} + \frac{nb_{ii}^2}{N} \sum_{j=1}^N X_{ji}^2; \quad S_{b_1}^2 = \frac{S_y^2}{\sum_{j=1}^N (X_{j1})^2};$$

$$S_{b_2}^2 = \frac{S_y^2}{\sum_{j=1}^N (X_{j2})^2}; \quad S_{b_{12}}^2 = \frac{S_y^2}{\sum_{j=1}^N (X_{j1} X_{j2})^2};$$

$$S_{b_{11}}^2 = \frac{S_y^2}{\sum_{j=1}^N (X_{j1}^*)^2}; \quad S_{b_{22}}^2 = \frac{S_y^2}{\sum_{j=1}^N (X_{j2}^*)^2}.$$

Проверка адекватности уравнения регрессии производилась с помощью критерия Фишера:

$$F_p = \frac{\max(S_{ад}^2, S_y^2)}{\min(S_{ад}^2, S_y^2)} \leq F,$$

где

$$S_{ад}^2 = \frac{1}{N - B} (Y_j^э - Y_j^p)^2,$$

где  $N$  - число опытов;  $B$  - число коэффициентов регрессии искомого уравнения, включая и свободный член;  $Y_j^э$ ,  $Y_j^p$  - экспериментальное и расчетное значения функции отклика в  $j$ -м опыте.

Значение критерия Фишера ( $F$ ) для числа степеней свободы  $f_{ад} = N - B = 9 - 6 = 3$  при доверительной вероятности  $P = 0,95$  равно 6,59 [1].

Вычисленные коэффициенты регрессии приведены в табл. 3.

Проверка значимости коэффициентов регрессии показала, что для сплавов ПГ-СР3 и ПГ-СР4 коэффициенты регрессии  $b_{12}$  являются незначительными и их можно исключить из уравнения. Для остальных исследуемых материалов все коэффициенты регрессии значимы.

Таким образом, искомые уравнения регрессии в обычной форме будут иметь следующий вид:

для сплава ПГ-СР4

$$Y = 2,7117 + 1,8136 X_1 + 1,855 X_2 + 0,8923 X_1^2 + 1,1723 X_2^2;$$

для сплава ПГ-СР3

$$Y = 3,3760 + 3,151 X_1 + 2,5617 X_2 + 1,985 X_1^2 + 1,397 X_2^2;$$

для сплава ПГ-СР2

Таблица 3

Значение коэффициентов регрессии

Коэффициенты регрессии и их значимость	Испытуемый материал			
	ПГ-СР4	ПГ-СР3	ПГ-СР2	Сталь 45
$b_0$	2,7117	3,3760	2,8646	5,4388
$b_1$	1,8136	3,1510	7,0583	7,1550
$b_2$	1,855	2,5617	10,2790	13,8903
$b_{12}$	0,142	0,2145	6,0245	6,2090
$b_{11}$	0,8923	1,9850	6,7390	8,4596
$b_{22}$	1,1723	1,3970	8,505	9,7116

## Результаты проверки адекватности регрессии

Критерий Фишера	Испытуемый материал			
	ПГ-СР4	ПГ-СР3	ПГ-СР2	Сталь 45
$F_p$	2,476	6,39	6,5476	2,246
$F$	6,59	6,59	6,59	6,59

$$Y = 2,8646 + 7,0583 X_1 + 10,279 X_2 + 6,045 X_1 X_2 + 6,739 X_1^2 + 8,505 X_2^2;$$

для стали 45

$$Y = 5,4389 + 7,155 X_1 + 13,8903 X_2 + 6,209 X_1 X_2 + 8,4596 X_1^2 + 9,7116 X_2^2.$$

Результаты проверки адекватности приведены в табл. 4.

Следовательно, полученные в общем виде уравнения регрессии достаточно хорошо описывают поверхность отклика. Используя характеристику плана эксперимента и подставляя вместо  $X_1$  и  $X_2$  следующие зависимости  $X_1 = \frac{v - 2,35}{1,57}$  и  $X_2 = \frac{P - 1,5}{1}$ , получаем окончательный вид уравнения:

для сплава ПГ-СР4

$$\dot{I} = 1,851 - 0,546v - 1,662P + 0,362v^2 + 1,172P^2;$$

для сплава ПГ-СР3

$$\dot{I} = 2,425 - 1,797v - 1,629P + 0,805v^2 + 1,397P^2;$$

для сплава ПГ-СР2

$$\dot{I} = 24,784 - 14,165v - 24,292P + 3,837vP + 2,734v^2 + 8,505P^2;$$

для стали 45

$$\dot{I} = 28,639 - 17,055v - 24,538P + 3,955vP + 3,432v^2 + 9,712P^2.$$

Применение ортогонального ЦКП в данных исследованиях показало, что экспериментальные и расчетные значения величин износа для различных скоростей скольжения и давлений в месте контакта отличаются незначительно. Следовательно, метод ортогонального ЦКП позволяет не только существенно сократить затраты времени на проведение исследований по износу материалов, а и отобразить влияние на износ как факторов, так и их взаимодействия.

## Л и т е р а т у р а

1. Саутин С.Н. Планирование эксперимента в химии и химической технологии. - Л., 1975. - 48 с.

А.С.Шамшур, канд.техн.наук, Н.Г.Сагателян,  
Фазль Хади Вардак (БПИ)

## ИССЛЕДОВАНИЕ НЕКОТОРЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ПОВЫШЕНИЯ ПРОЧНОСТИ СЦЕПЛЕНИЯ НАПЫЛЕННЫХ СЛОЕВ С ОСНОВАНИЕМ

Прочность сцепления покрытия с основанием – функция многих технологических параметров покрытия, основания и процессов напыления и оплавления. Сцепление покрытия с основанием возникает в результате действия сил механического зацепления, слабых невалентных сил взаимодействия (силы Ван-дер-Ваальса) и сил межатомного взаимодействия. Силы двух первых типов ощутимы при напылении на материалы с сильно развитой поверхностью (графит, пористая керамика и т. п.). В остальных случаях они характеризуются нестабильностью и низким уровнем.

Силы межатомного взаимодействия, проявляющие себя в приваривании напыленных частиц к основанию, являются основными силами, характеризующими прочность сцепления.

Чтобы возникли силы межатомного взаимодействия, требуется химическое сродство материала покрытия и основы, атомы и молекулы, приводимые в соприкосновение, должны обладать энергией, достаточной для преодоления активационного барьера и возникновения какого-либо рода межатомной связи.

Для каждой пары покрытие – основание существует определенная температура в контакте, при которой возникают межатомные связи. Повысить эту температуру можно либо путем перегрева напыляемых частиц, либо подогревом напыляемой поверхности. Так, при напылении алюминида никеля энергия экзотермической реакции образования алюминида никеля приводит к перегреву частиц. Поэтому покрытия из алюминида никеля часто рекомендуются как подслои.

Что же касается нагрева напыляемой подложки, то практика показала, что при нагреве сталей свыше 200 °С напыляемая поверхность интенсивно окисляется и прочность сцепления значительно снижается.

Повысить температуру в контакте напыляемая частица – основание можно, если напыление производить на шероховатую поверхность. Причем шероховатость поверхности должна быть соизмерима с размером частицы напыляемого материала [1]. При соударении нагретой частицы с вершиной выступа часть тепловой энергии частицы отдается основанию, и так как объемы ос-

нования и частицы соизмеримы, происходит как бы нагрев подложки, т. е. преодоление активационного барьера возникновения межатомного взаимодействия.

Технологическим способом повышения прочности сцепления напыленного слоя с основанием является повышение общепотенциальной энергии напыляемой поверхности путем ее пластического деформирования. При пластической деформации поверхностных слоев работа, затраченная на деформацию, частично превращается в тепловую, частично поглощается, повышая общепотенциальную энергию основания. В процессе соударения нагретой частицы с основанием при определенной температуре потенциальная энергия искаженной кристаллической решетки за счет снижения энергии активации выделяется в виде тепла. Если сообщить атомам подложки некоторую дополнительную энергию, то они будут активнее химически взаимодействовать с атомами напыляемой частицы.

При дробеструйной обработке создания шероховатости поверхности за счет наклепа повышается общепотенциальная энергия основания.

Значительное повышение прочности сцепления можно получить, если в процессе напыления разрушать окисную пленку на поверхности напыления. В частности, при плазменном напылении очистку напыляемой поверхности можно производить током обратной полярности [2]. На рис. 1 показана схема очистки поверхности током обратной полярности.

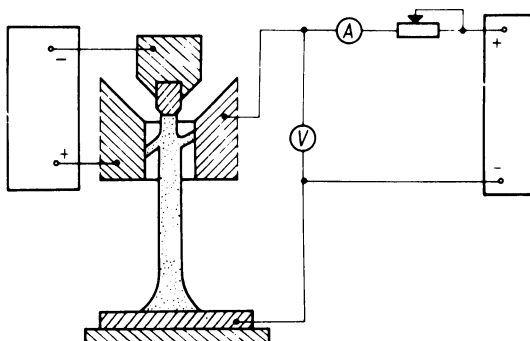


Рис. 1. Блок-схема очистки поверхности током обратной полярности.

Так как плазменная струя обладает электрической проводимостью, то между деталью и соплом плазмотрона проходит ток. Катодное пятно в пределах узкой зоны непрерывно блуждает по поверхности изделия. При ионной бомбардировке молекуле окисной пленки сообщается кинетическая энергия, усиливающая ко-



левание ее ядер. Когда колебательный уровень движения ядер попадает в область непрерывного спектра, молекула окисла диссоциирует. Разрушение окисной пленки путем диссоциации значительно облегчается в случае, когда на молекулу окисла действует сильное электрическое поле, которое создается катодным падением напряжения и локально усиливается собственным полем иона при его приближении к поверхности окисной пленки. Электрическое поле снижает потенциальный барьер в молекуле и уменьшает ее электронные связи. Если этот барьер снижается до основного или возбужденного электронного состояния, электронные связи освобождаются и молекула разрушается.

На рис. 2 показана поверхность напыления после очистки ее током обратной полярности. При этом напряжение источника тока обратной полярности составляло 250 В, сила тока – 5 А.

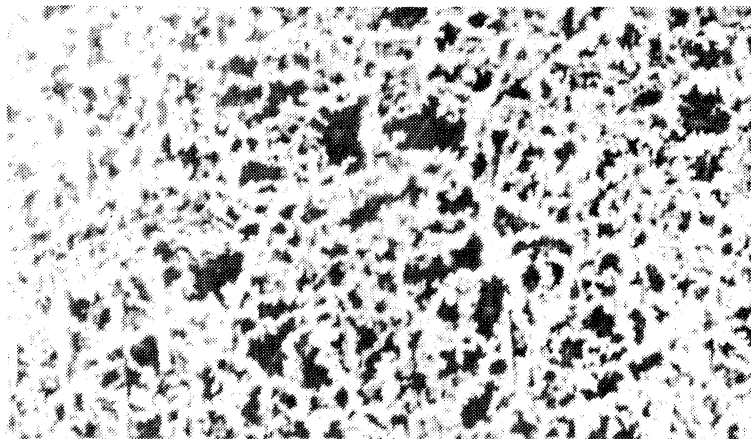


Рис. 2. Поверхность напыления после очистки током обратной полярности.

При поверхностном упрочнении крупногабаритных деталей напылением самофлюсующимися твердыми сплавами с последующим их оплавлением не всегда удается получить диффузионное сцепление оплавленного слоя с основанием. При нагреве напыленного слоя газопламенными горелками или с использованием ТВЧ из-за низкой теплопроводности этого слоя в зоне контакта напыленный слой – основание возникает значительный градиент температур. Зона перехода находится в худших температурных условиях, чем поверхность напыленного слоя. Для гарантированного обеспечения диффузионного перехода нами перед напылением самофлюсующихся твердых сплавов на поверхность напыления наносился слой сплавов на медной основе (бронза, латунь). Температура плавления подложки была значительно ниже,

чем температура плавления самофлюсующегося твердого сплава. В процессе оплавления подложка плавилась раньше, чем напыленный слой. При этом происходило перемешивание (диффузионное) подложки и прилегающего к ней самофлюсующегося твердого сплава. На рис. 3 показана зона переходного слоя после напыления и после оплавления.

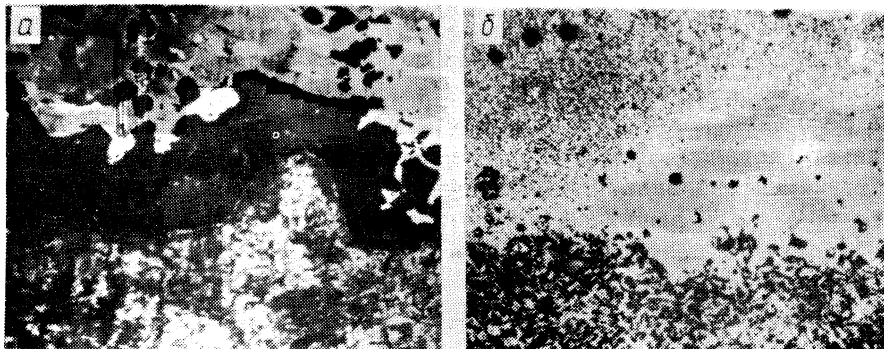


Рис. 3. Зона переходного слоя: а – с напылением подслоя из бронзы; б – после оплавления.

Следовательно, дальнейшее изучение вопросов контактного взаимодействия материалов при напылении, изучение физико-химического взаимодействия напыляемых материалов и основания позволит обоснованно выбрать тот или иной технологический способ повышения прочности сцепления напыленного слоя с основанием и обеспечить гарантированное качество упрочненных изделий.

#### Л и т е р а т у р а

1. Голего Н.Л., Панамарчук В.Г. О влиянии шероховатости материала с титановой основой на прочность сцепления плазменных никелевых покрытий. – В сб.: Физико-химическая механика материалов. Киев, 1974, вып. 6, с. 32. 2. Микроплазменная сварка / Под ред. акад. Б.Е.Патона. – Киев, 1979, с. 60.

А.И.Шевцов, канд. техн. наук,  
В.В.Голубев, М.А.Кардаполова (БПИ)

## НАНЕСЕНИЕ ЗАЩИТНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ДЕТАЛИ СОЛЕДОБЫВАЮЩЕГО И ПЕРЕРАБАТЫВАЮЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ

В настоящее время защитные покрытия широко применяются в различных областях техники. Их эффективность зависит от ряда факторов, к которым относятся условия эксплуатации упрочняемых деталей. При этом, чем напряженнее режимы их работы и выше интенсивность поверхностного разрушения, тем выгоднее применять защитные покрытия. Примером интенсивного поверхностного разрушения может служить изнашивание соледобывающего и перерабатывающего оборудования, а более конкретно – защитных втулок грунтовых насосов 8ГР-8 и зондов вальцпрессов.

Предлагаемая статья посвящена технологии нанесения покрытий на указанные детали и изучению характера изнашивания защитных слоев. Изучались вопросы выбора способа упрочнения и присадочного материала для него, а также обработки параметров процесса.

В качестве способа выбрано газопламенное напыление изделий порошковыми сплавами, достоинствами которого являются компактность и надежность металлизационной аппаратуры, возможность ее использования вдали от источника электрической энергии. Кроме того, данный метод напыления достаточно универсален и сравнительно недорог.

При определении состава присадочного материала предусматривалось применение сплавов, стойких против абразивно-коррозионного воздействия. К таким композициям относятся самофлюсующиеся системы, включающие Ni – Cr – В – Si и выпускаемые промышленностью в виде гранул. Как показали предварительные эксперименты, необходимые свойства наиболее полно выражены у сплава ПГ-СР4 (ГОСТ 21448-75), который и служил материалом для напыления.

При обработке технологических параметров газопламенной металлизации втулок и зондов устанавливали оптимальные режимы следующих операций: подготовка металлируемых поверхностей деталей; непосредственное напыление изделий; оплавление полученных покрытий.

Поверхности по месту износа подготавливались путем их обезжиривания и нарезания шероховатой резьбы, без подачи

Параметры напыления

Параметр	Единицы	Количественное выражение	
		втулка	зонд
Давление ацетилена	МПа	0,095	0,095
Расход $C_2H_2$	$m^3/ч$	0,900	0,900
Давление кислорода	МПа	0,150	0,150
Расход $O_2$	$m^3/ч$	1,700	1,700
Расход $N_2$	$m^3/ч$	1,700	1,700
Размеры частиц твердосплавного порошка	мкм	50–160	50–160
Частота вращения детали	об/мин	100	325
Продольная подача горелки	мм/об	1,40	1,56
Толщина покрытия, наносимого за один проход	мм	0,25–0,3	0,2–0,25
Количество проходов металлизатора		4	2
Общая толщина напыленного слоя	мм	1,0–1,2	0,4–0,5

СОЖ. При этом шаг резьбы после грубой обточке, глубина нарезки и угол при вершине резца соответственно составляли: защитная втулка – 0,52; 0,45;  $60^\circ$ ; зонд вальцпресса – 0,43; 0,35;  $60^\circ$ .

Диаметры обточенных участков на 0,8–1,2 мм меньше размеров готовых деталей.

Непосредственное напыление изделий осуществляли с помощью термораспылительной ацетиленокислородной горелки, в которой для транспортировки порошкового сплава использовали газ  $N_2$ . В процессе металлизации горелка, закрепленная на суппорте токарного станка, перемещается в продольном направлении. Покрываемый объект одновременно вращается в приспособлении. Режимы операции представлены в табл. 1.

Чтобы увеличить прочность сцепления присадочного материала с подложкой, рекомендуется перед напылением детали предварительно подогреть до температуры 650–700 К.

Для повышения адгезии служит также оплавление полученных покрытий. Установлено, что этот прием следует выполнять с помощью пропан–кислородной горелки ГЗУ–4 при  $T = 1300–1350$  К. Указанная термообработка сопровождается флюсующим действием со стороны бора и кремния, содержащихся в нанесенном слое сплава. В результате элементы В и Si превращаются в  $B_2O_3$  и  $SiO_2$ , а окислы металлов покрытия растворяются с образованием стекловидных шлаков, всплывающих на поверхность оплавляемой оболочки. Диффузионный перенос на границе присадочный материал – подложка интенсифицируется с

развитием переходной зоны, усиливающей адгезионные свойства соединения. Кроме того, явление флюсования способствует удалению пор в напыленной оболочке и может быть использовано при визуальном контроле процесса оплавления.

Рассмотренную последовательность технологических операций завершали медленным охлаждением изделий до полного остывания.

В дальнейшем защитные втулки насосов подвергали наружному шлифованию по металлизационному слою. Механическая обработка твердосплавных участков зондов вальцпресса не требуется.

Упрочняемые детали на различных этапах изготовления представлены на рис. 1.

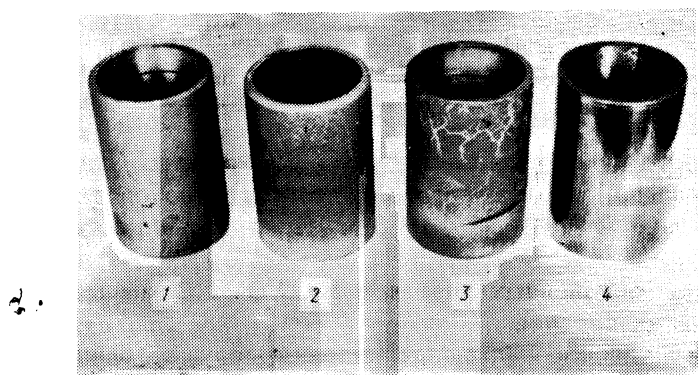


Рис. 1. Упрочняемые детали на различных этапах изготовления: 1 – после грубой обточки перед напылением; 2, 3, 4 – напыленные, оплавленные и механически обработанные изделия.

Наряду с технологическими исследованиями изучали характер изнашивания полученных покрытий. Для этого на ПО "Белоруськалий" (г. Солигорск) проводили эксплуатационные испытания, которые показали, что износостойкость и срок службы биметаллических изделий возросли в 3–5 раз в сравнении с серийными.

По окончании испытаний следы износа фотографировались на электронном микроскопе MSM-2 (производство Японии). На рис. 2 в качестве примера приведены фотографии образцов, вырезанных из зондов вальцпресса. Как видно, на твердосплавной поверхности трения имеются царапины и углубления неправильной формы, налипшие частицы (рис. 2, а), тонкие разрушенные пленки (рис. 2, б).

Царапины и углубления возникают в результате микрорезания и усталостных явлений при абразивном воздействии. Налип-

шие частицы представляют собой микрообъемы соляной массы, расплавившиеся за счет теплоты трения.

Касаясь состава тонких пленок, отметим, что он обусловлен химическим взаимодействием элементов покрытия с кислородом воздуха. Коррозия металлизационного слоя протекает также при электрохимическом растворении материала покрытия в расплаве хлоридной массы.

Известно, что сплав ПГ-СР4 в сравнении со сталью 45 НРС 46-48 характеризуется более высокой твердостью, меньшей склонностью к пластической деформации и образованию усталостных трещин. Поэтому сопротивление абразивному воздействию указанного покрытия увеличивается. С другой стороны, никелевая основа сплава создает предпосылки для его устойчи-

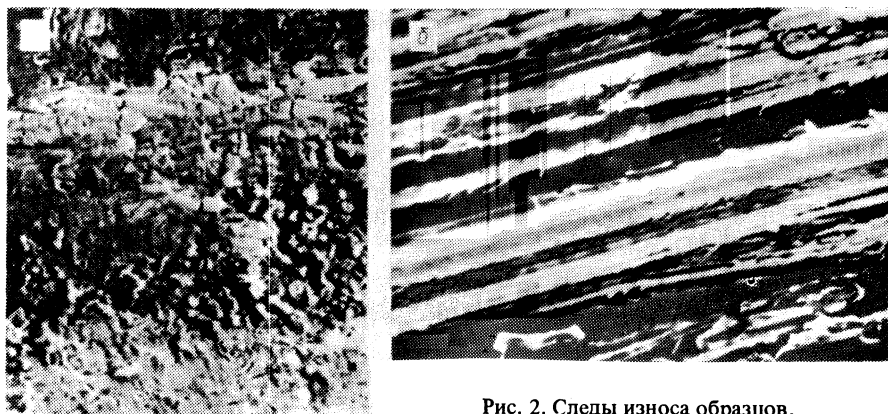


Рис. 2. Следы износа образцов.

вости против коррозии, так как нормальный потенциал  $Ni$  имеет достаточно малую отрицательную величину.

Таким образом, анализ следов износа позволяет объяснить результаты эксплуатационных испытаний, которые показали существенное увеличение срока службы упрочненных деталей соледобывающего и перерабатывающего оборудования.

А.И.Медведев, М.М.Кане, канд. техн. наук (БПИ), Г.Б.Ярошевич (АН БССР)

## РЕНТГЕНОСТРУКТУРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПОСЛЕ РАЗЛИЧНЫХ ОПЕРАЦИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

В данной работе сделана попытка привлечь рентгеноструктурный анализ к исследованию некоторых свойств поверхности зуба, которые определяют работоспособность этих деталей. Проведенный эксперимент и последующие расчеты достаточно сложны. Это вызвано криволинейной конфигурацией исследуемой поверхности, поэтому рентгеновская съемка проводилась с неподвижных образцов, установленных в держателе гониометрической головки.

Тонкую кристаллическую структуру металла определяют величины блоков мозаики кристаллической решетки  $D$  и напряжений второго рода (микронапряжений)  $\sigma_{II}$ .

Величина  $\sigma_{II}$  может быть определена по формуле

$$\sigma_{II} = E\Delta a/a, \quad (1)$$

где  $E$  - модуль упругости (для сталей  $E = 21 \cdot 10^4$  Н/мм<sup>2</sup>);  $\Delta a$  - максимальное отклонение значения параметра решетки от его среднего значения  $a$ .

Для исследования были взяты 3 партии, в каждой по 20 образцов зубьев цилиндрических зубчатых колес из стали 40Х, прошедших последовательно зубофрезерование и шевингование. При этом была обеспечена возможность сопоставления полученных результатов на указанных операциях.

Рентгеновская съемка проводилась на установке ДРОН-0,5 с ионизационным методом регистрации интерференционных линий в кобальтовом монохроматизированном излучении при напряжении 35 кВ и силе тока 7 мА.

На рис. 1 приведены кривые рентгеновской интенсивности для одного из образцов, полученные от плоскостей (110)  $\alpha$  и (220)  $\alpha$ .

По изменению ширины линии (110)  $\alpha$  можно судить о величине блоков мозаики, а по изменению ширины линии (220)  $\alpha$  - о величине микронапряжений.

Ширина линий (110)  $\alpha$  и (220)  $\alpha$  (в мм) определяется по формуле:

$$B = S/h, \quad (2)$$

где  $S$  - площадь, ограниченная кривой интенсивности и осью  $X$ ,

мм<sup>2</sup> (величина  $S$  определялась с помощью планиметра);  $h$  – максимальная ордината линии, мм.

На ширину этих линий влияют различные параметры рентгеновской съемки, которые необходимо исключить при определении части уширения линий, вызванного только факторами тонкой структуры.

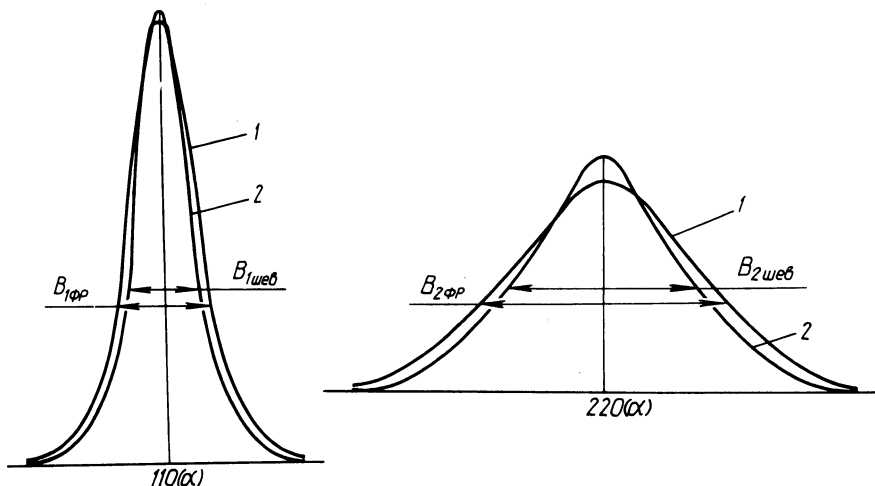


Рис. 1. Дифракционные кривые рентгеновской интенсивности: 1 – зубофрезерование, 2 – шевингование.

Истинная ширина линий интерференции чаще всего определяется по методу аппроксимации формы кривой по одной из функций:

$$y = e^{-\alpha x^2}; \quad y = \frac{1}{1 + \alpha x^2}; \quad y = \frac{1}{(1 + \alpha x^2)^2}. \quad (3)$$

По уравнениям этих функций строятся соответствующие графики и сравниваются с кривой, полученной экспериментально (рис. 2).

В нашем случае функцией, которая наиболее точно описывает распределение интенсивности в экспериментальных кривых, оказалась функция  $y = e^{-\alpha x^2}$ .

В величину  $B$  последовательно вносят поправки на неоднородность излучения (по уравнению функции  $y = e^{-\alpha x^2}$ ) и геометрические условия съемки (по эталону), используя соответствующие номограммы.

В результате этих вычислений определено истинное значение ширины интерференционных линий, а по ним – величины  $D$  и  $\sigma_{II}$  для образца, дифракционные кривые которого представлены на рис. 1.



Размеры блоков мозаики и микронапряжений, полученные после операций зубофрезерования и шевингования

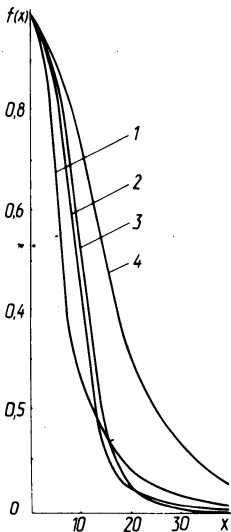
Вид обработки	$B_1$ , мм	$B_2$ , мм	$D$ , мм	$\sigma_{II}$ , МПа
Зубофрезерование	18,7	44,6	$0,38 \cdot 10^{-5}$	328,0
Шевингование	18,3	42,7	$0,4 \cdot 10^{-5}$	267,0

Результаты расчетов сведены в табл. 1.

Как видно из табл. 1, величина  $D$  после шевингования несколько больше, чем после зубофрезерования. Это объясняется тем, что фрезерование зубьев сопровождается значительными усилиями резания, упругими и пластическими деформациями, которые приводят к размельчению кристаллической решетки металла.

При шевинговании, как чистовой отделочной операции, где усилия резания и другие факторы, сопутствующие процессу резания, значительно меньше, происходит укрупнение блоков мозаики, мерой которого служит величина  $D$ . Одновременно при шевинговании, как это видно из табл. 1, уменьшаются размеры микронапряжений по сравнению с зубофрезерованием, что также объясняется вышеуказанными особенностями этих операций.

Аналогично рассчитаны величины  $D$  и  $\sigma_{II}$  для всех образцов. Методами корреляционного анализа определены основные статистические характеристики исследованных параметров на указанных операциях.



Для зубофрезерования они составляют:

$$\bar{x}_{\text{общ}} = 423,8 \text{ МПа}, \sigma_{x_{\text{общ}}} = 62,4 \text{ МПа};$$

для зубошевингования:

$$\bar{y}_{\text{общ}} = 328,5 \text{ МПа}, \sigma_{y_{\text{общ}}} = 53,0 \text{ МПа},$$

где  $\bar{x}_{\text{общ}}$  и  $\sigma_{x_{\text{общ}}}$  — величины среднего арифметического и среднего квадратического отклонений микронапряжений на операции зубофрезерования для трех партий зубьев;  $\bar{y}_{\text{общ}}$  и  $\sigma_{y_{\text{общ}}}$  — то же на шевинговальной операции.

Рис. 2. Сопоставление распределения интенсивности в линии, полученной экспериментально (2) и функциями:

$$1 - y = \frac{1}{1 + \alpha x^2}; \quad 3 - y = e^{-\alpha x^2}; \quad 4 - y = \frac{1}{(1 + \alpha x^2)^2}.$$

Средний коэффициент корреляции для исследованных партий зубчатых колес  $r_{xy} = 0,88$ .

Высокое значение этого коэффициента говорит о тесной связи между исследуемыми параметрами.

Анализ экспериментальных данных позволил предположить, что между исследуемыми значениями микронапряжений существует линейная взаимосвязь. Поэтому в качестве математической модели был принят полином 1-й степени. Была выполнена оценка адекватности принятой модели с помощью критерия Фишера

Уравнение регрессии для трех партий зубьев имеет вид

$$\bar{y}_x = 0,68\bar{x} + 40,3.$$

Оно показывает, что величина микронапряжений при шевинговании складывается из двух компонентов: из исправленной в 0,68 раза их величины после зубофрезерования и дополнительного значения 40,3 МПа, возникающего при шевинговании.

УДК 621.7

О.С.Кобяков, канд. техн. наук,  
Е.Г.Гинзбург (БПИ)

## ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ НАГРЕВА Порошковых износостойких сплавов

На стабильность и эффективность нагрева частиц в процессе газотермического напыления большое влияние оказывают такие факторы, как неоднородность и неустойчивость температурных полей нагревателя, нестабильность подачи газа и порошка, несферичность и различие гранулометрического состава порошков и др.

В связи с этим оценка теплофизических условий нагрева частиц, а также нахождение оптимального их размера весьма важны при получении однородных и качественных напыленных покрытий.

В первом приближении оптимальный размер частиц можно получить из формулы, выражающей критерий Фурье:

$$Fo = (4a\tau_{\Pi})/d^2, \quad (1)$$

где  $Fo$  - критерий Фурье;  $a$  - коэффициент температуропроводности,  $m/s^2$ ;  $\tau_{\Pi}$  - время пребывания частиц в зоне нагрева, ч;  $d$  - диаметр частиц, м.

Критерий Фурье выразим в безразмерной критериальной форме, исходя из методики расчета, изложенной в работе [1]. Приняв, что нагрев центра частицы  $t_{\text{ч}} = 0,9$  от температуры плавления  $t_{\text{пл}}$  частицы, получим  $t_{\text{ч}} = 0,9t_{\text{пл}}$ .

Тогда значение коэффициента Фурье  $f(F_0) = 0,1$ , найденное из номограммы, составит значение  $F_0 = 0,3$ .

Входящий в формулу (1) коэффициент температуропроводности определим по формуле

$$a = \lambda / c\gamma, \quad (2)$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);  $c$  – удельная весовая теплоемкость, Дж/(кг·К);  $\gamma$  – удельный вес, Н/м<sup>3</sup>.

Для самофлюсующихся твердых сплавов на основе никеля коэффициенты, входящие в формулу (2), имеют следующие значения:  $\lambda = 27,17$  Вт/(м·К);  $c = 647,9$  Дж/(кг·К);  $\gamma = 88000$  Н/м<sup>3</sup>.

Приняв форму частиц близкой к сферической, найдем выражение для оптимального размера частиц. Для этого подставим в формулу (1) выражение (2). Расчетную формулу запишем в следующем виде:

$$d = \sqrt{\frac{4a\tau_{\text{п}}}{F_0}} = \sqrt{\frac{4\lambda\tau_{\text{п}}}{c\gamma F_0}}. \quad (3)$$

Время пребывания частиц в активной зоне нагрева ( $\tau_{\text{п}}$ ) оценим, исходя из того, что при заданной мощности газового разряда порядка 20 кВт, расходе азота  $3,3 \cdot 10^{-4} - 4,1 \cdot 10^{-4}$  м<sup>3</sup>/с высокотемпературная зона  $l_{\text{ф}}$  нагрева составляет не более 0,02 м, а среднемассовая температура азота не превышает 5000 К. Скорость частиц  $S_{\text{ч}}$  на данном участке составляет в среднем  $2,5 \cdot 10^2$  м/с. Время пребывания частиц в зоне нагрева определим по формуле

$$\tau_{\text{п}} = l_{\text{ф}} / S_{\text{ч}}. \quad (4)$$

Время, найденное по формуле (4), составляет  $\tau_{\text{п}} = 8 \cdot 10^{-5}$  с. Подставив значения коэффициентов  $\lambda$ ,  $c$ ,  $\gamma$  в расчетную формулу (3), найдем, что оптимальный размер частиц  $d = 8 \cdot 10^{-5}$  м = 80 мкм.

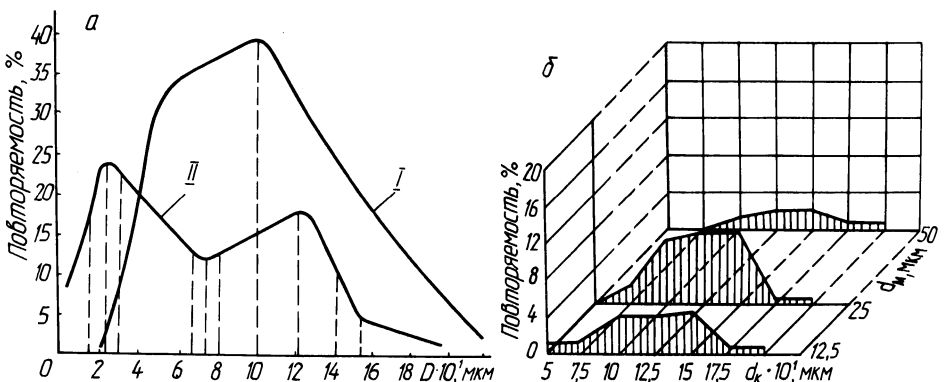


Рис. 1. Статистическое распределение гранулометрического состава частиц сплава ПГ-ХН80-СР 4-ОМ до (кривая I) и после (кривая II) напыления (а) и характер распределения крупной  $d_k$  и мелкой  $d_m$  фракций частиц в процессе коагуляции (б).

Для экспериментальной проверки найденного размера частиц нами исследован гранулометрический состав сплава (рис. 1, а) типа ПГ-ХН80-СР4-ОМ до (кривая I) и после (кривая II) напыления. Путем обработки статистических данных получены кривые распределения фракционного состава частиц. Как видно из графика, в результате напыления существенно изменяется первоначальный (кривая I) состав частиц. Участок кривой, характеризующий гранулометрический состав частиц, напыленных на подложку (кривая II), приходится на частицы диаметром 75 мкм, что достаточно хорошо согласуется с данными, полученными расчетным путем.

Напыление частицами, не разделенными на фракции, и частицами диаметром, близким к расчетному, с дистанции 0,15 м показывает, что в первом случае наблюдается налипание и "замуровывание" крупных частиц (рис. 2, а), во втором формировалась однородная качественная поверхность (рис. 2, б). Максимум для частиц диаметром 20–25 мкм (кривая II, рис. 1, а) объясняется остыванием мелкой фракции, а также некоторым испарением более крупных частиц.

В процессе исследований обнаружено значительное количество частиц несферической формы, а также скоагулированных частиц. Некоторое их количество наблюдалось и в исходных порошках, однако после напыления их количество существенно воз-

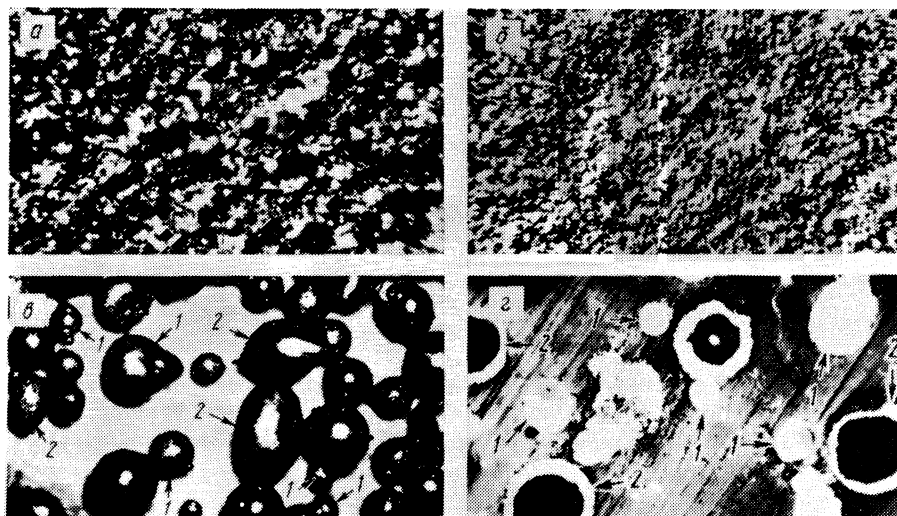


Рис. 2. Структура покрытия при нанесении сплава ПГ-ХН80-СР 4-ОМ, не разделенно на фракции. X25 (а); структура напыленного покрытия при нанесении частиц диаметром 80 мкм. X 25 (б); частицы искаженной формы (2). Скоагулированные частицы порошка (1) (в); частицы с внутренней порой (2). Частицы без пор (1). X 30 (г).

растает. Наиболее характерной формой, которую частицы приобретают в высокотемпературном потоке, является форма, близкая в сечении к эллипсу (рис. 2, в).

Как показывает статистический анализ, на долю частиц несферической формы приходится до 25–30% от общего их количества, причем значительное количество частиц образуется за счет коагуляции. На графике (рис. 1, б) показан характер сваривания крупной и мелкой фракции частиц в процессе коагуляции. Значительное количество частиц исходных порошков имеет внутреннюю полость (рис. 2, г).

Таким образом, для исследованных порошковых сплавов и выбранных режимов напыления наиболее эффективно напыляются частицы диаметром 75–80 мкм и менее эффективно – диаметром 115–125 мкм. С наименьшей эффективностью напыляются частицы малого диаметра, порядка 20–25 мкм.

#### Л и т е р а т у р а

1. Краснов А.И., Шаривкер С.Ю. Плазменные покрытия. – В сб.: Высокотемпературные покрытия. Л., 1967, с. 161–173.

УДК 621.793.7:621.78

В.С.Ивашко, канд. техн. наук,  
А.С.Никитина (БПИ)

### РАСЧЕТ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЧАСТИЧНОГО ОПЛАВЛЕНИЯ НАПЫЛЕННЫХ ПОКРЫТИЙ

Для получения покрытия, обладающего высокой износостойкостью и одновременно хорошими механическими свойствами, можно применить способ оплавления нанесенного слоя, заключающийся в чередовании оплавленных и неоплавленных участков покрытия. Оплавленные участки обеспечивают прочность слоя, неоплавленные повышают износостойкость покрытия вследствие большей маслоудерживающей способности. Поры являются как бы резервуарами смазки, которая равномерно распределяется по всей трущейся поверхности.

Определим минимальную ширину неоплавленных участков покрытия, исходя из равнопрочности наплавленной зоны во всех направлениях (рис. 1):  $b$  – ширина неоплавленного участка;  $B$  – ширина оплавленного участка;  $h$  – толщина покрытия.

Тогда можно записать  $P_1 + P_2 = P_3 + P_4$ , (1)  
где  $P_1 = \sigma_1 b l$  – необходимое усилие для отрыва напыленного слоя от основы детали;  $P_2 = 2\sigma_2 l h$  – необходимое усилие сдвига неоплавленного участка по отношению к оплавленным;

$P_3 = \sigma_3 lh$  - необходимое усилие для отрыва неоплавленного участка от оплавленного;  $P_4 = \sigma_4 bl$  - необходимое усилие для сдвига неоплавленного участка относительно основы детали;  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \sigma_4$  - соответственно коэффициент сцепления покрытия с основой детали, коэффициент сдвига напыленного покрытия по отношению к оплавленному, коэффициент сцепления неоплавленного покрытия с оплавленным, коэффициент сдвига напыленного слоя относительно основы детали.

Между коэффициентами  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \sigma_4$  существуют примерно следующие соотношения:  $2,5\sigma_1 = \sigma_2$ ;  $2\sigma_1 = \sigma_3$ ;  $1,5\sigma_1 = \sigma_4$ .

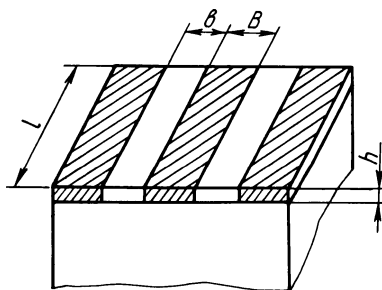


Рис. 1. Схема определения оптимального соотношения оплавленных и неоплавленных участков покрытия.

Подставим в уравнение (1) значения  $P_1, P_2, P_3$  и  $P_4$ , преобразуем его и получим соотношение  $b = 6h$ .

Соотношение ширины неоплавленного участка покрытия и оплавленного определим из условия создания равномерной пленки смазки на всей поверхности покрытия за счет дополнительной смазки в порах. В качестве смазывающей жидкости применяется нефть.

В процессе трения одной поверхности материала о другую в зоне трения возникает повышенная температура, которая вызывает изменение площади поверхности трущихся материалов и объема смазки.

Значение выделившейся энергии на участке оплавленной и неоплавленной зоны  $(b + B)$  при условии, что вся работа трения переходит в тепло, определим по выражению

$$w = Pf [1(b + B)] (b + B),$$

где  $P$  - давление в месте контакта двух трущихся тел;  $f$  - коэффициент трения.

Выделившаяся энергия в процессе трения расходуется на нагрев поверхностных слоев трущейся пары. Тогда

$$\left\{ [lhb\gamma_{\text{п}}(1 - \delta) + lhB\gamma_{\text{п}}]C_{\text{п}} + V_0\gamma_{\text{с}}C_{\text{с}} + lh(b + B) \times \gamma_{\text{м}}C_{\text{м}} \right\} \Delta T = w,$$

где  $\gamma_{\text{п}}, C_{\text{п}}$  - плотность и удельная теплоемкость материала по-

крытия;  $\gamma_M^*$ ,  $C_M$  - плотность и удельная теплоемкость контртела;  $\gamma_C^*$ ,  $C_C$  - плотность и удельная теплоемкость смазки;  $\delta$  - пористость неоплавленного участка покрытия;  $V_O$  - объем смазки;  $\Delta T$  - изменение температуры поверхностных участков пары трения.

Объем смазки в порах неоплавленного участка покрытия и углублениях шероховатости трущихся поверхностей можно записать в виде

$$V_O = V_{\Pi O} + V_{HO} + V_{KO},$$

где  $V_{\Pi O} = bh\delta$  - объем смазки в порах неоплавленных участков покрытий;  $V_{HO} = \frac{bIRz}{2}$  - объем смазки в неровностях оплавленных участков покрытий;  $V_{KO} = (b + B)\frac{IRz}{2}$  - объем смазки в неровностях контртела.

Изменение температуры поверхностного слоя за счет сил трения можно вычислить следующим образом:

$$\Delta T = \frac{Pf(b + B)}{[hb(1 - \delta) + hB]\gamma_{\Pi}^*C_{\Pi} + h(b + B)\gamma_M^*C_M + [bh\delta + \frac{bRz}{2} + (b + B)\frac{Rz}{2}]\gamma_C^*C_C}.$$

Тогда объем смазки увеличится на величину  $\Delta V = V_T - V_O$ , где  $V_T = V_O(1 + \beta_C \Delta T)$ ,  $\beta_C$  - коэффициент объемного расширения смазки.

Локальный нагрев неоплавленной зоны ведет к уменьшению объема пор. Уменьшение объема определим следующим образом:

$$\Delta V_{\Pi} = -3\alpha_{\Pi} \Delta T V_O,$$

где  $\alpha_{\Pi}$  - коэффициент линейного расширения материала покрытия.

Изменением объема углублений шероховатости трущихся поверхностей можно пренебречь. Тогда увеличение объема смазки от действия локальной температуры, возникающей в процессе трения за счет расширения смазки и уменьшения размера пор, можно записать:

$$\Delta V_C = \Delta V - \Delta V_{\Pi},$$

а толщину масляной пленки между трущимися поверхностями -

$$t_1 = \Delta V_C / [(B + b)\downarrow]$$

После подстановки соответствующих значений и преобразований получим

$$t_1 = \frac{[bh\delta + B\frac{Rz}{2} + (b + B)\frac{Rz}{2}](\beta_C + 3\alpha_{\Pi})\Delta T}{B + b}. \quad (2)$$

При трении двух поверхностей происходит постепенный разогрев поверхностей трения, и смазка, находящаяся в порах, образует пленку, толщина которой определяется по выражению (2).

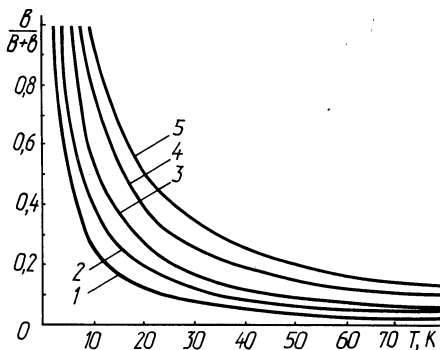
Преобразовывая его, запишем

$$\frac{b}{B + b} = \frac{t_1}{h\delta(\beta_0 + 3\alpha_{II})\Delta T}$$

Подставляя значения температуры и принимая, что  $t_1 = R_z$ , построим зависимость  $b/(b + B)$  от температуры нагрева узла трения.

Рис. 2. Зависимость соотношения оплавленных и неоплавленных участков покрытия от увеличения температуры нагрева узла трения (для всех случаев  $\delta = 0,2$ ):

- |                          |               |
|--------------------------|---------------|
| 1 - $t_1 = R_z = 1$ мкм; | $h = 2,0$ мм; |
| 2 - $t_1 = R_z = 1$ мкм; | $h = 1,5$ мм; |
| 3 - $t_1 = R_z = 1$ мкм; | $h = 1,0$ мм; |
| 4 - $t_1 = R_z = 2$ мкм; | $h = 1,5$ мм; |
| 5 - $t_1 = R_z = 2$ мкм; | $h = 1,0$ мм. |



Задаваясь отношением  $b/(b + B)$  и  $b = 6h$ , для каждого конкретного узла трения можно определить ширину оплавленной зоны. Эта зависимость представлена на рис. 2.

УДК 621.793

Е.А.Бондарев, Е.Д.Манойло,  
В.А.Лубочкин (БПИ)

### К ВОПРОСУ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ГАЗОТЕРМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

В данной статье описаны два устройства, с помощью которых решаются задачи, возникающие при напылении внутренних поверхностей.

Напыление внутренних поверхностей порошковыми материалами производится с помощью удлинителя, который присоединяется к газопламенной горелке (рис. 1). Конструкция удлинителя позволяет производить напыление под определенным углом к напыляемой поверхности. Однако имеется ряд деталей со сложным профилем внутренней поверхности.

Для обеспечения возможности напыления таких деталей поверхность корпуса головки, к которой примыкает сопловой наконечник, выполняют под углом  $45^\circ$ ,  $30^\circ$  и т. д. к продольной оси. Это требует дополнительных затрат на изготовление набора удлинителей с различными угловыми головками, а отсутствие



промежуточных (взаимно перпендикулярных) положений между направлением потока частиц и напыляемой поверхностью приводит к снижению качества покрытий и коэффициента использования порошка.

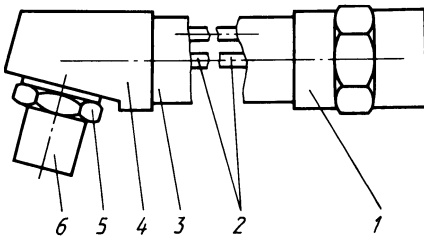


Рис. 1. Удлинитель общего назначения: 1 – стыковочный узел; 2 – соединительные трубопроводы; 3 – защитный кожух; 4 – угловая головка; 5 – накидная гайка; 6 – сопловой наконечник.

На рис. 2, а (поворотное сопло) изображена головка, позволяющая устранить вышеуказанные недостатки; вид сбоку, продольный разрез (угол между направлением потока частиц и напыляемой поверхностью  $90^\circ$ ); на рис. 2, б – то же, но угол потока частиц к напыляемой поверхности равен  $0^\circ$  (под таким углом можно напылить дно глубокого цилиндрического тела) [1].

При работе сопловой наконечник прикрепляют к угловой головке так, чтобы угол между направлением потока частиц и напыляемой поверхностью составил  $90^\circ$ . Затем по соответствующим каналам к сопловому наконечнику подают смесь горячего и окислительного газов и порошок. Рабочую смесь на выходе из сопловых каналов поджигают, а в образующееся кольцо пламени по центральному каналу подают порошковый материал. В пламени порошок нагревается до высокопластичного состояния и кинетической энергией сгорающей смеси наносится на обрабатываемую поверхность.

Расположение сопловых каналов и канала для подачи порошка на выходе из соплового наконечника под углом  $45^\circ$  к его торцу, примыкающему к плоской поверхности угловой головки, позволяет изменить угол между направлением потока частиц и напыляемой поверхностью в пределах от  $0$  до  $90^\circ$  с фиксацией в любом положении и минимальными затратами времени на одной головке. Для этого достаточно ослабить накидную гайку и повернуть сопловой наконечник на требуемый угол, затем затянуть гайку. Исчезает необходимость в дополнительных затратах на изготовление набора головок с различными углами, чтобы расположить сопловой наконечник под углом  $90^\circ$  к напыляемой поверхности и повысить за счет этого коэффициент использования порошкового материала.

Испытания и расчеты показали, что отклонение напыляемого потока от перпендикулярности в пределах  $10-20^\circ$  снижает ко-

эффицент использования порошка на 5–10%. Поэтому обеспечение возможности взаимно перпендикулярной ориентации потока частиц в предложенной конструкции головки позволяет при напылении самофлюсующихся твердых сплавов, стоимость которых находится в пределах 12–20 руб. за 1 кг, получить экономический эффект на одном аппарате в 25 тыс. руб. в год.

Кроме деталей со сложным профилем внутренней поверхности, возникает необходимость в упрочнении крупногабаритных по-

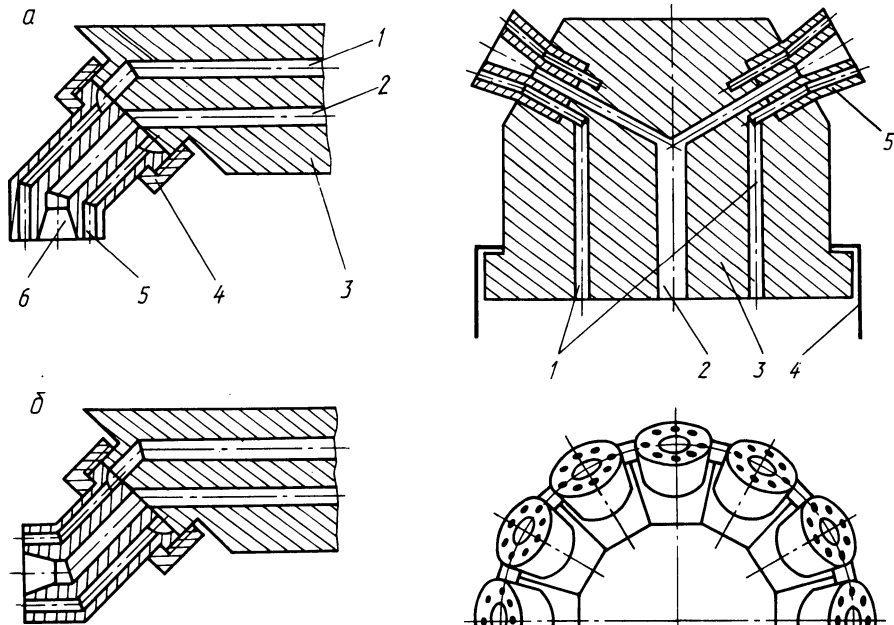


Рис. 2. Поворотное сопло: 1 – канал для подачи рабочих газов; 2 – канал для подачи порошка; 3 – угловая головка; 4 – накидная гайка; 5 – сопловые каналы; 6 – центральный канал.

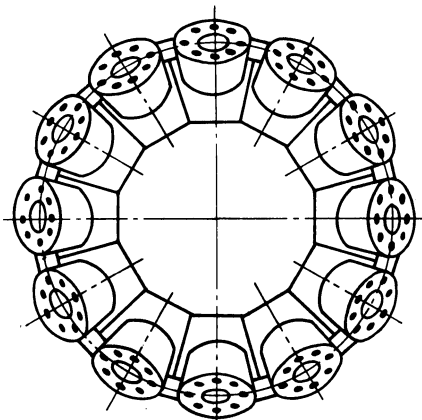


Рис. 3. Круговое сопло: 1 – каналы для рабочих газов; 2 – канал для подачи порошка; 3 – корпус головки; 4 – накидная гайка (схематично); 5 – сопловой наконечник.

лых тел, например цилиндра блока двигателя внутреннего сгорания, когда трудно или невозможно обеспечить вращение изделия.

Поставленную задачу можно решить с помощью головки к газопламенной горелке, представленной на рис. 3 (круговое сопло). Для работы головку закрепляют на удлинителе с помощью

накидной гайки таким образом, чтобы каналы в удлинителе и головке соответствовали друг другу.

По каналам для рабочих газов подается горючий газ и кислород, которые на выходе из сопловых наконечников поджигают, а в образовавшиеся факелы пламени по соответствующим каналам потоком транспортирующего газа подают порошок, после чего устройство вводят внутрь напыляемой детали. Разгоняемые струей горящего газа частицы порошка в раскаленном состоянии наносятся на обрабатываемую поверхность.

Для получения равномерного слоя покрытия требуемой толщины головку перемещают возвратно-поступательно вдоль оси цилиндра, а сопловые наконечники размещают по периметру головки на расстоянии, обеспечивающем перекрытие соседних потоков напыляемого порошка на  $1/3$ , так как количество частиц порошка, находящихся в поперечном сечении потока, подчинено закону нормального распределения. Таким образом, дополнительные сопловые наконечники, расположенные по периметру головки равномерно, позволяют наносить покрытие на внутренние поверхности крупногабаритных деталей без их вращения. Это не требует дополнительных затрат на привод вращения и позволяет в стационарных условиях, например при ремонте, наносить покрытие без демонтажа изделия. Расчеты показали, что предполагаемый эффект при напылении блоков д. в. с. без демонтажа составит около 15–20 тыс. руб. в год.

#### Л и т е р а т у р а

1. А. с. 751445 (СССР). Головка к горелке для газопламенного напыления / Н.Н.Дорожкин, Е.Д.Манойло, В.Т.Сахнович, Г.М.Яковлев. – Оpubл. в Б. И., 1980, № 28.

УДК 621.793

Е.А.Бондарев, Е.Г.Гинзбург,  
В.А.Лубочкин (БПИ)

#### УЛУЧШЕНИЕ ПРОЦЕССА ОПЛАВЛЕНИЯ ПОКРЫТИЙ, НАПЫЛЕННЫХ САМОФЛЮСУЮЩИМИСЯ ПОРОШКАМИ НА ОСНОВЕ Ni

Образование покрытий из самофлюсующихся сплавов системы Ni – Cr – В – Si включает две стадии: напыление и последующее оплавление. Оплавление производят в печах, газопламенными и плазменными горелками, токами высокой частоты, в жидких теплоносителях, потоком лучистой энергии. Применяют и

комбинации этих способов. Наименее изученным является способ оплавления потоком лучистой энергии.

В предлагаемой статье изложены некоторые особенности процесса оплавления напыленного слоя потоком лучистой энергии.

На образцы из конструкционной стали размером  $(1 \times 0,2 \times 0,1) \times 10^{-1}$  м газопламенной горелкой нанесли слой сплава ПГ-СР4-ОМ, толщиной 0,8 мм. Последующее оплавление слоя производилось на светолучевой установке "Уран-1" со скоростью перемещения образца 1,5 м/мин. На лампу мощностью 10 кВт подавали ток 300 А, диаметр луча в фокусе составлял 15 мм. Плотность теплового потока в материале, определенная методом двух термопар, составила  $2,8 \times 10^6$  Вт/м<sup>2</sup>.

При данном способе оплавления под воздействием сфокусированного потока лучистой энергии интенсивно нагревается зона напыленного слоя при незначительном термическом воздействии на соседние участки, являющемся следствием высокого температурного градиента, возникающего в материале покрытия.

После оплавления потоком лучистой энергии образуется высококачественное покрытие. Небольшая выдержка по времени при оплавлении ограничивает развитие диффузионных процессов, что обеспечивает высокие механические характеристики в зоне контакта. Проведенный металлографический анализ оплавленной поверхности показывает, что оплавление протекает полностью. При толщине оплавленного слоя 0,8 мм в объеме оплавленной поверхности практически отсутствует пористость. Структура оплавленного слоя (рис. 1) имеет строение, характерное для самораспространяющихся сплавов на основе никеля. Упрочняющие компоненты сплава распределены в твердом матричном растворе никеля равномерно, переходный слой достаточно малой ширины (до 10–15 мкм) без посторонних включений.

Результаты измерения микротвердости оплавленного слоя показывают, что ее значения, измеренные в поперечном к оплавленному слою направлении, достаточно однородны и составляют  $H\mu_{100} = (0,95 - 1,0) \cdot 10^4$  МПа.

В отличие от метода светолучевой наплавки, рассмотренного в работе [1], при котором порошок насыпают на поверхность образца, а затем оплавляют, процесс напыления с последующим оплавлением более технологичен.

При данном способе реализуется возможность упрочнения деталей различной геометрической формы, а также внутренних поверхностей, расширяется их номенклатура; напыленные покрытия имеют строго заданную толщину; после оплавления в отличие от

наплавки слой получается очень ровный и гладкий, уменьшается припуск и сокращается время на механическую обработку.

В отличие от оплавления газовой горелкой при оплавлении потоком лучистой энергии отсутствует динамическое воздействие газовой струи пламени, вызывающее изменение толщины, а иногда и выплавление нанесенного слоя.

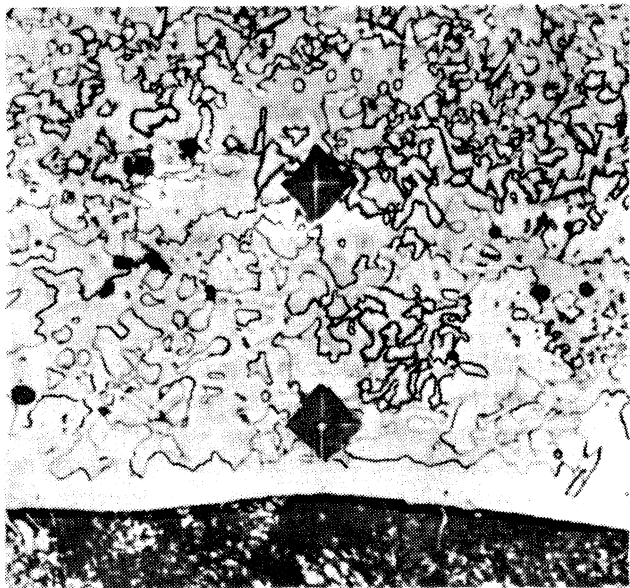


Рис. 1. Микроструктура оплавленного световым лучом покрытия сплава ПГ-СР4-ОМ. Увеличение  $\times 500$ .  $H_{\mu 100} = 0,95-1,2 \cdot 10^4$  МПа.

Перечисленные достоинства позволяют автоматизировать технологический процесс упрочнения деталей самофлюсующимися материалами с последующим оплавлением потоком лучистой энергии.

К методу обработки материалов концентрированным потоком лучистой энергии относится и получивший широкое развитие в последние годы процесс лазерной обработки. Если лазер для оплавления покрытий можно рекомендовать для крупносерийного производства, где может сказаться его эффективность, то светолучевой способ оплавления может найти применение и в мелкосерийном производстве.

#### Л и т е р а т у р а

1 Ощепков Ю.П., Ощепкова Н.В. Особенности формирования слоя, наплавленного световым лучом. – Автоматическая сварка, 1978, № 8, с. 45–48.

О.Г.Девойно, Г.М.Яковлев, д-р техн. наук (БПИ)

О ПОВЕРХНОСТНОМ УПРОЧНЕНИИ СТАЛИ 40Х13  
ЛАЗЕРНЫМ ЛУЧОМ

В настоящей работе приводятся результаты экспериментов по упрочнению стали 40Х13 излучением непрерывного лазера с выходной мощностью излучения 800 Вт. Для экспериментов были использованы образцы указанной стали в следующих состояниях: в состоянии поставки; закалка от 1270–1320 К в масле и отпуск при температуре 470 К в течение 2 ч.

В опытах варьировалась степень фокусировки луча, а также скорость перемещения луча по поверхности образца с целью подбора оптимальных режимов упрочнения. Для увеличения коэффициента поглощения излучения образцы чернили с нанесением слоя сажи.

Область воздействия луча лазера на закаленную сталь можно разделить на следующие зоны: белая плохо травящаяся; зона, имеющая ярко выраженную дендритную структуру; зона с измельченной структурой; темная зона отпуска.

Две первые зоны образовались при закалке из жидкого состояния, третья – зона закалки.

В образцах, обрабатываемых без проплавления, зона с дендритной структурой отсутствовала. На образцах из нетермообработанной стали отсутствует зона отпуска.

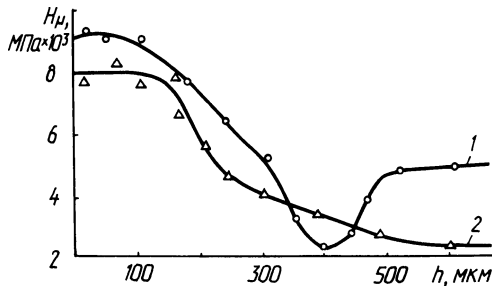


Рис. 1. Распределение микротвердости по глубине слоя, упрочненного лазерным лучом: 1 – закаленный образец; 2 – сырой образец.

Толщина упрочненной зоны для закаленных образцов составляла 0,25–0,3 мм, а для сырых 0,15–0,2 мм. Такой же характер влияния предварительной термической обработки был обнаружен и для стали ШХ15.

Характерное распределение микротвердости по глубине для сырых и закаленных образцов при оптимальных режимах упроч-

нения представлено на рис. 1. Из приведенных данных видно, что на закаленных образцах выше абсолютное значение микро-твердости, хотя относительное упрочнение выше для сырых образцов.

Для проверки эффективности лазерного упрочнения поверхностного слоя проведены сравнительные испытания на износостой-

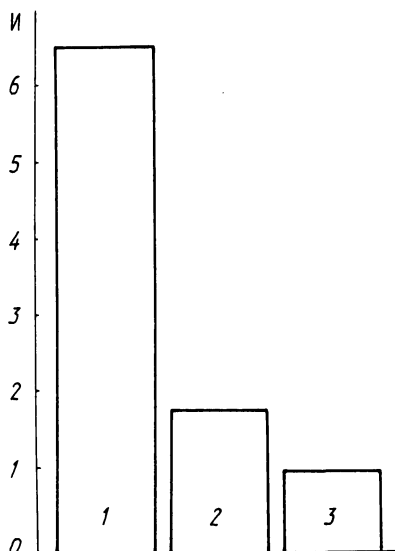


Рис. 2. Диаграмма сравнительной величины износа И для упрочненных и неупрочненных образцов из стали 40Х13: 1 – сырая сталь; 2 – закаленная сталь; 3 – закаленная, обработанная лазером сталь.

кость упрочненных и неупрочненных образцов. Диаграмма сравнительной величины износа И для различных видов обработки представлена на рис. 2. Из рисунка видно, что наибольшей износостойкостью обладают закаленные образцы с последующей обработкой излучением лазера.

УДК 621.378

Г.М.Яковлев, д-р техн. наук,  
В.А.Протасевич, М.А.Кардаполова (БПИ)

### НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ВОЗДЕЙСТВИЯ ИЗЛУЧЕНИЯ ЛАЗЕРА НА МИКРОСТРУКТУРУ САМОФЛЮСЮЩЕГОСЯ ТВЕРДОГО СПЛАВА

Широкое внедрение самофлюсующихся твердых сплавов в качестве защитных покрытий в машиностроении существенно сдерживается проблемой оплавления этих сплавов. В настоящей работе исследовали возможности оплавления лазерным излучением и изменения микроструктуры самофлюсующегося твердого сплава ПГ-СР4 ГОСТ 21448-75, который используется в машиностроении как износ- и коррозионностойкое покрытие.

В качестве источника лазерного излучения применяли  $\text{CO}_2$ -лазер непрерывного действия с мощностью излучения 900–1000 Вт "Катунь".

Исследования проводили на образцах из ст. 20, на поверхность которых наносился методом плазменной металлизации слой самофлюсующегося твердого сплава ПГ-СР4. Оплавление сплава производилось непрерывным излучением мощностью 750 Вт.

Плотность излучения составляла  $\sim 24 \cdot 10^3$  Вт/см<sup>2</sup>. Металлографический анализ проводился на оптическом металлографическом микроскопе МИМ-8М, микротвердость измерялась на приборе ПМТ-3.

Для сравнительной оценки эффективности оплавления лазерным излучением исследовались также образцы, оплавленные газовой горелкой.

При оплавлении лазерным излучением напыленного покрытия на поверхности образца образуется полоска оплавленного покрытия шириной 1,1 D фокусного пятна. В процессе перемещения лазерной головки по заданной программе с постоянной скоростью нами было получено твердосплавное покрытие, оплавленное лазерным излучением.

Для проведения исследований микроструктуры, микротвердости и глубины проплавления напыленного сплава образцы разрезали перпендикулярно оплавленной поверхности. Анализ составляющих микроструктуры показал заметное измельчение структуры сплава при лазерном оплавлении. След воздействия луча имеет характерную мелкодисперсную структуру, сферическую поверхность в плоскости, перпендикулярной плоскости шлифа, и три характерные зоны:

1) оплавленную и полученную в результате быстрого охлаждения из расплавленного сплава;

2) переходная зона с более укрупненной структурой, образовавшейся на границе взаимодействия расплава с напыленным покрытием;

3) зона с исходной структурой. Глубина проплавления колебалась от 0,2 до 1 мм в зависимости от скорости перемещения сфокусированного излучения по поверхности образца.

Измерения микротвердости показали некоторое увеличение значений по сравнению с микротвердостью образцов, оплавленных газовой горелкой. Характерной особенностью первой зоны оплавления является равномерное распределение по всей зоне значений микротвердости, равных  $H_{\mu} 0,98 - 1,05 \cdot 10^4$  МПа.

В переходной зоне значения  $H_{\mu}$  снижаются до  $0,89 - 0,95 \cdot 10^4$  МПа.



Микротвердость образцов, оплавленных газовой горелкой, равна  $H_{\mu}$  0,85–0,95·10<sup>4</sup> МПа.

Для выяснения причин изменений, происходящих в микроструктуре сплава ПГ–СР4 под воздействием лазерного излучения, рассмотрим условия формирования покрытия при оплавлении образцов.

Рассматриваемый сплав – шестикомпонентная многофазная система, состав и формирование структуры которой изменяются в зависимости от режима нагрева. Исследования формирования структуры сплава при различных режимах нагрева показали, что с увеличением скорости нагрева температурный интервал формирования мелкодисперсной структуры возрастает.

В нашем эксперименте на поверхности образца концентрировалось излучение плотностью  $\sim 24 \cdot 10^3$  Вт/см<sup>2</sup>, что практически приводило к мгновенному разогреву локального участка поверхности образца, а основная масса металла оставалась холодной. При перемещении излучения по поверхности образца нагретая поверхность охлаждается с высокой скоростью за счет теплопроводности, зависящей от состава материала образца. Высокая скорость нагрева и охлаждения вносит ряд изменений в процесс формирования структуры самофлюсующегося сплава: фиксируется неравновесная структура, не успевают образоваться крупные кристаллы карбидов. Полученная в результате микроструктура имеет мелкодисперсное распределение карбидов в мягкой матрице никеля.

Таким образом, при оплавлении лазерным излучением самофлюсующегося твердого сплава ПГ–СР4 улучшается качество покрытия, появляется возможность автоматизации процесса оплавления. Полученные результаты свидетельствуют о возможности использования лазерного оплавления напыленных покрытий крупногабаритных деталей без разогрева основной массы детали.

## СОДЕРЖАНИЕ

### Раздел I. Обработка металлов резанием

Новоселов Ю.А., Михайлов М.И. Расчет контактных напряжений на опорных площадках режущей пластины сборных резцов . . . . .	3
Жигалко Н.И., Розенталь П.Л. Вопросы использования диалогового режима при оснащении многоинструментальных операций инструментами . . . . .	5
Хак А.К.М. Нурул, Кочергин А.И., Тимофеева Н.И. Исследование рассеивания износа и стойкости инструментов . . . . .	8
Хак А.К.М. Нурул, Кочергин А.И., Черкасский Е.П. Прогнозирование стойкости режущих инструментов . . . . .	11
Ходырев В.И., Молочков В.А., Машканцев Е.Л. Система адаптивного управления качеством обработанной поверхности при точении винтовым ротационным резцом . . . . .	15
Жигалко Н.И. Режим шлифования, заточки и доводки твердосплавных колец — зубьев сборных протяжек . . . . .	20
Прибыльский В.И., Яцура Е.С., Тилигузов Г.В. Исследование влияния динамических характеристик СПИД на формирование геометрии поверхности при шлифовании . . . . .	29
Довнар С.С. Трещинообразование при обработке металлов резанием . . . . .	33
Солоненко В.Г., Шагун В.И. Работоспособность токарных резцов, оснащенных безвольфрамовыми твердыми сплавами . . . . .	37
Солоненко В.Г., Шагун В.И. Сравнительная работоспособность режущей керамики и твердых сплавов . . . . .	40
Юдовин Л.Г., Лысенко В.Г., Боровец Г.В. Сверление глубоких отверстий винтовыми сверлами . . . . .	42
Михайлов М.И., Ермолович А.Н. Сборные резцы с использованием напайных унифицированных твердосплавных пластин . . . . .	45
Новоселов Ю.А., Попок Н.Н. Классификация видов ротационного резания . . . . .	47
Рой Аруп Кумар, Моисеенко С.И., Святошик В.С. Оптимальные геометрические параметры сверл при сверлении меди . . . . .	53
Беляева Г.И. Развитие методов исследования относительной обрабатываемости металлов . . . . .	56
Плотников В.А. Силы резания при ротационном растачивании . . . . .	58
Рой Аруп Кумар. Стойкость сверл при сверлении меди . . . . .	60
Рогович Н.А. Аналитическое исследование распределения температуры при работе отрезными алмазными кругами . . . . .	62

### Раздел II. Измерение точности в машиностроении

Кане М.М. Изменение размеров отверстий цилиндрических зубчатых колес в процессе их дробеструйной обработки и дорнования . . . . .	65
Чистосердов П.С., Цумарев О.В. Исследование точности обработки отверстий комбинированным инструментом . . . . .	69
Чистосердов П.С., Шадуро Р.Н., Бочков В.К. К вопросу повышения кинематической точности зубчатых колес дорнованием их базовых шлицевых отверстий . . . . .	71
Ящерицын П.И., Колот В.А., Гинкул С.П. Влияние режимов поверхностного пластического деформирования на точность формы плоскостей нежестких деталей . . . . .	74
Пацкевич В.А., Пацкевич А.Е. Исследование точности обработки ротационными резцами . . . . .	77
Бабук В.В., Иващенко С.А. Влияние технологических факторов на деформацию плоских деталей при нанесении износостойких покрытий . . . . .	80

Я ц у р а Е.С. Некоторые исследования долговечности малагабаритных шарикоподшипниковых узлов, работающих в условиях импульсивного нагружения . . . . . 83

### Р а з д е л III. Исследование шероховатости обработанной поверхности

Б а б у к В.В., И в а щ е н к о С.А., М о и с е е н к о С.И. Изменение исходной шероховатости плоских деталей при нанесении покрытия из нитрида титана . . . . . 88  
П а ц к е в и ч В.А., П а ц к е в и ч А.Е. Исследование шероховатости поверхности, обработанной ротационным резцом . . . . . 90  
К р у ц ь к о Д.А. Зависимость шероховатости протянутой поверхности от подъема на зуб при генераторной схеме резания . . . . . 92  
Ю д о в и н Л.Г., Л ы с е н к о В.Г., Б л ю м е н т а л ь Э.С. Прибор для измерения шероховатости поверхностей тел вращения . . . . . 94

### Р а з д е л IV. Процессы повышения долговечности оборудования за счет упрочнения поверхности

П р и с е в о к А.Ф., Б о й к о Л.В., Б е л я е в Г.Я. Наводораживание металлов и сплавов при производстве химических волокон и нитей . . . . . 96  
Ш а м ш у р А.С., С а г а т е л я н Н.Г., М ю л л е р Х.Д. Исследование износостойкости самофлюсующихся твердых сплавов с применением методов математического планирования экспериментов . . . . . 99  
Ш а м ш у р А.С., С а г а т е л я н Н.Г., Ф а з ь Х а д и В а р д а к. Исследование некоторых технологических методов повышения прочности сцепления напыленных слоев с основанием . . . . . 104  
Ш е в ц о в А.И., Г о л у б е в В.В., К а р д а п о л о в а М.А. Нанесение защитных покрытий на детали соледобывающего и перерабатывающего оборудования . . . . . 108  
М е д в е д е в А.И., К а н е М.М., Я р о ш е в и ч Г.Б. Рентгеноструктурные исследования поверхностного слоя зубьев цилиндрических зубчатых колес после различных операций механической обработки . . . . . 112  
К о б я к о в О.С., Г и н з б у р г Е.Г. Исследование условий нагрева порошковых износостойких сплавов . . . . . 115  
И в а ш к о В.С., Н и к и т и н а А.С. Расчет технологических параметров частично-го оплавления напыленных покрытий . . . . . 118  
Б о н д а р е в Е.А., М а н о й л о Е.Д., Л у б о ч к и н В.А. К вопросу повышения эффективности процесса газотермического напыления внутренних поверхностей . . . 121  
Б о н д а р е в Е.А., Г и н з б у р г Е.Г., Л у б о ч к и н В.А. Улучшение процесса оплавления покрытий, напыленных самофлюсующимися порошками на основе Ni . 124  
Д е в о й н о О.Г., Я к о в л е в Г.М. О поверхностном упрочнении стали 40Х13 лазерным лучом . . . . . 127  
Я к о в л е в Г.М., П р о т а с е в и ч В.А., К а р д а п о л о в а М.А. Некоторые вопросы исследования воздействия излучения лазера на микроструктуру самофлюсующегося твердого сплава . . . . . 128

## РЕФЕРАТЫ

УДК 621.941.025-182.66

Новоселов Ю.А., Михайлов М.И. Расчет контактных напряжений на опорных площадках режущей пластины сборных резцов. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 3-5.

Приведены основные формулы контактных нагрузок от сил зажима и от действия сил резания. Произведен расчет и даны рекомендации по совершенствованию конструкций резцов. — Ил. 1.

УДК 621.219

Жигалко Н.И., Розенталь П.Л. Вопросы использования диалогового режима при оснащении многоинструментальных операций инструментами. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 5-7.

Рассматриваются вопросы использования диалогового режима при оснащении многоинструментальных операций инструментами. Приводятся этапы оснащения, когда наиболее целесообразно вмешательство человека в процесс проектирования. — Ил. 4.

УДК 621.91.01

Хак А.К., М. Нурул, Кочергин А.И., Тимофеева Н.И. Исследование рассеивания износа и стойкости инструментов. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 8-11.

Приведены распределения величин износа инструментов, при которых они снимаются со станков и отправляются на переточку. Показано влияние параметров режима резания и износа инструментов на коэффициент вариации стойкости. — Ил. 4.

УДК 620.179. 188

Хак А.К., М. Нурул, Кочергин А.И., Черкасский Е.П. Прогнозирование стойкости режущих инструментов. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 11-14.

Дан анализ двух методов прогнозирования средней стойкости инструментов по результатам испытаний их небольшого числа. По первому методу инструменты доводятся до окончательного износа, по второму производится экстраполяция линейного отрезка средней кривой износа на участке нормального изнашивания. — Ил. 4. Табл. 1.

УДК 621.91.01

Ходырев В.И., Молочков В.А., Машканцев Е.Л. Система адаптивного управления качеством обработанной поверхности при точении винтовым ротационным резцом. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 15-20.

Приводятся результаты имитационного моделирования процесса формообразования при обработке винтовым ротационным резцом. На основании анализа полученных закономерностей предложена система адаптивного управления, обеспечивающая стабильность технологического процесса и высокое качество обработанной поверхности деталей. — Ил. 2.

УДК 621.919.

Жигалко Н.И. Режим шлифования, заточки и доводки твердосплавных колец-зубьев сборных протяжек. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 20-29.

Приводятся сведения по режимам заточки карбундовыми и доводки алмазными кругами твердосплавных зубьев-колец. — Табл. 2.

УДК 621.923

Исследование влияния динамических характеристик СПИД на формирование геометрии поверхности при шлифовании/В.И. Прибыльский, Е.С. Яцур, Г.В. Тилигузов. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 29—33.

Установлено влияние относительных колебаний формообразующих узлов станка на формирование геометрии поверхности обрабатываемой детали. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.9.019:620.191

Довнар С.С. Трещинообразование при обработке металлов резанием. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 33—36.

Рассматривается процесс разделения металла у режущей кромки в аспекте трещинообразования при резании. Выявлена взаимообусловленность между параметрами фронта сдвига и трещинами отрыва. — Ил. 2.

УДК 621.941.1.025.002.3.004.17

Солоненко В.Г., Шагун В.И. Работоспособность токарных резцов, оснащенных безвольфрамовыми твердыми сплавами. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 37—40.

Приведены значения температуры, сил резания и относительной стойкости резцов, оснащенных сплавами ВК8, Т15К6, ТН20 и КТН16, при точении сталей 45, 40Х и чугуна СЧ 18-36. — Ил. 2. Табл. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.941.1.025.002.3.004.17

Солоненко В.Г., Шагун В.И. Сравнительная работоспособность режущей керамики и твердых сплавов. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 40—42.

Приведены значения сил резания и относительной стойкости резцов, оснащенных сплавами ВК8, Т15К6 и керамикой ВСК-60, при точении стали 45 и чугунов СЧ 18-36, СЧ 21-40. — Табл. 1.

УДК 621.951.45

Юдовин Л.Г., Лысенко В.Г., Боровец Г.В. Сверление глубоких отверстий винтовыми сверлами. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 42—45.

Изложен высокопроизводительный метод сверления глубоких отверстий винтовыми сверлами. Сверление этим способом позволяет значительно увеличить производительность обработки по сравнению с традиционными методами. — Ил. 2.

УДК 621.941.025-182.66

Михайлов М.И., Ермолович А.Н. Сборные резцы с использованием напайных унифицированных твердосплавных пластин. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 45—47.

Дан анализ применения сборных резцов, а также приведены чертежи разработанных конструкций резцов с использованием твердосплавных напайных унифицированных пластин. — Ил. 1.

УДК 621.91.01

Новоселов Ю.А., Попок Н.Н. Классификация видов ротационного резания – Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 47–53.

Предлагается классификация видов ротационного резания по признакам, существенно влияющим на основные физические закономерности процесса резания. – Ил. 3.

УДК 621.951

Рой Аруп Кумар, Моисеенко С.И., Святошик В.С. Оптимальные геометрические параметры сверл при сверлении меди. – Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 53–55.

Приведены методика и результаты исследования оптимальных геометрических параметров сверл с плоскими задними поверхностями при сверлении меди. – Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.91.01

Беляева Г.И. Развитие методов исследования относительной обрабатываемости металлов. – Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 56–57.

Предлагается дополнить комплекс показателей относительной обрабатываемости металлов новыми, связанными с электромагнитными характеристиками, фоном внутреннего трения, количественными характеристиками структуры металлов. – Библиогр. 5.

УДК 621.95.01.001

Плотников В.А. Силы резания при ротационном растачивании. – Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 58–60.

Исследованы силы резания при растачивании по прямой схеме резания ротационным резцом. Предложены формулы, позволяющие определять составляющие этих сил. Дан анализ их изменения. – Ил. 2.

УДК 621.941

Рой Аруп Кумар. Стойкость сверл при сверлении меди. – Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 60–62.

Показано влияние на стойкость сверл режимов резания, состава смазочно-охлаждающей жидкости, глубины сверления, покрытия нитридом титана. Установлено, что наиболее эффективным способом повышения стойкости сверл при сверлении меди является нанесение на них слоя нитрида титана. – Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.919

Рогович Н.А. Аналитическое исследование распределения температуры при работе отрезными алмазными кругами. – Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 62–64.

Приводится вариант описания динамического процесса теплообмена и потери эффективности работы отрезных алмазных кругов. Применительно к исследованию стойкости кругов рассматриваются вопросы теплопроводности и теплоотдачи. Приведены результаты численного расчета. – Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.831

К а н е М.М. Изменение размеров отверстий цилиндрических зубчатых колес в процессе их дробеструйной обработки и дорнования. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 65–68.

Приведены основные условия и результаты экспериментального исследования изменения размеров шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес автотракторных трансмиссий при их дробеструйной обработке и дорновании. — Табл. 1.

УДК 621.7.06

Ч и с т о с е р д о в П.С., Ц у м а р е в О.В. Исследование точности обработки отверстий комбинированным инструментом. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 69–70

Изложены результаты сопоставительного анализа на основе экспериментального исследования точности раздельной и совмещенной однопроходной обработки отверстий комбинированными инструментами. — Табл. 1.

УДК 621.787.4

Ч и с т о с е р д о в П.С., Ш а д у р о Р.Н., Б о ч к о в В.К. К вопросу повышения кинематической точности зубчатых колес дорнованием их базовых шлицевых отверстий. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 71–73.

Излагаются результаты повышения кинематической точности зубчатых колес дорнованием их шлицевых отверстий. — Ил. 1.

УДК 621.7.06

Я щ е р и ц ы н П.И., К о л о т В.А., Г и н к у л С.П. Влияние режимов поверхностного пластического деформирования на точность формы плоскостей нежестких деталей. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 74–77.

Проведенными экспериментальными исследованиями установлено, что однопроходная обработка ППД вызывает неустойчивое упругое равновесие детали. — Ил. 4. Табл. 1.

УДК 621.7.06

П а ц к е в и ч В.А., П а ц к е в и ч А.Е. Исследование точности обработки ротационными резами. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 77–80.

Приведены экспериментальные исследования размерного износа и температурных деформаций ротационного реза и их влияние на точность обработки. — Ил. 2.

УДК 621.81-408.62.793.011:539.374

Б а б у к В.В., И в а ш е н к о С.А. Влияние технологических факторов на деформацию плоских деталей при нанесении износостойких покрытий. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 80–83

Исследована зависимость деформации плоских деталей при напылении износостойких покрытий от коэффициентов линейного расширения покрытия и подложки, геометрических параметров образцов и предварительной обработки напыляемой поверхности. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.891-822.001.5

Я ц у р а Е.С. Некоторые исследования долговечности малогабаритных шарикоподшипниковых узлов, работающих в условиях импульсивного нагружения. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 83–87.

Рассмотрены методические вопросы проведения испытаний и даны результаты экспериментальных исследований малогабаритных (приборных) подшипниковых узлов на долговечность. — Табл. 1.

УДК 621.81-531.717:621.793

Б а б у к В.В., И в а щ е н к о С.А., М о и с е е н к о С.И. Изменение исходной шероховатости плоских деталей при нанесении покрытия из нитрида титана. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 88–90.

Исследовано влияние процесса ионно-плазменного напыления нитрида титана на изменение исходной шероховатости плоских деталей. — Ил. 1.

УДК 621.210

П а ц к е в и ч В.А., П а ц к е в и ч А.Е. Исследование шероховатости поверхности, обработанной ротационным резцом. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 90–92

Приведены экспериментальные исследования шероховатости поверхности, обработанной ротационными и призматическими резцами. — Ил. 4.

УДК 621.919

К р у ц ь к о Д.А. Зависимость шероховатости протянутой поверхности от подъема на зуб при генераторной схеме резания. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 92–94.

Приводятся данные по шероховатости протянутых поверхностей, обработанных протяжками генераторной схемы резания. — Ил. 2.

УДК 621.210

Ю д о в и н Л.Г., Л ы с е н к о В.Г., Б л ю м е н т а л ь Э.С. Прибор для измерения шероховатости поверхностей тел вращения. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 94–95.

Разработанная на кафедре "Приборы точной механики" БПИ конструкция прибора позволяет измерять шероховатость криволинейных поверхностей различного радиуса кривизны при помощи одного копира. — Ил. 1.

УДК 621.891

П р и с е в о к А.Ф., Б о й к о Л.В., Б е л я е в Г.Я. Наводораживание металлов и сплавов при производстве химических волокон и нитей. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 96–98

Приведены результаты исследования наводораживания поверхностных слоев деталей технологического оборудования при производстве химических волокон и нитей. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.898

Ш а м ш у р А.С., С а г а т е л я н Н.Г., М ю л л е р Х.Д. Исследование износостойкости самофлюсующихся твердых сплавов с применением методов математического планирования экспериментов. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 99–103



Приводятся методика и результаты исследования износостойкости напыленных и оплавленных самофлюсующихся твердых сплавов. — Табл. 4. Библиогр. 1.

УДК 621.793

Шамшур А.С., Сагателян Н.Г., Фазль Хади Вардак. Исследование некоторых технологических методов повышения прочности сцепления напыленных слоев с основанием. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 104–107.

Изложены результаты экспериментов по повышению прочности сцепления напыленного слоя с основанием. — Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.723

Шевцов А.И., Голубев В.В., Кардаполова М.А. Нанесение защитных покрытий на детали соледобывающего и перерабатывающего оборудования. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 108–111.

Приведены результаты исследований по отработке технологических параметров процесса газопламенного нанесения защитных покрытий на детали соледобывающего и перерабатывающего оборудования. — Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.833

Медведев А.И., Кане М.М., Ярошевич Г.Б. Рентгеноструктурные исследования поверхностного слоя зубьев цилиндрических зубчатых колес после различных операций механической обработки. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 112–115.

Приведены результаты рентгеноструктурного исследования рабочих поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес из стали 40X после операций зубофрезерования и шевингования. — Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.7

Кобяков О.С., Гинзбург Е.Г. Исследование условий нагрева порошковых износостойких сплавов. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 115–118.

Рассмотрены теплофизические условия нагрева порошковых износостойких сплавов, а также приводятся расчетные данные по оценке оптимальных размеров напыленных частиц. — Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.793.7:621.78

Ивашко В.С., Никитина А.С. Расчет технологических параметров частично оплавления напыленных покрытий. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 118–121.

Приводится теоретическое определение оптимального соотношения между оплавленными и неоплавленными участками при частичном оплавлении покрытий для обеспечения равномерного слоя смазки по всей поверхности. — Ил. 2.

УДК 621.793

Бондарев Е.А., Манойло Е.Д., Лубочкин В.А. К вопросу повышения эффективности процесса газотермического напыления внутренних поверхностей. — Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 121–124.

Предлагается конструкция соплового наконечника, позволяющего напылять внутреннюю поверхность под требуемым углом распыления, и конструкция наконечника, обеспечивающего напыление внутренней поверхности детали без ее вращения. — Ил. 3. Библиогр. 1.

УДК 621.793

Бондарев Е.А., Гинзбург Е.Г., Лубочкин В.А. Улучшение процесса оплавления покрытий, напыленных самофлюсующимися порошками на основе Ni. - Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 124-126.

Предлагается метод оплавления покрытий на светолучевой установке "Уран-1". - Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.785.5

Девойно О.Г., Яковлев Г.М. О поверхностном упрочнении стали 40X13 лазерным лучом. - Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 127-128.

Проведены исследования поверхностного слоя стали 40X13 упрочненного лучом лазера. Показано, что лазерная обработка значительно повышает износостойкость по сравнению с обычной закалкой. - Ил. 2.

УДК 621.378

Яковлев Г.М., Протасевич В.А., Кардаполова М.А. Некоторые вопросы исследования воздействия излучения лазера на микроструктуру самофлюсующегося сплава. - Машиностроение, 1983, вып. 8, с. 128-130.

Приводится методика исследования, экспериментальные данные по воздействию излучения лазера на самофлюсующийся твердый сплав ПГ-СР4 ГОСТ 21448-75, нанесенный методом плазменной металлизации.

## **МАШИНОСТРОЕНИЕ**

**Выпуск 8**

*Зав.редакцией А.Я. Канторович*  
*Редактор Л.Р. Дубровская*  
*Худож.редактор Ю.С. Сергачев*  
*Мл.редактор Т.И. Крючкова*  
*Техн.редактор Г.А. Лакишик*  
*Корректоры З.Б. Звонарева, И.И. Тарасик*  
*График Н.В. Журавлева*  
*Оператор Е.Г. Полойко*

ИБ № 1596

Подписано в печать 5.07.83 г. АТ 16249. Формат 60х90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать. Усл.печл. 8,75. Усл.-кр.-отт. 9,125. Уч.-издл. 8,5. Тираж 1020 экз. Зак. 5783. Цена 1 р. 30 к.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048. Минск, пр. Машерова, 11.

Типография "Победа". Молодечно, ул. Тавлая, 11.

Отпечатано с оригинала-макета, подготовленного в издательстве "Вышэйшая школа".