

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

# МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК

В ы п у с к 7

Минск, "Вышэйшая школа", 1982

621.75  
МЗ8

УДК 621.002-

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

Редакционная коллегия:

Г.М.Яковлев, Н.И.Жигалко, В.В.Бабук, Э.М.Дечко, А.И.Кочергин,  
Е.И.Махаринский, Ю.А.Новоселов, И.П.Филонов, П.С.Чистосердов, А.И.Шев-  
цов, Р.В.Широкий

Рассмотрены вопросы совершенствования и создания таких прогрессивных фи-  
нишных процессов как скоростное протягивание, силовое развертывание, скоростное  
шлифование, а также проблемы повышения долговечности и надежности работы метал-  
лорежущих станков и инструментов. Большое внимание уделяется исследованию жаро-  
прочных материалов, а также проблеме улучшения качественных показателей поверх-  
ностного слоя за счет дополнительного покрытия его специальными твердыми сплавами  
и облагораживания различными химико-термическими методами. Приводятся работы  
по применению ЭВМ для расчета режима резания и режущих инструментов.

Предназначен для инженерно-технических работников машиностроительных заво-  
дов, НИИ, СКБ, профессорско-преподавательского состава и студентов старших курсов  
вузов машиностроительных специальностей.

М 2702000000-062 70-82  
304 (05) -82

© Издательство "Вышэйшая школа", 1982

## Раздел 1. ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА ДЕТАЛЕЙ МАШИН

УДК 621.941.23

И.А.Каштальян, инженер (МЗЛ)

### ВОЛНИСТОСТЬ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ОБРАБОТАННЫХ С МОДУЛИРОВАННОЙ ПОДАЧЕЙ НА ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

При точении с модулированной (переменной) подачей на токарных станках с числовым программным управлением обеспечивается хороший отвод стружки из зоны резания, повышается устойчивость механической системы СПИД к автоколебаниям и, благодаря возможности увеличения толщины слоя, снимаемого за один проход, повышается производительность обработки. Переменная подача оказывает существенное влияние на качество обработанных поверхностей, особенно на поперечную и продольную волнистость.

Известно, что основной причиной образования волнистости является отклонение действительной траектории инструмента от заданной, на что наибольшее влияние оказывают вибрации. Колебательные радиальные движения режущего инструмента, накладываясь на вращательное движение деталей, приводят к образованию продольной волнистости. Характер колебаний и волнистость поверхности существенно зависят от жесткости системы СПИД.

Экспериментальное исследование влияния модулированной подачи на образование продольной волнистости проводилось при обработке на токарном станке модели 1734Ф3 деталей диаметром 60 мм из стали 40ХН. Для получения системы переменной жесткости заготовки крепились в патроне консольно. Наибольшая длина консоли составляла 120 мм. Обработка велась подрезно-проходным резцом с механическим креплением режущей пластины из твердого сплава. Геометрические параметры режущей части:  $\alpha = 8^\circ$ ;  $\gamma = 12^\circ$ ;  $\varphi = 95^\circ$ ;  $\varphi_1 = 5^\circ$ ;  $\lambda = 8^\circ$ ;  $\rho = 0,8$  мм. В качестве СОЖ применялась эмульсия. Заготовка вращалась с частотой 500 об/мин. Одна партия заготовок обрабатывалась с постоянной подачей  $s = 0,3$  мм/об, дру-

гая – с модулированной подачей ( $s_{\min} = 0,2$  мм/об;  $s_{\max} = 0,4$  мм/об). Продольная волнистость записывалась на кругломере "Tolyrond". Графики (рис. 1), построенные по среднеарифметическим значениям результатов десяти измерений, показывают, что при обработке с модулированной подачей продольная волнистость  $H$  уменьшается и это проявляется в большей степени при снижении жесткости обрабатываемой детали (увеличении длины консоли).

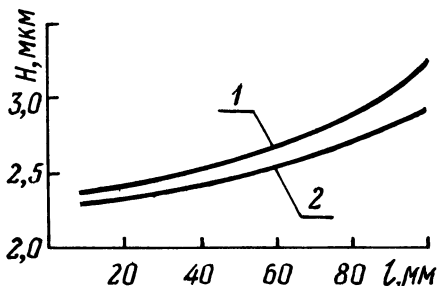


Рис. 1. Зависимость высоты продольных волн от жесткости технологической системы (величины консоли обрабатываемой детали) : 1 – при постоянной подаче; 2 – при модулированной подаче.

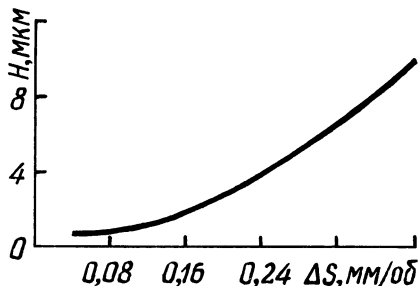


Рис. 2. Зависимость высоты поперечных волн от размаха подачи.

Периодическое изменение подачи сопровождается соответствующими изменениями деформаций технологической системы, которые могут быть оценены с помощью зависимости

$$y = \frac{P_y}{j},$$

где  $P_y$  – радиальная составляющая силы резания, Н;  $j$  – радиальная жесткость системы, Н/мм.

Примем, что

$$P_y = C_{P_y} s^{0,75} t,$$

где  $C_{P_y}$  – коэффициент, характеризующий постоянные условия обработки;  $s$  – подача, мм/об;  $t$  – глубина резания, мм.

Предельные значения радиальной составляющей силы резания при модулированном изменении подачи будут равны:

$$P_{y_{\max}} = C_{P_y} s_{\max}^{0,75} t;$$

$$P_{y_{\min}} = C_{P_y} s_{\min}^{0,75} t.$$



Разность между соответствующими величинами деформаций технологической системы в первом приближении можно считать высотой поперечных волн:  $H = \frac{C_{Py}}{j} (s_{\max}^{0,75} - s_{\min}^{0,75})$ .

Экспериментальное исследование влияния модулированной подачи на поперечную волнистость проводилось при точении заготовок из стали 40ХН диаметром 70 мм и длиной 50 мм. Был принят следующий режим резания: скорость резания – 120 мм/мин; глубина резания – 1 мм; величина участка  $L$ , на котором подача увеличивалась (уменьшалась) – 2,5 мм. Для каждой из пяти партий деталей выбирался свой размах подачи, максимальное значение которой составляло 0,4 мм/об. Волнистость поверхности  $H$  записана на профилографе–профилометре модели 201 с помощью приспособления для проверки волнистости.

Исследование волнограмм показало, что шаг образующихся поперечных волн равен удвоенной длине  $L$ , на которой происходит увеличение (уменьшение) подачи, а их высота зависит от размаха подачи  $\Delta s = s_{\max} - s_{\min}$ : большему размаху соответствует большая высота волны (рис. 2).

УДК 621.833

А.К.Бубен, инженер (БПИ),  
С.С.Костюкович, канд. техн. наук (БПИ)

### МЕТРОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ПРОИЗВОДСТВА КОНИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В СООТВЕТСТВИИ С ТРЕБОВАНИЯМИ СТ СЭВ 186-75

Эксплуатационные показатели широко применяемых конических зубчатых колес обуславливают высокие требования к качеству изготовления этих колес, которое непосредственно зависит от метрологического обеспечения их производства.

Качество конических зубчатых колес регламентируется нормами точности, установленными СТ СЭВ 186-75 [1]. По этому стандарту для них установлено 12 степеней точности, каждая из которых включает нормы: кинематической точности, плавности работы, контакта зубьев зубчатых колес в передаче и бокового зазора.

Характерной особенностью контроля изготовления конических зубчатых колес на заводах автомобилестроения является то, что первостепенное значение здесь отводится контролю стабильнос-

ти технологического процесса, точности оборудования, оснастки, выявлению причин брака и предупреждению их. Все это регламентируется заводскими инструкциями и стандартами предприятий.

Контроль прямозубых конических колес, изготавливаемых методом кругового протягивания, производится на приборах двухпрофильного контроля (разработки самих заводов) по схеме осевого перемещения одного из колес с измерительным колесом, у которого уменьшена толщина зубьев. Такое сопряжение не обеспечивает совпадения вершин делительных конусов, что может привести к нарушению правильности зацепления [2].

На заводах тракторостроения и специализированных заводах сельхозмашиностроения контроль прямозубых колес, изготавливаемых методом обката, также производится на приборах двухпрофильного контроля (разработки самих заводов) по схеме осевого перемещения одного из колес с измерительным колесом с увеличенной толщиной зубьев, что отвечает требованию ГОСТ 1758-56. Такая схема контроля СТ СЭВ не предусмотрена в связи с тем, что результаты измерений характеризуют точность зубчатых колес в искаженном виде [3].

Названный метод контроля высокопроизводителен, максимально приближен к условиям работы колеса в узле, но приборов для такого контроля по схеме, предусмотренной СТ СЭВ, отечественная промышленность не выпускает.

Измерения конических зубчатых колес с криволинейными зубьями на названных заводах производятся: при операционном (технологическом) контроле: радиальное биение - на специальных приборах; гарантированный боковой зазор и отклонения относительных размеров суммарного пятна контакта - на контрольно-обкатных станках с измерительным колесом; погрешность шага - на универсальных приборах в лабораторных условиях. Цеховых приборов, простых и надежных для контроля плавности работы, промышленность не выпускает.

При приемочном контроле конических колес с криволинейным зубом с целью учета особенностей формы зуба и влияния деформаций вследствие химико-термической обработки, производится спаривание колес на контрольно-обкатных станках по отклонению относительных размеров суммарного пятна контакта и гарантированному боковому зазору.

На заводах сельскохозяйственного машиностроения отсутствует единая система контроля, гарантирующая высокое качество выпускаемых колес и их взаимозаменяемость. На ряде за-

Таблица 1. Средства контроля конических зубчатых колес (литературный обзор отечественного и зарубежного машиностроения). [4; 5]

Фирмы	Показатели точности												
	$F'_{ir}$	$f_{zzor}$	$F_{pz}$	$f_{ptz}$	$F_{rr}$	$F_{cr}$	$F_{i\epsilon r}$ $F_{i\epsilon o}$	$f''_{inr}$ $f''_{i\epsilon o}$	$F_{slr}$	$F_{hlr}$	$j_n^{min}$	$F_{vj}$	$f_{AMR}$
СССР													
Прибор од- нопрофиль- ного конт- роля БВ- 5058	Универсаль- ные приборы БВ-5015, БВ-5035, БВ-5036	Бие- ние- мер ЧИЗ, ЛИЗ	Кру- говой индук- тив- ный датчик										Контрольно-обкат- ные станки 5Б720; 5Б722; 5Б725; 5А725; 5Б726; 5А727
ФРГ													
К.Мар Клингельнберг, Шоппе и Фазер	Универсальный прибор лабораторного типа Универсальный прибор цехового типа включая двухпрофильный контроль PWF-160; ZW-400 Прибор для двухпрофиль- ного контро- ля 118												

Продолжение таблицы 1

Фирмы	Показатели точности										
	$F'_{ir}$	$f_{zzor}$	$F_{pz}$	$f_{ptz}$	$F_{rr}$	$F_{cr}$	$F_{i\sigma r}$ $F_{i\sigma o}$	$f''_{inr}$ $f''_{i\sigma o}$	$F_{slr}$	$F_{hlr}$	$j_n^{min}$
Хефлер	Прибор для Автоматизированный при-однопрофиль-бор для проверки окружного контро-ного шага ИР-400; для УП-400; ИР-650 УП-650										
Гейденрейх	Автоматизи-рованный прибор для однопрофиль-ного контро-ля ЕРК-40										
АНГЛИЯ											
Гоулдер	Прибор для однопрофиль-ного контро-ля										
Девид Браунд	Универсальный прибор лабораторного типа										

---

США

Глисон

Универсальный прибор  
цехового типа

Контрольно-обкат-  
ной станок с ре-  
гистрацией откло-  
нений монтажного  
размера

Митчел Тул

Универсальный прибор  
лабораторного типа  
M-482

---

ШВЕЙЦАРИЯ

МААГ

Прибор од-  
нопрофиль-  
ного конт-  
роля SP-60

Универсальные приборы  
лабораторного типа  
FP-2; KP-42; KP-40

---

ЯПОНИЯ

Универсальный прибор  
лабораторного типа  
GCZ-3H

---

ИТАЛИЯ

Сануптемсили

Приборы для поэле-  
ментного контроля  
CU-300 EE;  
SU-500

---

водов проверяется один из показателей точности: радиальное биение или отклонение относительных размеров суммарного пятна контакта.

Для тяжело нагруженных пар такой односторонний контроль в какой-то мере может быть оправдан [3].

Для контроля конических колес на заводах станкостроения (в серийном производстве) используются универсальные приборы отечественных и зарубежных фирм (табл. 1). Из таблицы видно, что наличие универсальных приборов, выпускаемых промышленностью, в основном обеспечивает контроль всех показателей норм точности в соответствии с требованиями СТ СЭВ.

Часть приборов из-за сложности и низкой производительности не получила широкого применения в условиях массового производства. Эти приборы используются в лабораторных условиях, серийном и мелкосерийном производствах. Для работы в цеховых условиях массового производства точных, простых и надежных приборов промышленность не выпускает. Это приводит к тому, что на каждом заводе существует своя система контроля, которая часто не надежна и не гарантирует высокого качества изготовления и взаимозаменяемости колес.

Итак, повышение качества изготовления зубчатых колес определяется совершенствованием технологии их изготовления за счет увеличения точности станков, инструмента и оснастки. В связи с этим необходимы приборы операционного контроля, которые могут быть использованы в лабораториях для проверки и корректировки технологического процесса, определения точности оборудования и оснастки, предупреждения появления и выявления причин брака, а также приборы для операционного контроля цехового типа, которые должны быть просты по конструкции и в эксплуатации и обеспечивать контроль проверяемых параметров с достаточной точностью.

Для приемочного контроля в условиях массового производства следует использовать рассмотренные приборы комплексного контроля, которые максимально приближают методы контроля к условиям работы детали в узле и механизме.

#### Л и т е р а т у р а

1. СТ СЭВ 186-75. Основные нормы взаимозаменяемости. Передачи зубчатые конические и гипоидные. Допуски. 2. Hofman W. Kritische Betrachtungen zur Zuriflankenwarprüfung von Kegelardern. Feingeratetechnik, 1962, 11. 3. Тайц Б.А., Марков Н.Н. Точность и контроль

зубчатых передач. - Л., 1978. 4. Марков Н.Н. Зубоизмерительные приборы: Иностраный опыт. - М., 1971. 5. Хлебакин Н.Ф., Кондюрин В.А. Технические процессы и оборудование для обработки конических зубчатых колес. - М., 1978.

УДК 621.787.4

Р.Н.Шадуго, инженер (ММИ)

### ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ШЛИЦЕВЫХ ОТВЕРСТИЙ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС, ОБРАБАТЫВАЕМЫХ С ПРИМЕНЕНИЕМ ДОРНОВАНИЯ

Шлицевые отверстия прямобочного профиля с центрированием по наружному диаметру  $D$  находят широкое применение в зубчатых колесах в качестве базовых поверхностей. После термической обработки (ТО) отверстия получают усадку, достигающую иногда (в зависимости от материала) 0,10...0,15 мм, при этом поля рассеяния размеров имеют величины, соответствующие допускам 10...11 качества по СТ СЭВ 144-75.

Как показывает производственная практика, шлицевые отверстия часто после ТО дальнейшей обработке не подвергаются и по этой причине точность зубчатых венцов шестерен необоснованно занижается. Применение в этих случаях финишных операций обработки зубчатых венцов (шлифование, зубохонингование) характеризуется невысокой эффективностью по причине низкой точности технологических баз.

Поэтому вопрос восстановления точности шлицевых отверстий зубчатых колес после ТО, особенно в условиях крупносерийного и массового производства, является весьма актуальным.

Цель данного исследования - изыскание возможности повышения точности изготовления шлицевых отверстий зубчатых колес с помощью дорнования.

Для этого были проведены исследования точности изготовления шлицевых отверстий прямобочного профиля для следующих вариантов их обработки:

протягивание - ТО - дорнование;

протягивание - дорнование - ТО - дорнование.

Образцами для исследований служили зубчатые колеса, изготавливаемые из стали 12ХНЗА, модулем  $m = 2$  мм со стан-

дартными шлицевыми отверстиями 6 x 16 x 20 x 4 и с переменной жесткостью стенок  $\frac{D_H}{D} = 1,5...2,5$ . Химико-термическая обработка (ХТО) заключалась в цианировании на глубину 0,2...0,4 мм и закалке до твердости HRC 58...62.

Для обоих вариантов обработки размер партий шестерен был равен 50 штукам.

Измерение наружного диаметра шлицевого отверстия осуществлялось при помощи специально переоборудованного нутромера (ГОСТ 9244-75) с ценой деления 0,002 мм и горизонтального оптиметра типа ИКГ. Измерение производилось в среднем поперечном сечении (при этом действительный размер определялся как среднее арифметическое из размеров по трем парам пазов).

Шлицевые отверстия дорновали многозубыми дорнами с углами заборного и обратного конусов  $\alpha = \alpha_1 = 5^\circ$  и шириной цилиндрической ленточки  $b = 1,5$  мм. В качестве смазки применялся сульфозрезол Р. Ввиду невысокой и переменной жесткости стенок шестерен дорнование после ХТО проводилось со сравнительно небольшими натягами (0,11...0,18 мм).

С применением математической статистики, а именно закона нормального распределения случайной величины непрерывного типа, были построены эмпирические кривые распределения и определены их статистические характеристики: среднее арифметическое значение размеров  $\bar{X}$  и среднее квадратическое отклонение размеров  $\sigma$ . По полученным данным строились теоретические кривые распределения диаметров шлицевых отверстий партий шестерен после ТО и дорнования (рис. 1, а, б). Все статисти-

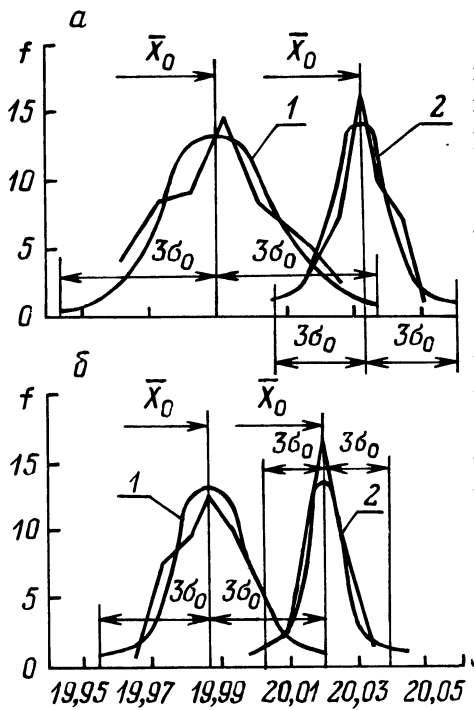


Рис. 1. Теоретические и эмпирические кривые нормального распределения размеров наружного диаметра шлицевых отверстий 6x16x20x4 соответственно для первого (а) и второго (б) вариантов технологических процессов: 1 – после ХТО, 2 – после дорнования.



ческие исследования проводились на основании методик, изложенных в работе [1], и ГОСТ 16467-70 и 11.006-74. Оценка соответствия эмпирического распределения теоретическому нормальному осуществлялась с помощью критерия Пирсона ( $\chi^2$ ).

Как видно из рис. 1, а (кривые 1), при обработке по первому варианту технологического процесса ширина поля рассеяния размеров после ХТО была  $\delta\sigma = 0,093$  мкм, что соответствует допуску 11-го качества точности, а после дорнования —  $\delta\sigma = 0,052$  мкм (рис. 1, а, кривые 2), что соответствует 9-му качеству точности. Во втором варианте технологического процесса введение дорнования как промежуточной операции позволило повысить точность отверстия после ХТО —  $\delta\sigma = 0,065$  мм (рис. 1, б, кривые 1), что дало возможность окончательным дорнованием обеспечить ширину поля рассеяния размеров  $\delta\sigma = 0,036$  мм, соответствующую допуску восьмого качества.

Для этих же партий зубчатых колес проводились исследования точности формы поперечных сечений. За показатель точности формы поперечного сечения единичного отверстия было принято наибольшее колебание размеров наружного диаметра по пазам. Закономерности, выявленные для точности наружного диаметра при обработке по обоим вариантам оказались характерными и для точности формы поперечного сечения.

Аналогичные исследования были проведены для шлицевых отверстий из стали 40Х, объемно-закаленных до твердости HRC 46...50, и отверстий из стали 20Х, цементированных  $h = 0,6...0,8$  мм и закаленных до твердости HRC 56...60. Результаты, полученные для стали 12ХН3А, оказались справедливыми и для данных материалов, хотя для шлицевых отверстий из стали 40Х эффективность повышения точности несколько ниже, что определяется меньшими коэффициентами уточнения при дорновании объемно-закаленных материалов.

Таким образом, существенное влияние исходной точности (после протягивания) на точность окончательной обработки можно снизить за счет введения в технологический процесс предварительного дорнования.

В условиях крупносерийного и массового производств предварительное дорнование может быть осуществлено с применением специального инструмента — оправки-дорна [2] (в случае, когда детали по технологическому процессу обрабатываются на жесткой шлицевой оправке) или с использованием на протяжной операции режуще-деформирующей протяжки [3]. Оба варианта не

повышают трудоемкость технологического процесса и не увеличивают количество операций и требуемого оборудования.

Итак, целесообразно использовать дорнование как промежуточную операцию перед ТО, позволяющую повысить размерную точность отверстий после ТО, а следовательно, и после окончательного дорнования.

Предварительное дорнование может быть осуществлено с помощью оправки-дорна (на токарной операции) или режуще-деформирующей протяжки (на протяжной операции).

#### Л и т е р а т у р а

1. Солонин И.С. Математическая статистика в технологии машиностроения. - М., 1972. 2. Чистосердов П.С., Шаду-ро Р.Н. Оправка-дорн. - Машиностроитель, 1979, № 9. 3. Чистосердов П.С. Комбинированные инструменты для отделочно-упрочняющей обработки. - Мн., 1977.

УДК 621.933.042

В.И.Шагун, канд. техн. наук (БПИ)

### НЕКРУГЛОСТЬ ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ СРЕДНЕГО ЦИЛИНДРА РЕЗЬБЫ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ПАРАМЕТРОВ МЕТЧИКА

Любые погрешности формы среднего цилиндра резьбы уменьшают полноту контакта резьбовых поверхностей в сопряжении и понижают его качество. Некруглость является следствием радиальных колебаний метчика во время нарезания резьбы под действием сил, природа которых различна. Это радиальные силы, возникающие от радиального биения режущих кромок метчика, биение метчика вместе со шпинделем станка по причине несоосности рабочей части метчика и шпинделя или радиального биения последнего; радиальные и тангенциальные силы резания, разные по величине на разных перьях метчика из-за неравенства активных участков главных режущих кромок на этих перьях или погрешностей формы поперечного сечения отверстий под резьбу.

Любое изменение условий работы метчика, облегчающее его радиальные колебания, приводит к увеличению некруглости поперечного сечения цилиндра нарезаемой резьбы.

В момент установившегося резания, когда вся заборная часть метчика работает, положение вектора суммы радиальных

сил относительно перьев метчика изменяется только под воздействием случайных причин, таких как разная дополнительная деформация стружки в разных канавках метчика, некруглость поперечного сечения отверстий под резьбу, непостоянство условий обтекания режущих клиньев метчика обрабатываемым металлом и т. п. Во время захода и выхода метчика к указанным причинам добавляется сильное изменение радиальных сил из-за изменения активной длины главных режущих кромок. Поэтому наибольшие погрешности формы поперечного сечения среднего цилиндра резьбы возникают в эти периоды работы, особенно в начале резания, когда радиальные колебания метчика не ограничены заходом в отверстие его калибрующей части.

Результаты опытов по нарезанию сквозной резьбы М 16х2 длиной 25 мм в стали 45 и чугуна СЧ 18-36 на вертикально-сверлильном станке методом самозатягивания метчика, установленного в плавающем патроне (табл. 1), подтверждают приведенные соображения. Некруглость, как следствие изменения радиальных сил, растет при увеличении радиального биения  $e$  главных режущих кромок метчика (получено занижением одного пера) и периодически изменяется, следуя за изменением разности длин активных участков режущих кромок на противоположных перьях метчика [1], при увеличении угла заборной части  $\zeta$ . Рост значений переднего угла  $\gamma$ , заднего угла  $\alpha$ , затылования по профилю К и уменьшение ширины  $b$  незатылованной по профилю части пера облегчают радиальные колебания метчика, увеличивая некруглость поперечного сечения среднего цилиндра резьбы. Метчики Б (затылованы по профилю на  $2/3$  ширины пера) и метчики с винтовыми стружечными канавками, обладающие ограниченной способностью к радиальным смещениям, обеспечивают более высокую точность формы.

Метчики М с бочкообразными зубьями на ведущей части [2] до момента вступления в работу бочкообразных зубьев никаких преимуществ по сравнению с метчиками А (затылованы по профилю на всей ширине пера) не имеют. Метчики К (комбинированная схема резания: генераторная плюс профильная) обеспечивают более низкую точность поперечного сечения среднего цилиндра резьбы из-за большей разности в длине режущих кромок на противоположных перьях.

Некоторые аномалии, а именно, увеличение некруглости с уменьшением длины калибрующей части  $l$ , обратной конусности  $\Delta d$  метчика при углах наклона стружечной канавки  $\omega = -30$  и  $45^\circ$  вызваны особенностями контроля. Значения некруглости

Таблица 1. Некруглость поперечного сечения среднего цилиндра резьбы, мкм

Параметры метчика	Обрабатываемый материал				Параметры метчика	Обрабатываемый материал			
	сталь		чугун			сталь		чугун	
	тип метчика					тип метчика			
	А	Б	А	Б		А	Б	А	Б
$10^*$	9,1	2,3	4,3	2,6	0,0005	11,4	1,6	5,5	1,5
$\gamma^\circ$ 15		2,8		3,9	$\Delta d$ 0,0010*	9,1	1,8	4,3	1,5
20	7,9	2,9	8,2	2,4	0,0020	8,0	3,5	3,4	1,4
30	8,8	3,2	9,8	4,2	0,7		3,4		6,5
$5^*$	9,1	2,3	4,3	1,4	b, 1,1		2,6		3,1
$\alpha^\circ$ 10	10,2	3,7	6,3	3,8	мм 1,5*		2,2		2,0
15	11,6	5,0	7,6	4,0	1,0	5,1	3,4	3,3	2,8
$9^\circ 50'$	5,7	2,9	3,8	2,9	l, 20	5,1	3,2	3,1	3,0
$14^\circ 50'^*$	9,1	2,6	4,3	1,4	мм 30*	3,7	3,4	1,7	4,3
$\varphi$ $25^\circ 20'$	7,3	2,3	4,1	3,3	0,00*	9,1	2,3	4,3	1,4
$39^\circ 50'$	9,6	3,6	8,4	5,2	e, 0,06	9,2	4,0	7,4	2,8
-30	53,8	3,6	11,6	3,9	мм 0,20	11,2	13,8	7,3	6,7
$\omega^\circ$ $0^*$	9,1	2,3	4,3	1,4	0,40	13,5	34,3	8,9	13,5
30	6,8	2,8	5,1	2,4	$\omega = 0$	9,1	2,3	4,3	1,4
45	9,5	4,0	4,8	2,5	$\omega = 30^\circ$	6,8	2,8	5,1	2,4
0,000	1,8	1,8	1,5	1,5	M	9,3		9,5	
0,035	5,5		3,6		K	8,0	5,7	9,9	3,8
K, $0,135^*$	9,1		4,3						
мм 0,200		3,3		2,1					
0,235	12,9		14,6						
$0,400^*$	20,4	2,3	24,8	1,4					

Примечания. 1. Приведены наибольшие отклонения, обычно в начале резьбы, за исключением значений на двух первых и последних витках, параметры которых стандартами не регламентированы. 2. Результаты получены методом поочередного варьирования одним параметром при постоянных остальных (отмечены \*). Скорость резания 10 м/мин, СОЖ – сульфозрезол для стали и керосин для чугуна; отверстия под резьбу развернуты, смещение и перекося осей отверстий относительно оси вращения шпинделя станка не более 15 мкм на длине обработки.

получены по результатам измерения среднего диаметра резьбы не в одном поперечном сечении, а в двух, смещенных по длине на  $1/4$  шага резьбы. Разность размеров в этих сечениях, вызванная изменением разбивания по длине отверстия от воздействия осевых и радиальных сил [1], вошла в результаты измерения некрутости.

Наиболее сильное влияние на некрутость среднего цилиндра резьбы в условиях исследований оказали затылование по профилю  $K$  и радиальное биение главных режущих кромок  $e$  метчика (см. табл. 1). Для повышения точности обработки необходимо уменьшать вектор суммы радиальных и тангенциальных сил, а также стабилизировать направление вектора относительно перьев метчика оптимизацией параметров инструмента [3, 4], уменьшением радиального биения главных режущих кромок и самого метчика. Положительные результаты могут быть достигнуты при ограничении радиальных колебаний метчика. Это достигается использованием метчиков с малой способностью к радиальным смещениям под действием сил (незатылованные по профилю или затылованные не на всей ширине пера, с направляющими частями или перьями, с винтовыми стружечными канавками и др.).

## Л и т е р а т у р а

1. Шагун В.И. Влияние геометрических и конструктивных параметров машинных метчиков на размеры резьбы, нарезаемой в стали. – В сб.: Резьбообразующий инструмент. М., 1968..
2. Матвеев В.В. Нарезание точных резьб. – М., 1978.
3. Шагун В.И. Выбор выгодных значений угла заборного конуса метчиков. – Промышленность Белоруссии, 1968, № 2.
4. Кузьмин Ю.П., Шагун В.И. Условия, обеспечивающие одно-временный контакт зубьев метчика с обрабатываемым материалом в начальный момент процесса резания. – В сб.: Прогрессивные технологические процессы точной и высококачественной обработки деталей. Саратов, 1978.

А.А.Жолобов, канд. техн. наук (ММИ),  
В.В.Ходырев, канд. техн. наук (ММИ)

## К ВОПРОСУ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ДЕТАЛЕЙ, ФОРМИРОВАННЫХ ВИНТОВЫМИ ВРАЩАЮЩИМИСЯ РЕЗЦАМИ

На этапе внедрения в производство винтовых вращающихся резцов (ВВР) особое значение приобретают вопросы, связанные с влиянием этого инструмента на эксплуатационные характеристики обработанных им поверхностей. В проведенном исследовании [1, 2] в качестве основного критерия рассматривалась износостойкость обработанных поверхностей.

Для получения данных по изнашиванию поверхностей проводились сравнительные испытания образцов (из сталей 45 и Х18Н10Т), подвергнутых предварительной обработке проходным резцом с пятигранной неперетачиваемой пластинкой из твердого сплава Т15К6, а также винтовым вращающимся резцом со следующими конструкционными параметрами: диаметр резца  $D = 40$  мм; угол наклона оси резца к оси обрабатываемой детали  $\delta = 25$  град; число заходов винтовой линии  $n = 1$ ; шаг витков  $t = 6$  мм; передний угол заточки  $\gamma = 7$  град; задний угол заточки  $\alpha = 12$  град.

Глубина резания  $t$  при токарной обработке равнялась 2, 4 и 7 мм при продольной подаче суппорта  $s = 0,21$  мм/об детали; скорость резания для стали 45  $v = 60$  м/мин, для стали Х18Н10Т — 40 м/мин.

После токарной обработки все образцы подвергались точному и тонкому шлифованию на круглошлифовальном станке 3Б151 с условием выхаживания не менее 30 с. Шлифование производилось плоскопараллельным кругом из электрокорунда белого с зернистостью 40 мкм при продольной подаче стола 0,1 В ширины круга/оборот детали и поперечной подаче круга до 0,005 мм/дв. ход при обильной подаче в зону резания охлаждающей эмульсии. Глубина шлифования для всех образцов составляла 0,1 мм.

Для обеспечения минимальной погрешности базирования на всех этапах механической обработки заготовки устанавливались точно выполненным отверстием на оправку с конусностью 1 : 500.

В качестве контртел при испытаниях использовались чугунные секторы (С421-40), предварительно притертые к образ-

цам на участках, в дальнейшем в эксперименте не участвующих.

В зону трения подавалась ограниченная смазка (100 мл/ч), для затягивания которой в верхней части контртел предусматривались скосы под углом 15 град к образующей цилиндра. Нагрузка и скорость трения выбирались из среднего значения произведения величин, рекомендуемых для указанных трущихся материалов.

Величина износа измерялась методом искусственных баз при помощи профилографирования канавки, выполненной перпендикулярно образующей цилиндра рабочей части испытываемого образца [3]. Глубина канавки после каждого часа испытаний записывалась на электротермическую бумагу. Перед записью канавка тщательно промывалась в струе воды, что обеспечивало постоянство величины температуры измеряемого образца.

На рис. 1 приведены графические зависимости износ-время для конструкционной стали 45 и легированной стали X18H10T.

Как видно из этого рисунка, применение ВВР для предварительной обработки деталей из стали 45 повышает износостойкость их поверхностей при глубине резания  $t = 2$  мм в 1,5 раза, при  $t = 7$  мм - в 1,9 раза. Обработка этим же резцом деталей из стали X18H10T при глубине резания 2 и 7 мм способствует увеличению сопротивляемости поверхностей износу почти в 2 раза.

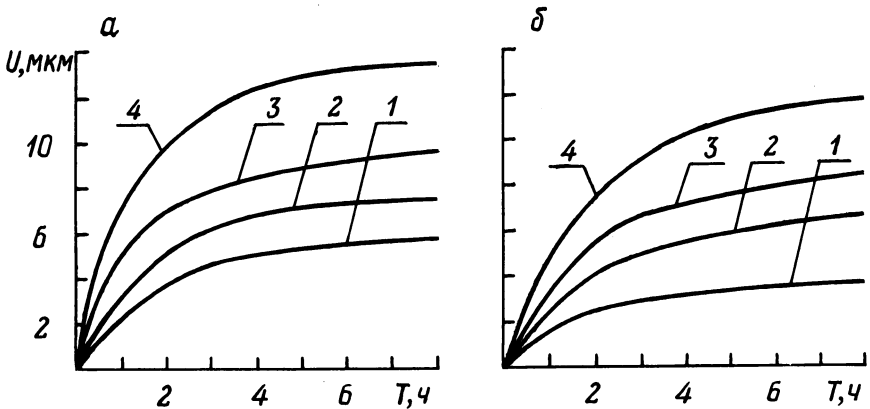


Рис. 1. Графические зависимости износ-время для конструкционной стали 45 (а); легированной стали X18H10T (б): 1 и 2 - при обработке ВВР с глубиной резания соответственно 2 и 7 мм; 3 и 4 - при обработке резцом, оснащенный пластиной T15K6 с глубиной резания соответственно 2 и 7 мм.

Изменение глубины резания в указанных пределах при обработке ВВР деталей из стали 45 не так существенно сказывается на износостойкости поверхностей, как при обработке резцами, оснащенными неперетачиваемыми пластинками из твердого сплава Т15К6. Для поверхностей, предварительно обработанных ВВР, этот переход по глубине уменьшил их сопротивляемость износу на 20...25%, для образцов, обработанных резцами с пластинами Т15К6, - на 45...50% (кривые 2 и 1, 4 и 3 на рис. 1, а). Увеличение глубины резания при обработке этими резцами образцов из стали Х18Н10Т ухудшает их эксплуатационные параметры по указанному критерию приблизительно одинаково (на 45...50%).

Для выявления причин существенной разницы в износостойкости поверхностей, предварительно формированных различными режущими инструментами, проводились дополнительные металлографические исследования поверхностного и приповерхностного слоев образцов. Результаты этих исследований показали, что применение ВВР способствует уменьшению количества и длины трещин на единице площади, большому измельчению структуры обрабатываемого металла. Установлено, что обработка этим инструментом приводит к образованию в приповерхностном слое стали 45 явных следов остаточных пластических деформаций.

#### Л и т е р а т у р а

1. Ходырев В.И., Лачев Л.М. Исследование процесса обработки наружных цилиндрических поверхностей самовращающимися винтовыми резцами. - Изв. вузов. Машиностроение, 1973, № 12.
2. Ходырев В.И., Лачев Л.М. Винтовой ротационный резец. - Машиностроитель, 1973, № 2.
3. Жолобов А.А., Рязанцев А.Н. Методика исследований износостойкости поверхностей запрессованных втулок. - В кн.: Тез. докл. II обл. науч.-техн. конф. "Пути повышения качества и долговечности изделий". Могилев, 1979,



Г.В.Тилигузов, канд. техн. наук (ИНДМаш  
АН БССР), Е.С.Яцура, канд. техн. наук (БПИ),  
Э.Ф.Капанец, канд. техн. наук (ИНДМаш АН БССР),  
В.В.Кулешов, инженер (ИНДМаш АН БССР)

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СТРУКТУРЫ РАБОЧЕГО ЦИКЛА БЕСЦЕНТРОВОГО ВРЕЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ

Рабочий цикл обработки при бесцентровом врезном шлифовании включает отдельные этапы с различными условиями съема металла. Эти условия не всегда являются оптимальными по критериям качества или производительности изготовления деталей. Поэтому возникает необходимость закономерного управления процессом шлифования на отдельных этапах цикла.

Результаты проведенных экспериментальных исследований [1, 2] показали, что наибольший эффект в данном направлении может быть получен при управлении обработкой на заключительном этапе цикла – этапе выхаживания. Здесь обоснована целесообразность использования в качестве регулируемых величин скорости вращения обрабатываемой детали [1] и высоты ее расположения в зоне шлифования [2]. В данной работе предложены приемы совершенствования рабочего цикла бесцентрового врезного шлифования и приведены конструктивные решения устройств для их реализации.

Существенное повышение эффективности операций шлифования достигается при использовании схемы рабочего цикла с переменной скоростью вращения обрабатываемой детали [3]. Съем металла при увеличении скорости вращения детали не замедляется в начальный момент выхаживания (рис. 1, кривая 2), как это наблюдается при традиционной структуре (рис. 1, кривая 1), глубина же резания (подача на оборот) резко снижается до заданной минимальной величины. Постоянство съема в переходной момент ( $\tau_{вр} + \tau_{шл}$ ) от этапа установившегося шлифования к этапу выхаживания, а следовательно, и усилия резания в этот момент обеспечивают стабильность упругих деформаций системы СПИД в конце цикла обработки. Причем, основная часть припуска, приходящегося на этап выхаживания, снимается в начале этого этапа, что обуславливает более крутой характер кривой изменения съема металла. А так как обработка заканчивается при малой глубине резания, значительно снижается нестабильность качественных показателей изделий, вызванная

неоднородностью физико-механических свойств заготовок, колебанием припуска, изменением режущей способности шлифовального круга и других случайных факторов технологического процесса. В результате обеспечивается [1] повышение точности размеров и формы деталей до 1,5 раза (по сравнению с традиционной структурой рабочего цикла бесцентрового врезного шлифования), а при фиксированных требованиях по качеству изделий достигается сокращение продолжительности рабочего цикла на 20–25%.

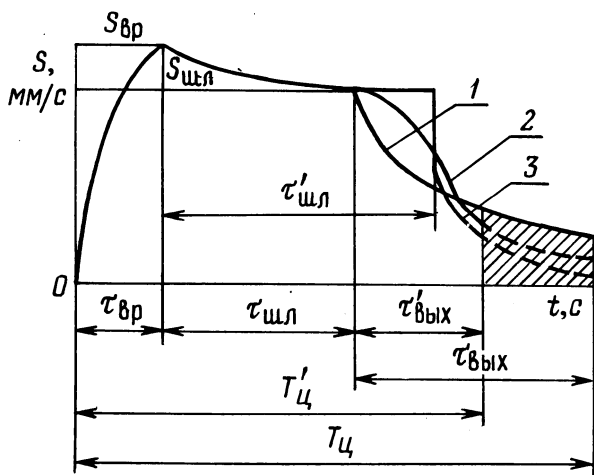


Рис. 1. Закономерности съема припуска при различных схемах шлифования: 1 – традиционная структура с программой управления циклом по времени; 2 – схема с переменной скоростью изделия; 3 – схема с переменной высотой расположения изделия в зоне резания.

Реализация предложенной схемы не требует значительной модернизации конструкции круглошлифовальных бесцентровых станков, работающих врезанием. Необходимая величина регулируемого параметра обеспечивается за счет автоматического изменения частоты вращения ведущего круга, привод которого имеет бесступенчатое регулирование и осуществляется через червячную передачу от электродвигателя постоянного тока. Управление частотой вращения ведущего круга может производиться путем изменения магнитного потока, создаваемого обмоткой возбуждения двигателя привода. Соответствующая система управления, разработанная применительно к электросхеме

станка мод. 3М182 Витебского станкозавода им. С.М.Кирова, приведена на рис. 2.

Для обеспечения жесткости механических характеристик электропривод ведущего круга выполнен в виде замкнутой системы автоматического регулирования с обратными связями по току и напряжению. При отсутствии сигнала с задающего потенциометра 5R (см. рис. 2) по обмоткам управления электромашинного усилителя протекают токи, равные по величине и

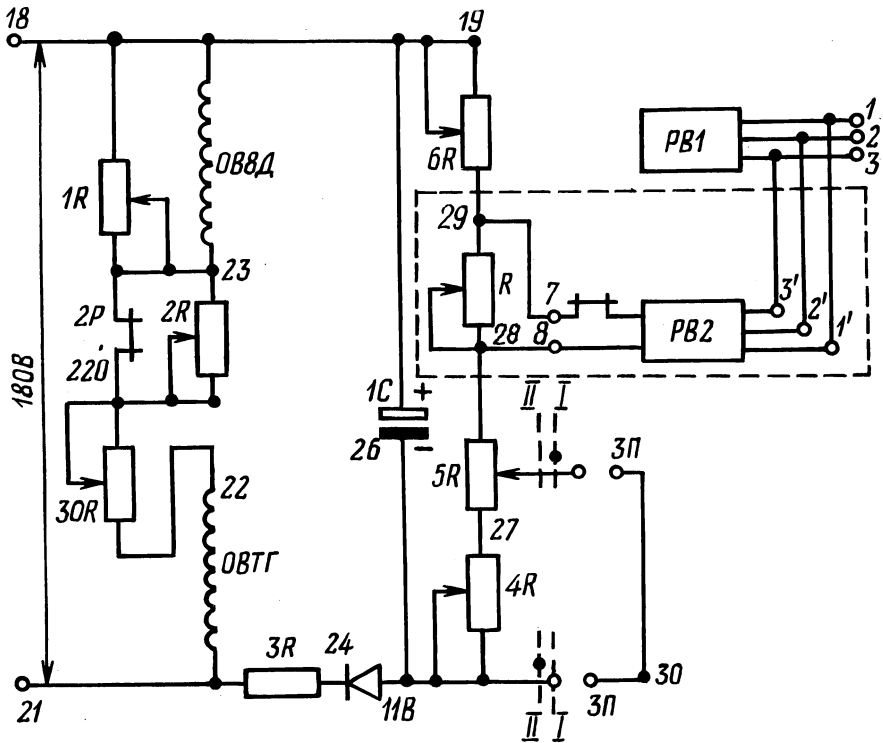


Рис. 2. Схема автоматического изменения скорости вращения детали на этапе выхаживания.

противоположные по направлению. Для изменений частоты вращения в момент  $\tau_{вр} + \tau_{шд}$  (см. рис. 1) по команде от реле времени РВ2 в цепь обмотки возбуждения ОВ8Д электродвигателя 8Д привода подключается дополнительное сопротивление R и подается задающее напряжение. Частота вращения увеличивается. В момент завершения этапа выхаживания ( $\tau_{вр} + \tau_{шд} + \tau_{вых}$ ), продолжительность которого задается по реле време-

ни РВ1, сопротивление R отключается, и частота вращения ведущего круга снижается до заданной наладочной величины.

При использовании для управления процессом обработки высоты расположения изделия в зоне резания [2] весьма эффективна структура цикла с ускоренным выхаживанием. Продолжительность выхаживания  $\tau_{\text{вых}}$  (см. рис. 1) при врезном шлифовании определяется соотношением величин упругих деформаций системы СПИД в начале и конце этого этапа. В связи с этим в предлагаемой схеме предусмотрено искусственное скачкообразное снижение величины упругих деформаций в момент времени  $\tau_{\text{вр}} + \tau'_{\text{шл}}$  за счет перемещения опорного ножа суппорта с деталью в вертикальной плоскости.

Как видно из рис. 1 (кривая 3), такой характер изменения съема припуска обеспечивает возможность сокращения до 25% общей продолжительности цикла  $T_{\text{ц}}$ . Кроме того, при этой схеме шлифования отпадает необходимость осуществления малых перемещений рабочих органов оборудования, так как передаточное отношение между изменением величины упругих деформаций системы СПИД и приращением высоты расположения изделия в вертикальной плоскости, исходя из геометрических соотношений зоны резания, для реальных случаев обработки находится [2] в диапазоне от 5 до 50. Таким образом, при управлении процессом шлифования исключается влияние нестабильности и неравномерности малых перемещений исполнительных органов оборудования. В результате достигается повышение до 1,5 раза точности размеров и формы обрабатываемых деталей.

Для реализации предложенной схемы цикла Институтом проблем надежности и долговечности машин АН БССР совместно с Витебским станкозаводом им. С.М.Кирова разработана конструкция регулируемого суппорта, в котором предусмотрено автоматическое изменение высоты расположения ножа в вертикальной плоскости.

Циклы бесцентрового врезного шлифования с программами управления процессом на отдельных этапах по времени обеспечивают высокую однородность качества изделий лишь при достаточной стабильности технологических факторов. Вариации припуска, режущей способности инструмента и других параметров системы СПИД снижают эффективность использования традиционных структур и систем управления рабочим циклом шлифования. Существенное повышение точности и производительности обработки в этом случае может быть достигнуто с помощью разработанной системы управления, приведенной на рис. 3.

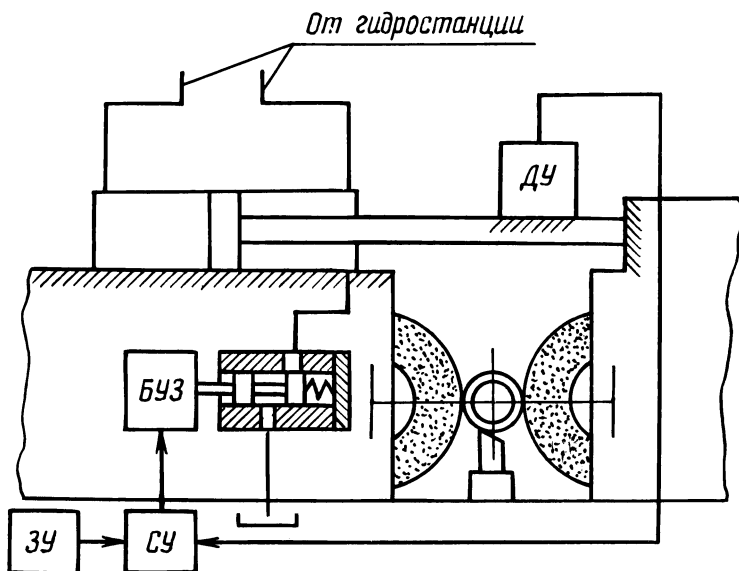


Рис. 3. Система автоматического управления упругими деформациями при бесцентровом шлифовании.

Для осуществления закономерного управления процессом на отдельных этапах рабочего цикла между бабками шлифовального и ведущего кругов предусмотрена упругая связь, выполненная в виде гидроцилиндра со следящим золотником. Датчик усилия (ДУ), установленный на штоке гидроцилиндра, соединен со сравнительным (СУ) и задающим (ЗУ) устройствами. В ЗУ вводится программа изменения скорости съема припуска на весь рабочий цикл обработки.

При шлифовании, в соответствии с заданным законом, ЗУ подает на блок СУ соответствующий сигнал, обуславливающий требуемый характер изменения упругих деформаций системы СПИД в радиальной плоскости. Одновременно от датчика ДУ поступает сигнал на блок СУ, в котором сигналы сравниваются. Величины рассогласования в виде электрических импульсов периодически поступают в блок управления следящим золотником (БУЗ) и преобразовываются в линейные перемещения его рабочего органа. В результате давление в штоковой полости гидроцилиндра изменяется, и происходит автоматическая коррекция упругих деформаций на требуемую величину.

Реализация данной системы на бесцентровошлифовальных станках в результате демпфирования колебаний упругих дефор-

маций системы СПИД, вызванных нестабильностью технологических факторов, обеспечивает высокую однородность качества шлифуемых деталей. Кроме того, за счет возможности плавного снижения интенсивности съема металла можно исключить из структуры этап выхаживания и сократить продолжительность рабочего цикла обработки.

Итак, предложенные оригинальные схемы бесцентрового врезного шлифования, а также конструктивные решения устройств управления по сравнению с традиционными структурами обеспечивают повышение до 1,5 раза точности деталей и сокращение на 20-25% продолжительности цикла обработки.

### Л и т е р а т у р а

1. Повышение точности обработки при бесцентровом врезном шлифовании путем управления процессом выхаживания / Г.В.Тилигузов, О.В.Жилинский, Е.С.Яцура и др. - В сб.: Машиностроение. Мн., 1979, вып. 3. 2. Исследование эффективности применения регулируемого суппорта при бесцентровом шлифовании / Г.В.Тилигузов, Е.С.Яцура, В.М.Шевченко и др. - В сб.: Машиностроение. Мн., 1980, вып. 5. 3. А. с. 698750 (СССР). Способ бесцентрового врезного шлифования / О.В.Жилинский, Г.В.Тилигузов, Ю.Ф.Володько и др. - Оpubл. в Б.И., 1979, № 43.

УДК 621.831

М.М.Кане, канд. техн. наук (БПИ)

### ИЗМЕНЕНИЕ РАЗМЕРОВ ОТВЕРСТИЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ПРОЦЕССЕ ИХ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

В настоящее время примерно 50% общей номенклатуры цилиндрических зубчатых колес, изготавливаемых в нашей стране, подвергается различным видам термообработки. В автотракторостроении доля указанных колес составляет более 80%, при этом многие из них подвергаются химико-термической обработке (ХТО)и, в частности, нитроцементации, которая в последнее время находит все более широкое применение. Шлицевые отверстия зубчатых колес автотракторных трансмиссий после ХТО, как правило, не подвергаются обработке со снятием припуска. В результате конечная точность этих отверстий в значительной степени определяется ее исходным значением и изменением в процессе ХТО.

В этих условиях одним из эффективных и доступных путей повышения точности отверстий окончательно изготовленных зубчатых колес может являться оптимизация исходных значений точности отверстий до ХТО. Реализация этого пути возможна лишь в случае, если процесс изменения точности шлицевых отверстий зубчатых колес при ХТО поддается математическому моделированию.

Для выяснения этого, а также некоторых других вопросов нами выполнено исследование изменения наружного диаметра шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес различных конструкций, характерных для автотракторных трансмиссий, в процессе их нитроцементации. 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. Нитроцементация осуществлялась в безмуфельных агрегатах с последующей закалкой в масле без дополнительного нагрева.

До и после ХТО производились измерения наружного диаметра шлицевого отверстия зубчатых колес в двух взаимно перпендикулярных плоскостях и в двух или трех сечениях вдоль оси отверстия в зависимости от его длины. При этом соблюдался ряд условий, обеспечивающих возможность сопоставления полученных результатов.

Процессы изменения размеров деталей и, в частности, шлицевых отверстий зубчатых колес при их ХТО носят ярко выраженный случайный характер. Поэтому при изучении этого процесса мы использовали аппарат корреляционно-регрессионного анализа по методике, предложенной нами ранее для изучения изменения параметров точности зубчатых колес при шевинговании [1].

На первом этапе исследования было установлено, что эмпирические распределения размеров шлицевых отверстий зубчатых колес до и после ХТО с вероятностями  $p(\lambda) = 0,4...1,0$  не противоречат нормальному распределению ( $\lambda$ -критерий Колмогорова). Таким образом было подтверждено соблюдение важной предпосылки для успешного применения корреляционно-регрессионного анализа в данных условиях.

Затем были построены эмпирические линии регрессии в координатах  $y - x$ , где  $y$  - значения размеров шлицевых отвер-

стей зубчатых колес после ХТО,  $x$  – то же до 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 ХТО;  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$ ,  $e$  – постоянные коэффициенты.

Для выбора формы связи, оценки ее тесноты и достоверности, а также установления некоторых закономерностей изучаемого процесса на ЭВМ для каждой партии деталей были рассчитаны коэффициенты уравнений (1) и (2) и ряд других параметров.

Основные результаты выполненных расчетов приведены в табл. 1.

Было установлено, что уравнение (2) с несколько большей точностью описывает изучаемый процесс, однако улучшение характеристик адекватности модели ( $F$  – критерия Фишера, средней относительной ошибки уравнения связи  $\epsilon_{\text{ср}}$ , остаточной суммы квадратов  $S$ ) для него по сравнению с уравнением (1) составляет не более 4–6% при одновременном значительном усложнении расчетов.

Поэтому для описания механизма технологической наследственности в рассматриваемом процессе может быть принято уравнение (1), обеспечивающее достаточно высокую точность ( $\epsilon_{\text{ср}} = 0,3...8,3\%$ ) их моделирования.

Таблица 1

$(\bar{x} - \bar{y})_{\min} -$ $(\bar{x} - \bar{y})_{\max}$ МКМ	$\sigma_{x_{\min}} -$ $-\sigma_{x_{\max}}$ МКМ	$\sigma_{y_{\min}} -$ $-\sigma_{y_{\max}}$ МКМ	$b_{\min} -$ $-b_{\max}$	$\eta_{\text{э}_{\min}} -$ $-\eta_{\text{э}_{\max}}$	$\eta_{\text{т}_{\min}} -$ $-\eta_{\text{т}_{\max}}$
9...29	1...11	13...28	0,37... ...0,78	0,37... ...0,81	0,31... ...0,75

Примечания. 1. Значения  $\min$  и  $\max$  рассчитаны для приведены для зависимостей, описываемых уравнением (1).



Выполненная с помощью критерия  $\xi$ , Романовского оценка существенности различия между эмпирическим корреляционным отношением  $\eta_{\Sigma}$  и теоретическим корреляционным отношением  $\eta_T$ , рассчитанным для зависимости (2), а также между  $\eta_T$  и коэффициентом корреляции  $r_{xy}$  показала несущественность в различии между указанными характеристиками для всех партий зубчатых колес. Это также является доказательством того, что рассматриваемые зависимости имеют линейный характер.

Как видно из табл. 1, между значениями размеров шлицевых отверстий зубчатых колес до и после ХТО имеется значимая с вероятностью  $p \geq 0,990$  (величины  $t$  – критерия Стьюдента для всех партий колес  $t \geq 2,6$ ), но не очень тесная линейная корреляционная зависимость ( $r_{xy} = 0,28...0,70$ ).

Анализ значений  $A$  и  $B$  (величина  $A$  характеризует часть дисперсии результирующего параметра, образовавшуюся на данной операции, а величина  $B$  – унаследованную с предыдущей операции) показывает, что большая часть погрешности шлицевых отверстий зубчатых колес в рассмотренных условиях образуется на операции ХТО ( $A = 61,9...93,8\%$ ) и меньшая, хотя в некоторых случаях и существенная часть погрешности отверстий, наследуется с предыдущей операции ( $B = 6,2...38,1\%$ ).

Выполненное исследование позволяет сделать следующие основные выводы:

1. Показана возможность математического моделирования, а следовательно, и целенаправленного управления процессом изменения размеров шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес различных конструкций, используемых в автотракторных трансмиссиях, при их ХТО.

2. Процесс ХТО в рассмотренных условиях вызывает усадку наружного диаметра шлицевых отверстий зубчатых колес в пределах  $9...29$  мкм.

$r_{xy_{\min}}$ – – $r_{xy_{\max}}$	$\epsilon_{cp_{\min}}$ – – $\epsilon_{cp_{\max}}$ , %	$F_{\min}$ – – $F_{\max}$	$A_{\min}$ – – $A_{\max}$ , %	$B_{\min}$ – – $B_{\max}$ , %
0,28...0,70	0,3...8,3	0,65...1,41	69,9...93,8	6,2...38,1

исследованных партий зубчатых колес. 2. Величины  $\epsilon_{cp}$ ,  $F$ ,  $b$

3. Оптимизация исходной точности отверстий зубчатых колес до ХТО в рассмотренных условиях может способствовать существенному повышению их конечной точности, но в меньшей степени, чем совершенствование самого процесса ХТО.

#### Л и т е р а т у р а

1. Влияние шевингования на изменение некоторых показателей точности зубчатых колес / М.М.Кане, А.Ф.Горбачевич, М.А.Школьник, Ю.Б.Якубович. – В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Мн., 1972, вып. 4.

УДК 621.9.06

П.С.Чистосердов, канд. техн. наук (ММИ),  
В.Г.Беляй, инженер (БПИ)

#### КИНЕМАТИКА ТОЧЕК, ЛЕЖАЩИХ НА ПОВЕРХНОСТИ ДЕФОРМИРУЮЩЕГО ШАРА, ПРИ ОБРАБОТКЕ ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ КОМБИНИРОВАННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

При совмещенной обработке резанием и ППД плоских поверхностей на фрезерных станках комбинированному инструменту (КИ) сообщается вращательное движение, а детали – движение подачи (рис. 1).

Свяжем неподвижную систему координат  $XUW$  с поверхностью детали и рассмотрим траекторию движения деформирующего шара в проекции на плоскость  $XOU$  за время одного оборота. Эту траекторию можно разбить на два участка. На первом участке АВ с периодом  $t_1$  (начало в точке А) деформирующий шар совершает свободное движение, т. е. движется вместе с корпусом инструмента, оставаясь неподвижным относительно собственных координатных осей. Второй участок ВС является рабочим, характеризующимся периодом  $t_2$ , в течение которого осуществляется непрерывный контакт деформирующего элемента с деталью.

Введем следующие системы координат:  $X_1Y_1Z_1$  – система координат, связанная с корпусом инструмента;  $X_2Y_2Z_2$  – подвижная система координат, связанная с деформирующим шаром, при этом она всегда направлена по касательной к траектории движения точки  $O_2$ .

На первом участке точки, лежащие на поверхности деформирующего шара, совершают вращательное движение вокруг оси

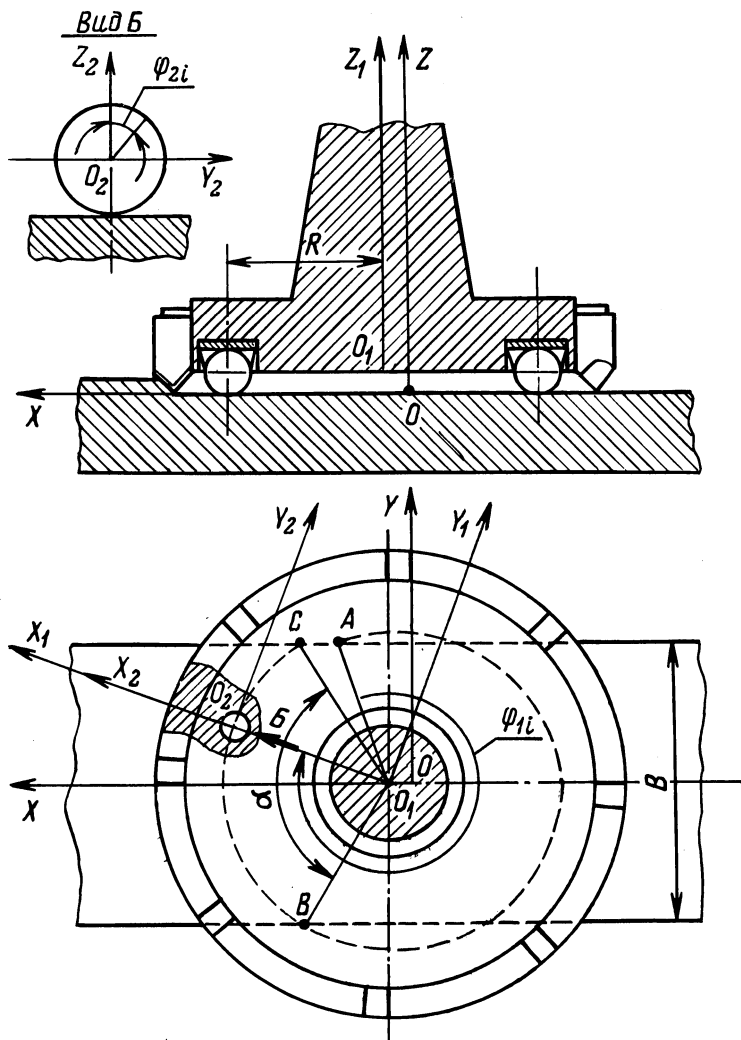


Рис. 1. Схема к определению траектории деформирующего элемента КИ.

$Z_1$  системы координат  $X_1 Y_1 Z_1$  и движутся поступательно вместе с ней вдоль оси  $X_1$ . На рабочем участке к этим двум движениям добавляется вращательное движение шара вокруг оси  $X_2$  системы координат  $X_2 Y_2 Z_2$ .

Уравнения движения точек, лежащих на поверхности шара в проекциях на оси координат  $X, Y, Z$  на первом и втором участках, выражаются системами:

$$\left\{ \begin{array}{l} X = R \sin \varphi_{1i} + s_{\text{мин}} t_{1i}; \\ Y = R \sin \varphi_{1i}; \end{array} \right. \quad (1) \quad \left\{ \begin{array}{l} X = R \sin \varphi_1 + s_{\text{мин}} (t_1 + t_{2i}); \\ Y = R \cos \varphi_1 + R_i \sin \varphi_{2i}; \\ Z = R_i \cos \varphi_{2i}, \end{array} \right. \quad (2)$$

где  $R$  – радиус, на котором расположены центры деформирующихся шаров в корпусе инструмента;  $s_{\text{мин}}$  – минутная подача детали (система координат  $X_1 O_1 Y_1 Z_1$ );  $R_i$  – радиус вращения точки, уравнения движения которой определяются относительно оси  $X_2$  системы координат  $X_2 O_2 Y_2 Z_2$ ;  $\varphi_{1i}$  – текущее значение угла поворота точки относительно системы координат  $X_1 Y_1 Z_1$ ;  $\varphi_{2i}$  – текущее значение угла поворота точки относительно системы координат  $X_2 O_2 Y_2 Z_2$ ;  $t_{1i}$  и  $t_{2i}$  – текущие значения времени при движении соответственно на первом и втором участках.

Угол  $\varphi_{1i}$  в зависимости от заданной угловой скорости  $\omega$  вращения инструмента и времени движения для первого и второго участка определится по формулам

$$\varphi_{1i} = \omega t_{1i}; \quad (3) \quad \varphi_{1i} = \omega (t_1 + t_{2i}). \quad (4)$$

Линейная скорость точки  $O_2$  относительно системы координат  $X_1 Y_1 Z_1$  равна:

$$v_{O_2} = \omega R. \quad (5)$$

Используя выражение (5), найдем угловую скорость  $\omega_1$  вращения точек относительно оси  $X_2$  (система координат  $X_2 Y_2 Z_2$ ):

$$\omega_1 = \frac{\omega R}{R_{\text{ш}}}. \quad (6)$$

Обозначим в выражении (6)  $\frac{R}{R_{\text{ш}}} = q$ , тогда

$$\omega_1 = \omega q. \quad (7)$$

Учитывая проскальзывание деформирующего шара относительно поверхности детали, уравнение (7) запишется:

$$\omega_1 = Kq\omega \quad (8). \quad \text{Откуда } \varphi_{2i} = Kq\omega (t_1 + t_{2i}), \quad (9)$$

где  $K$  – коэффициент проскальзывания.

Подставим значения формул (7) и (4) в системы (1) и (2)

$$\left\{ \begin{array}{l} X = R \sin \omega t_{1i} + s_{\text{мин}} t_{1i}; \\ Y = R \cos \omega t_{1i}; \end{array} \right. \quad (10)$$

$$\begin{cases} X = R \sin \omega(t_1 + t_{2i}) + s_{\text{мин}}(t_1 + t_{2i}); \\ Y = R \cos \omega(t_1 + t_{2i}) + R_i \sin Kq\omega t_{2i}; \\ Z = R_i \cos Kq\omega t_{2i}. \end{cases} \quad (11)$$

Проекция скорости точки на оси координат  $X, Y, Z$  определим, продифференцировав уравнение (10) по  $t_{1i}$ :

$$V_{X_1} = \frac{dX}{dt_{1i}} = R\omega \cos \omega t_{1i} + s_{\text{мин}};$$

$$V_{Y_1} = \frac{dY}{dt_{1i}} = -R\omega \sin \omega t_{1i}.$$

Абсолютная скорость точки на первом участке

$$V_1 = \sqrt{V_{X_1}^2 + V_{Y_1}^2} = \sqrt{R^2\omega^2 + s_{\text{мин}}^2 + 2R\omega s_{\text{мин}} \cos \omega t_{1i}}.$$

Проекция скорости на втором участке:

$$V_{x_2} = \frac{dX}{dt_{2i}} = R\omega \cos \omega(t_1 + t_{2i}) + s_{\text{мин}};$$

$$V_{y_2} = \frac{dY}{dt_{2i}} = -R\omega \sin(t_1 + t_{2i}) + Kq\omega K_i \cos Kq\omega t_{2i}; \quad (12)$$

$$V_{z_2} = \frac{dZ}{dt_{2i}} = -Kq\omega R_i \sin Kq\omega t_{2i}.$$

Абсолютная скорость точки на втором участке

$$V_2 = \sqrt{V_{x_2}^2 + V_{y_2}^2 + V_{z_2}^2} = \sqrt{R^2\omega^2 + R_i^2 q^2 K^2 \omega^2 + s_{\text{мин}}^2 + 2R\omega s_{\text{мин}} \cos(t_1 + t_{2i}) - 2RR_i\omega^2 Kq \sin \omega(t_1 + t_{2i}) \cos Kq\omega t_{2i}}.$$

Продифференцировав уравнение (12) по  $t_{2i}$ , найдем проекция абсолютного ускорения на оси координат на рабочем участке:

$$a_{x_2} = \frac{dV_{x_2}}{dt_{2i}} = -R\omega^2 \sin \omega(t_1 + t_{2i});$$

$$a_{y_2} = \frac{dV_{y_2}}{dt_{2i}} = -R\omega^2 \cos(t_1 + t_{2i}) - K^2 q^2 \omega^2 R_i \sin Kq\omega t_{2i};$$

$$a_{z_2} = \frac{dV_{z_2}}{dt_{2i}} = -R_i K^2 q^2 \omega^2 \cos Kq\omega t_{2i}.$$

Абсолютное ускорение на втором участке

$$a_2 = \sqrt{a_{x_2}^2 + a_{y_2}^2 + a_{z_2}^2} = \sqrt{R^2 \omega^4 + R_i^2 K^4 q^4 \omega^4 + 2RR_i \omega^2 K^2 q^2 \sin Kq \omega t_{2i}}$$

При расчетах стойкости инструмента необходимо знать путь, проходимый шаром за время контакта с обрабатываемой поверхностью, т. е. за второй период:

$$s_p = \int_0^{t_2} V_2 dt_{2i} = \int_0^{t_2} R^2 \omega^2 + R_i^2 K^2 q^2 \omega^2 + s_{\text{мин}}^2 + 2R_{\text{ш}} s_{\text{мин}} \cos(t_1 + t_{2i}) - 2RR_i^2 Kq \sin(t_1 + t_{2i}) \cos Kq t_{2i} dt_{2i}$$

Длительность контакта шара с обрабатываемой поверхностью определится

$$t_2 = \frac{\alpha}{2\pi n}, \quad (13)$$

где  $\alpha$  – угол контакта с обрабатываемой поверхностью;  $n$  – скорость вращения инструмента.

При симметричной обработке и ширине обрабатываемой поверхности  $B$

$$\alpha = \arcsin \frac{B}{2R}. \quad (14)$$

Подставим в выражение (13) формулу (14)

$$t_2 = \frac{\arcsin \frac{B}{2R}}{2\pi n}$$

Время движения шара на первом участке

$$t_1 = T - t_2 = \frac{1}{2\pi n} - \frac{\arcsin \frac{B}{2R}}{2\pi n} = \frac{1}{2\pi n} \left( 1 - \arcsin \frac{B}{2R} \right),$$

где  $T$  – время одного оборота инструмента.

При обработке плоских поверхностей на фрезерных станках КИ с освобожденным сепаратором форма движения и характер изменения абсолютных скоростей и ускорений точек, лежащих

на поверхности деформирующего шара, аналогичные. Разница только в их численных значениях, так как точка  $O_2$  будет иметь скорость в два раза меньшую.

Полученные теоретические уравнения движения, скоростей и ускорений точек, лежащих на поверхности шара на участке его контакта с поверхностью обрабатываемой детали, показывают, что они являются функцией геометрических и технологических параметров процесса совмещенной обработки плоскостей КИ и могут быть использованы для расчета значений этих параметров в любой произвольный момент времени.

## Раздел 2. ИССЛЕДОВАНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ПРОЦЕССА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ И КОНСТРУКЦИЙ ИНСТРУМЕНТОВ

УДК 621.01

П.И.Ящерицын, докт. техн. наук (БПИ),  
Ю.А.Новоселов, канд. техн. наук (ГПИ),  
Н.Н.Попок, инженер (НПИ)

### О СЕЧЕНИИ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ ПРИ РОТАЦИОННОМ РЕЗАНИИ

При анализе сложных процессов резания, например ротационного точения, важно правильно использовать единые понятия геометрии срезанного слоя.

В данной работе в качестве базовых использовались понятия срезанного слоя и его элементов, определяемые разрабатываемым стандартом [1] на термины и определения процесса обработки резанием, исключая различия в современных трактовках [2–5] этого вопроса. Согласно проекту ГОСТ сечение срезанного слоя рассматривается как фигура, образуемая при рассечении срезанного слоя основной плоскостью, толщина срезанного слоя – как линейный размер сечения срезанного слоя в рассматриваемой точке режущей кромки в направлении нормали к поверхности резания, а ширина срезанного слоя – как соответственно линейный размер наибольшей стороны сечения среза.

Определение параметров срезанного слоя в трактовке основных положений проекта ГОСТ произведено с учетом кинематической системы координат для случая ротационного точения, когда передней поверхностью является торец чашки резца, а ось резца наклонена в сторону шпинделя станка.

На рис. 1 изображена заготовка и ротационный резец в виде конической чашки с необходимыми построениями и проекциями, обеспечивающими получение истинного сечения срезанного слоя в выбранной точке режущей кромки в кинематической системе координат.

Цель в данном случае достигается тем, что на проекциях заготовки строятся проекции траекторий движения резания рассматриваемой точки режущей кромки (винтовые и спиральные линии); осуществляется условное смещение чашки по результи-



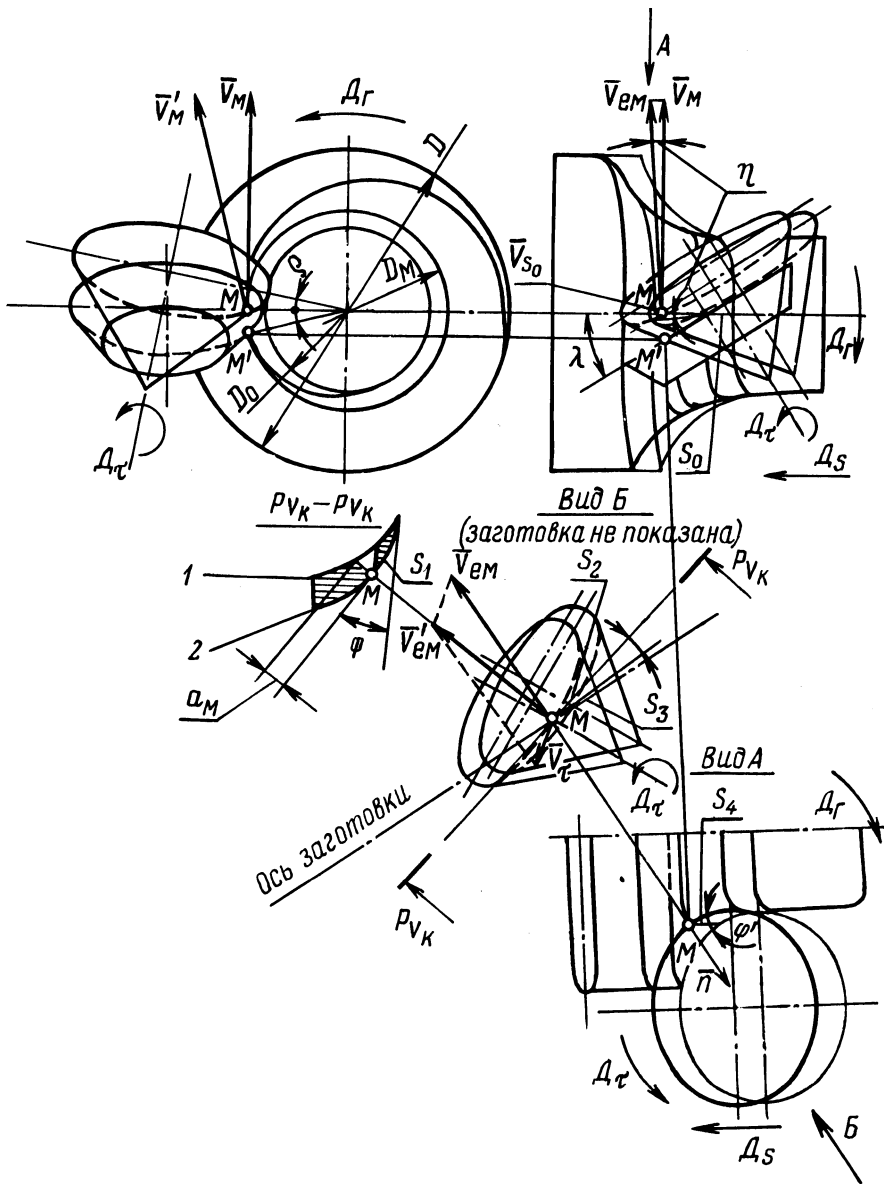


Рис. 1. Определение сечения срезаемого слоя: 1 – линия пересечения основной плоскости с текущей поверхностью резания; 2 – линия пересечения основной плоскости с предыдущей поверхностью резания.

рующей траектории главного движения и движения подачи до вывода рассматриваемой точки на линию центров; выполняется построение вспомогательного вида А в направлении вектора скорости резания (без учета вращения резца); строится вид Б по направлению нормали к поверхности резания, на котором проводится след кинематической основной плоскости перпендикулярно вектору скорости резания  $v'_e$  с учетом вращения резца и, наконец, в основной плоскости строится сечение срезаемого слоя.

Во всех проекциях на рис. 1 изображены два положения режущей чашки, соответствующие двум смежным оборотам главного движения, которые отстоят друг от друга в направлении движения подачи на величину  $s_0$ . Эти два положения режущей кромки формируют два витка поверхности резания, между которыми и определяется сечение срезаемого слоя.

В рассматриваемой точке М полученного сечения срезаемого слоя можно провести нормаль  $\bar{n}$  к поверхности резания. Расстояние в направлении этой нормали от рассматриваемой точки до предыдущего витка поверхности резания есть толщина срезаемого слоя  $a_M$ . Отрезок  $s_1$ , проведенный из точки М, есть проекция на основную плоскость подачи  $s_0$ . Криволинейный треугольник, образованный этими отрезками в сечении срезаемого слоя, можно использовать для вывода толщины срезаемого слоя  $a_M$ , приняв его с известными допущениями за прямоугольный треугольник, т. е.

$$a_M = s_1 \cdot \sin \varphi, \quad (1)$$

где  $\varphi$  — кинематический угол в плане.

Если выделить на каждой из проекций, приведенных на рис. 1, аналогичные прямоугольные треугольники, образованные различными проекциями на соответствующую плоскость подачи  $s_0$  с учетом углов между этими проекциями  $\eta'$ ,  $\varphi'$ ,  $\eta$  (рис. 2), то можно записать следующие зависимости между этими проекциями:

$$\begin{aligned} s_1 &= \frac{s_2}{\cos \varphi}; \\ s_2 &= s_3 \cdot \cos \eta'; \\ s_3 &= s_4 \cdot \cos \varphi'; \\ s_4 &= s_0 \cdot \cos \eta. \end{aligned}$$

В результате последовательных подстановок приведенных формул в формулу (1) окончательно получим

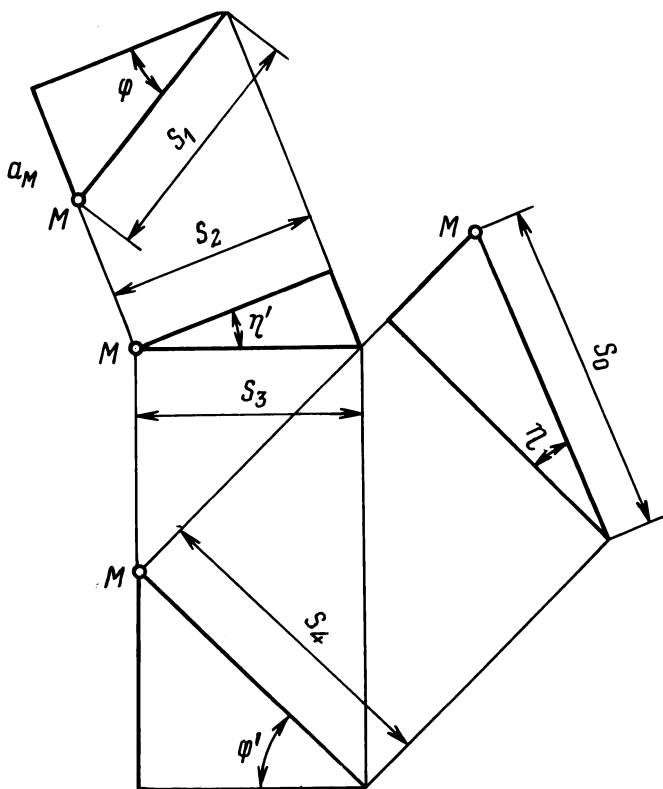


Рис. 2. Схема к расчету толщины срезаемого слоя.

$$a_M = s_0 \cdot \operatorname{tg} \varphi' \cdot \cos \varphi' \cdot \cos \eta' \cdot \cos \eta, \quad (2)$$

где  $\varphi'$  – угол в плане в основной плоскости без учета вращения резца;  $\eta'$  – угол между векторами скорости резания и скорости резания без учета вращения резца;  $\eta$  – угол между векторами скорости резания без учета вращения резца и скоростью главного движения.

Чтобы проверить правильность полученной формулы (2), предположим, что значения величин подачи и скорости вращения инструмента малы по сравнению со скоростью главного движения, тогда вектор скорости резания совпадет по направлению с вектором скорости главного движения, т. е. углы  $\eta$  и  $\eta'$  будут равны нулю. В этом случае угол  $\varphi = \varphi' = \varphi_0$ , и тогда формулу (2) можно записать в следующем виде:

$$a_m = s_o \cdot \sin \varphi_o, \quad (3)$$

где  $\varphi_o$  - угол в плане в осевой плоскости заготовки.

Таким образом, рассмотренный частный случай привел формулу (2) к известному виду, что свидетельствует о правильности полученной формулы. Эта формула позволяет найти значения толщины срезаемого слоя как единого понятия в различных процессах резания при известных значениях входящих в нее параметров.

### Л и т е р а т у р а

1. ЕСТПП. Обработка резанием и ее характеристики. Термины и определения. Проект государственного стандарта Союза ССР, 1979.
2. Петрухин С.С. Основы проектирования режущей части металлорежущих инструментов. - М., 1960.
3. В.Ф.Бобров, Д.Е.Иерусалимский. Резание металлов самовращающимися резцами. - М., 1972.
4. Н.А.Шевченко. Геометрические параметры режущей кромки инструмента и сечения среза. - М., 1957.
5. Е.Г.Коновалов, Л.А.Гик. Элементы сечения среза при ротационном резании. - Докл. АН БССР, 1972, 16, № 7.

УДК 658.512:621.753.5

Ю.Л.Вашенко, инженер (ИТК АН БССР),  
Н.И.Жигалко, канд. техн. наук (БПИ)

### МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ КОНСТРУКЦИЙ И ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Разработка автоматизированных систем, предусматривающих решение смежных инженерных задач в комплексе (например, проектирование специальных инструментов и технологических процессов их изготовления с нормативными материалами для технико-экономического планирования инструментального производства), способствует созданию на предприятиях единых автоматизированных систем проектирования и управления. При этом улучшаются временные и качественные показатели систем автоматизированного проектирования, так как эти показатели на-

ходятся в прямой связи с непрерывностью всего процесса конструкторской и технологической подготовки производства.

Учитывая, что возможность внесения изменений и дополнений в алгоритмы и программы является одним из решающих условий, обеспечивающих успешное внедрение автоматизированного проектирования на предприятиях с разными организационно-техническими условиями и типами производства, следует стремиться к повышению адаптивных свойств программных комплексов.

Из вышеизложенного следует, что при автоматизации инженерного проектирования разработчики прикладного программного обеспечения должны преследовать две цели: первая – достижение максимальной комплексности автоматизированного процесса проектирования; вторая – создание легко адаптирующихся систем проектирования в условиях постоянной динамики производства [1, 4, 8, 9 и др.].

Как показывает практика, при автоматизации проектирования конструкций и процессов изготовления режущих инструментов лучшим вариантом достижения двух указанных целей является максимальное использование систематической эвристики, т. е. системного подхода и эвристического программирования.

Принцип построения программы, например, проектирования конструкций, в которой использована систематическая эвристика, заключается в расчленении вычислительного процесса на подзадачи с целью их решения на основе типовых и частных математических моделей, отображающих конструктивную и функциональную специфику отдельных видов и типов инструментов [4]. При этом схема решения задачи в целом устанавливается с помощью эвристической программы, которая представляет ряд последовательных указаний, вводимых разработчиком, благодаря которым реализуется рациональный путь получения необходимой и достаточной информации и эффективной ее переработки. Следовательно, качество проектирования и адаптивные свойства разрабатываемых систем в определенной степени зависят от следующих субъективных факторов: неодинаковая квалификация разработчиков; их индивидуальность в умении применять математический аппарат с целью определения оптимальных решений; разные индивидуальные способности анализа, обобщения и систематизации правил проектирования при разработке инвариантного программного базиса и т. д.

С точки зрения проектирования конструкций инструменты являются хорошо формализованными объектами проектирования.

Проектирование осуществляется по строго аналитическим методам точного профилирования рабочих частей инструментов и методов оптимизации их конструкций [3]. В данных условиях отрицательное влияние субъективных факторов на процесс проектирования сводится до минимума, что подтверждается достаточно высокой универсальностью применения на разных предприятиях одних и тех же программ проектирования рабочих частей инструментов.

Проектирование технологических процессов изготовления режущих инструментов, как и деталей машиностроения, осуществляется на базе общих рекомендаций, апеллирующих в ряде случаев к опыту технолога. Опыт технолога, его индивидуальные творческие возможности и эрудиция в области технологической науки, а также сложившиеся технологические традиции на предприятии представляют субъективные факторы наличия в производстве вариантов технологических процессов. Актуальность решения проблемы адаптации автоматизированных систем проектирования технологических процессов усиливается за счет наличия как субъективных факторов, так и объективных факторов существования данной проблемы, а именно:

- а) наличие индивидуальных особенностей каждого производства (организационно-технические условия и тип производства);
- б) многообразии взаимных расположений поверхностей, образующих изделия;
- в) достижение одних и тех же технических требований обработки поверхностей деталей с помощью разных сочетаний методов обработки, а также разной последовательности обработки поверхностей;
- г) влияние научно-технического прогресса.

Наличие объективных и субъективных факторов проблемы адаптации приводит к тому, что, несмотря на сравнительно высокую унификацию конструкций режущих инструментов, почти на каждом предприятии действует свой вариант обработки одних и тех же инструментов, отличающийся от двух вариантов оборудования, технологической оснасткой, структурами маршрута обработки и отдельных операций [5].

Учитывая, что сравнительно высокая унификация конструкций режущих инструментов позволяет осуществлять автоматизированное проектирование на основе типовых технологических процессов, разработчики прикладного программного обеспечения, кроме достижения целей максимальной комплексности и повышения адаптивных свойств, должны преследовать дополнитель-

ную цель – определение и накопление в разрабатываемых системах на этапе их адаптации экономически целесообразных вариантов заводских типовых технологических процессов. Технико-экономическая оценка вариантов способствует устранению отрицательного влияния субъективного фактора на качество автоматизированного проектирования по типовым процессам.

Следовательно, для выполнения поставленных целей разработку систем проектирования технологии изготовления режущих инструментов следует вести на основе комплексных типовых технологических процессов и автоматизации их разработки с учетом возможности технико-экономического анализа вариантов исходных процессов.

Применение комплексных типовых технологических процессов позволяет компактно сконцентрировать в одном процессе изготовление группы инструментов разных типов и их типоразмеров, т. е. охватить все технологические процессы, в которых наблюдается общность элементов процессов (операций, переходов), и для большинства элементов – общность их последовательности (маршрутов обработки).

Разработка комплексных процессов обязательно предусматривает анализ исходных технологических процессов. В результате анализа определяются типовые и оригинальные переходы и операции с их признаками применения. Если исходными являются технологические процессы, действующие на предприятии, на которое переносится автоматизированная система, то анализ позволяет выявить особенности конкретного производства, неучтенные в ранее разработанном алгоритме. Таким образом, совместно с разработкой комплексных процессов осуществляется адаптация системы, а также выявляются отличительные особенности, определяющие разницу в затратах сравниваемых по себестоимости вариантов. Определение отличительных особенностей вариантов позволяет выполнять их экономический анализ по существующему в технологии машиностроения методу сравнения технологической себестоимости вариантов [7]. На основании результатов экономического анализа выполняется, при необходимости, замена вариантов с целью применения в системе прогрессивных технологических процессов.

Создание автоматизированных систем, позволяющих разрабатывать комплексные типовые технологические процессы и осуществлять при этом экономический анализ вариантов исходных технологических процессов, дает возможность повысить эффективность существующих систем [2, 6 и др.] не только за счет

снижения трудоемкости и сроков разработки и адаптации алгоритмов проектирования, но и благодаря возможности снижения себестоимости продукции и повышения производительности труда на предприятиях, на которые переносятся системы автоматизированного проектирования. Кроме этого появляется возможность применения систем как для проектирования технологических процессов, так и для разработки оперативных типовых технологических процессов, отражающих прогрессивное состояние технологии в настоящий момент [5]. Эта возможность весьма необходима, так как внедрением в производство систем автоматизированного проектирования занимаются отраслевые институты.

### Л и т е р а т у р а

1. Автоматизированные системы технологической подготовки производства в машиностроении / Под ред. чл.-кор. АН БССР Г.К.Горанского. - М., 1976. 2. Ганьшин А.И., Якубович Ю.Б. Автоматизация проектирования технологических процессов изготовления специальных инструментов в автоматизированной системе инструментальной подготовки производства. - В сб.: Автоматизация инструментальной подготовки производства с помощью ЭВМ. М., 1973. 3. Лашнев С.И., Юликов М.И. Расчет и конструирование металлорежущих инструментов с применением ЭВМ. - М., 1975. 4. Сеницын Б.И. Методологические аспекты автоматизации проектирования металлорежущих инструментов. - В сб.: Автоматизация проектирования средств технологического оснащения. Мн., 1979. 5. Сеницын Б.И., Вашенко Ю.Л. Автоматизированное проектирование технологии обработки режущих инструментов. - В сб.: Автоматизация технологического проектирования. Мн., 1980. 6. Соскин Л.Б., Цветков В.Д. Синтез типовых технологических процессов. - В сб.: Вычислительная техника в машиностроении. Мн., 1972. 7. Тиллес С.А. Экономика технологических процессов механической обработки. - М., 1964. 8. Цветков В.Д. Система автоматизации проектирования технологических процессов. - М., 1972. 9. Основы проектирования режущих инструментов с применением ЭВМ / П.И.Ящерицын, Б.И.Сеницын, Н.И.Жигалко, И.А.Басс. - Мн., 1979.



РАСЧЕТ ТОЛЩИНЫ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ  
ПРИ РОТАЦИОННОМ ТОЧЕНИИ

Ранее авторами была получена формула для определения толщины срезаемого слоя в случае ротационного точения, когда передней поверхностью является торец чашки резца, а ось резца наклонена в сторону шпинделя станка:

$$a_M = s_o \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \varphi' \cdot \cos \eta \cdot \cos \eta', \quad (1)$$

где  $s_o$  – подача на оборот;  $\varphi$  – кинематический угол в плане;  $\varphi'$  – угол в плане в основной плоскости без учета вращения резца;  $\eta'$  – угол между векторами скорости резания и скорости резания без учета вращения резца;  $\eta$  – угол между векторами скорости резания без учета вращения резца и скорости главного движения.

Данной теоретической зависимостью можно воспользоваться для любых случаев ротационного резания, если известны значения входящих в нее угловых параметров, определяемых по заданным условиям резания.

Для нахождения углов  $\eta$  и  $\eta'$  рассмотрим технологическую систему координат XYZ с началом в произвольной точке M режущей кромки с векторами скоростей и их проекциями на координатные оси (рис. 1). Направления координатных осей выбраны следующими: ось OX проходит параллельно оси главного вращательного движения, ось OY – параллельно радиусу этого движения в вершине лезвия, ось OZ – параллельно вектору скорости главного вращательного движения в вершине лезвия. Задача нахождения углов сводится к решению прямоугольных и косоугольных векторных треугольников.

Угол между векторами скорости главного движения  $\vec{v}_M$  и скорости резания без учета вращения резца  $\vec{v}_{em}$  (на рис. 1 вектор  $\vec{v}_{em} = \vec{v}_M + \vec{v}_{S_o}$ , где  $\vec{v}_{S_o}$  – вектор скорости движения подачи) можно определить по выражению

$$\operatorname{tg} \eta = \frac{v_{S_o}}{v_M}; \quad \eta = \operatorname{arctg} \frac{v_{S_o}}{v_M}. \quad (2)$$

Значения скорости резания без учета вращения резца  $v_{em}$  и скорости резания  $v'_{em}$  найдутся по формулам

$$v_{em} = \sqrt{v_{S_0}^2 + v_M^2}; \quad (3)$$

$$v'_{em} = \sqrt{v_{\tau}^2 + v_{em}^2 - 2v_{\tau} v_{em} \cdot \cos \alpha}.$$

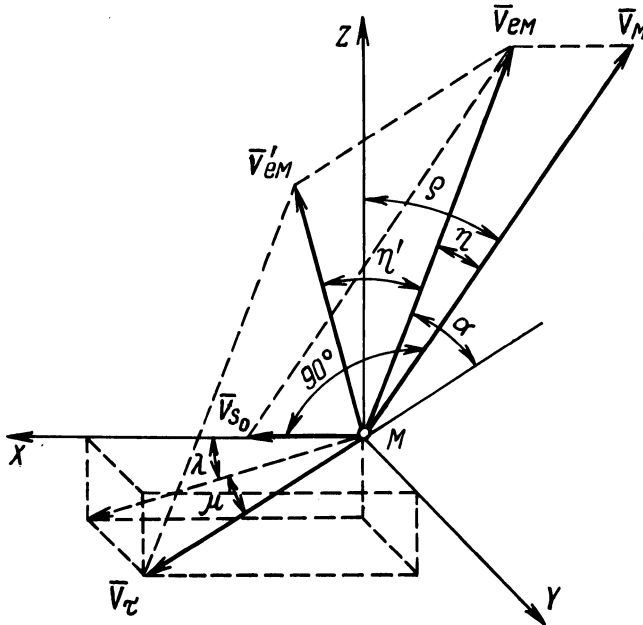


Рис. 1. Схема к расчету углов  $\eta$  и  $\eta'$ .

Угол между векторами скорости вращения резца  $\vec{v}_{\tau}$  и скорости резания без учета вращения резца  $\vec{v}_{em}$  определяется по формуле

$$\cos \alpha = \frac{X \cdot X_1 + Y \cdot Y_1 + Z \cdot Z_1}{\sqrt{X^2 + Y^2 + Z^2} \cdot \sqrt{X_1^2 + Y_1^2 + Z_1^2}},$$

где  $X, Y, Z$  и  $X_1, Y_1, Z_1$  — проекции векторов соответственно  $\vec{v}_{\tau}$  и  $\vec{v}_{em}$  на координатные оси

$$X = v_{\tau} \cdot \cos \mu \cdot \cos \lambda; \quad Y = v_{\tau} \cdot \sin \mu; \quad Z = -v_{\tau} \cdot \cos \mu \cdot \sin \lambda;$$

$$X_1 = v_{S_0}; \quad Y_1 = v_M \cdot \sin \rho; \quad Z_1 = v_M \cdot \cos \rho.$$

После подстановки этих выражений в предыдущую формулу можно получить

$$\cos \alpha = \frac{\delta \cdot \cos \mu \cdot \cos \lambda + \sin \mu \cdot \sin \rho - \cos \mu \cdot \sin \lambda \cdot \cos \rho}{\sqrt{1 + \delta^2}} \quad (4)$$

В данном выражении величина  $\delta$  есть соотношение скоростей движений подачи и главного движения в точке М, т. е.

$$\delta = \frac{v_{S_0}}{v_M}$$

Поскольку значение скорости  $v_M$  переменное, введем в последнее соотношение вектор скорости главного движения в вершине  $v_0$ :

$$\delta = \xi \frac{D_0}{D_M}$$

где  $\xi = \frac{v_{S_0}}{v_0}$ ;  $D_0$  - диаметр обработанной поверхности;  $D_M$  - диаметр заготовки, соответствующий точке М.

Угол  $\rho$  отклонения вектора скорости главного движения от оси  $OZ$  можно определить (рис. 2) по формулам:

$$\sin \rho = \frac{d}{D_M} \cdot \sin \mu \cdot \sin \lambda; \quad (5)$$

$$\cos \rho = \frac{D_0}{D_M} \left[ 1 + \frac{d}{D_0} (1 - \cos \mu) \right], \quad (6)$$

где  $d$  - диаметр резца.

Подставляя соотношения (5) и (6) в выражение (4), получим:

$$\cos \alpha = \frac{\xi \cos \mu \cos \lambda + \frac{d}{D_0} \sin^2 \mu \sin \lambda - \left[ 1 + \frac{d}{D_0} (1 - \cos \mu) \right] \cdot \cos \mu \sin \lambda}{\sqrt{\left( \frac{D_M}{D_0} \right)^2 + \xi^2}} \quad (7)$$

Подставляя (7) в (3), можно найти величину скорости резания  $v_{em}$ , а, зная величины скорости резания  $v'_{em}$ , скорости резания без учета вращения резца  $v_{em}$  и скорости вращения резца  $v_{\tau}$ , по теореме косинусов для ранее рассмотренного треугольника можно определить угол между векторами  $\bar{v}'_{em}$  и  $\bar{v}_{em}$ :

$$\cos \eta = \frac{v_{em}^2 - 2v_{\tau} v_{em} \cos \alpha + v_{em}^2}{2v_{em} \sqrt{v_{\tau}^2 + v_{em}^2 - 2v_{\tau} v_{em} \cos \alpha}}$$

После некоторых преобразований получим

$$\cos \alpha = \frac{\cos \eta - \frac{v_{\tau}}{v_M} \cdot \cos \alpha}{\sqrt{\left(\frac{v_{\tau}}{v_M}\right)^2 + \cos^2 \eta - 2\left(\frac{v_{\tau}}{v_M}\right) \cdot \cos \alpha \cdot \cos \eta}}$$

Скорости, входящие в эту формулу, можно выразить через числа оборотов вспомогательного  $n_B$  (вращение резца) и главного  $n_{\Gamma}$  (вращение заготовки) движений. Тогда выражение для угла  $\eta'$  запишется в виде:

$$\cos \eta' = \frac{\cos \eta - \frac{n_B}{n_{\Gamma}} \cdot \frac{d}{D_M} \cdot \cos \alpha}{\sqrt{\left(\frac{n_B}{n_{\Gamma}}\right)^2 \cdot \left(\frac{d}{D_M}\right)^2 + \cos^2 \eta - 2\frac{n_B}{n_{\Gamma}} \cdot \frac{d}{D_M} \cdot \cos \alpha \cdot \cos \eta}} \quad (8)$$

В полученных формулах (5–8) содержится переменный диаметр  $D_M$ , зависящий от положения рассматриваемой точки на режущей кромке относительно вершины. Это положение может

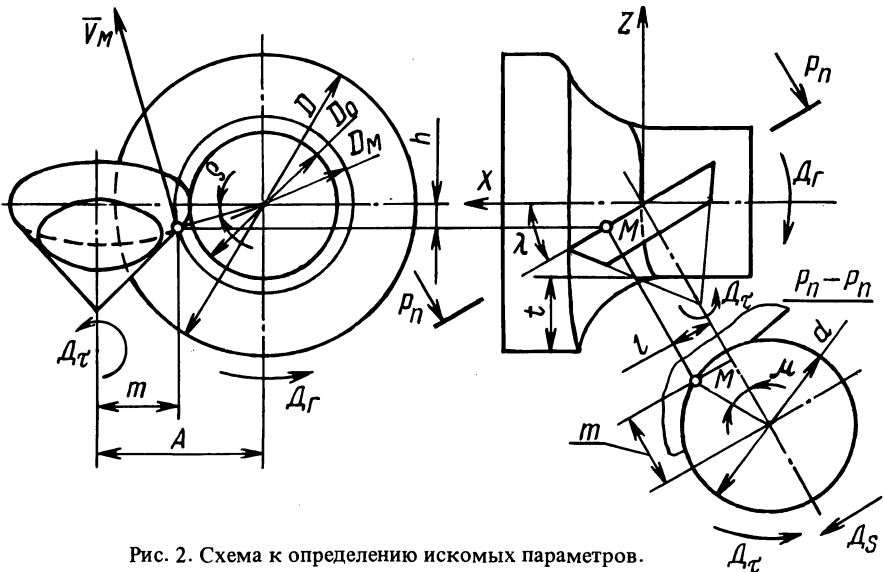


Рис. 2. Схема к определению искомых параметров.

быть задано угловым параметром  $\mu$ , являющимся при ротационном течении одновременно и параметром времени.

Выразим диаметр  $D_M$  через угол поворота  $\mu$ , для чего воспользуемся схемой на рис. 2 и запишем:

$$\frac{d^2}{4} \sin \mu \cdot \sin \lambda = \left( \frac{D_M}{2} \right)^2 - (A - m)^2; \quad (9)$$

$$D_M = d^2 \cdot \sin^2 \mu \cdot \sin^2 \lambda + [D_0 + d(1 - \cos \mu)^2].$$

Таким образом, полученные формулы позволяют найти численные значения углов  $\eta$  и  $\eta'$ . Располагая этими углами, а также численными значениями углов в плане  $\varphi$  и  $\varphi'$  в рассматриваемой точке режущей кромки  $M$ , можно рассчитать значение толщины срезаемого слоя  $a_M$  в данной точке режущей кромки ротационного резца. По конкретным численным значениям толщины срезаемого слоя в различных точках режущей кромки будут произведены исследования деформации срезаемого слоя, сил и температуры резания.

УДК 621.7.06

П.С.Чистосердов, канд. техн. наук (ММИ),  
О.В.Цумарев, инженер (ММИ)

### ОБ ОДНОЙ ИЗ ПРИЧИН ВОЗНИКНОВЕНИЯ НИЗКОЧАСТОТНЫХ КОЛЕБАНИЙ ИНСТРУМЕНТА ПРИ НАКАТЫВАНИИ ПОВЕРХНОСТИ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ШАРОМ

Одной из наиболее распространенных конструкций опор под деформирующий шар (цилиндрический ролик) при обкатке наружных, внутренних цилиндрических и плоских поверхностей является радиальный шарикоподшипник. Однако при работе таким инструментом имеет место волнистость обработанной поверхности, а на осциллограмме виброперемещений инструмента в направлении приложения усилия деформирования отчетливо различается гармоника с частотой, в несколько раз ниже основной частоты колебательного процесса (рис. 1).

Поскольку частота этих колебаний не зависит от собственной частоты инструмента, а зависит от скорости накатывания, было сделано предположение, что причиной их возникновения является переменная жесткость опорного шарикоподшипника при

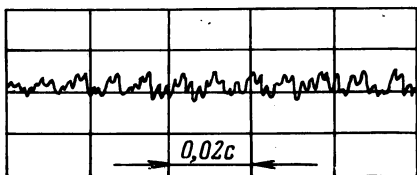


Рис. 1. Характерная осциллограмма виброперемещений оправки инструмента в направлении усилия деформирования.

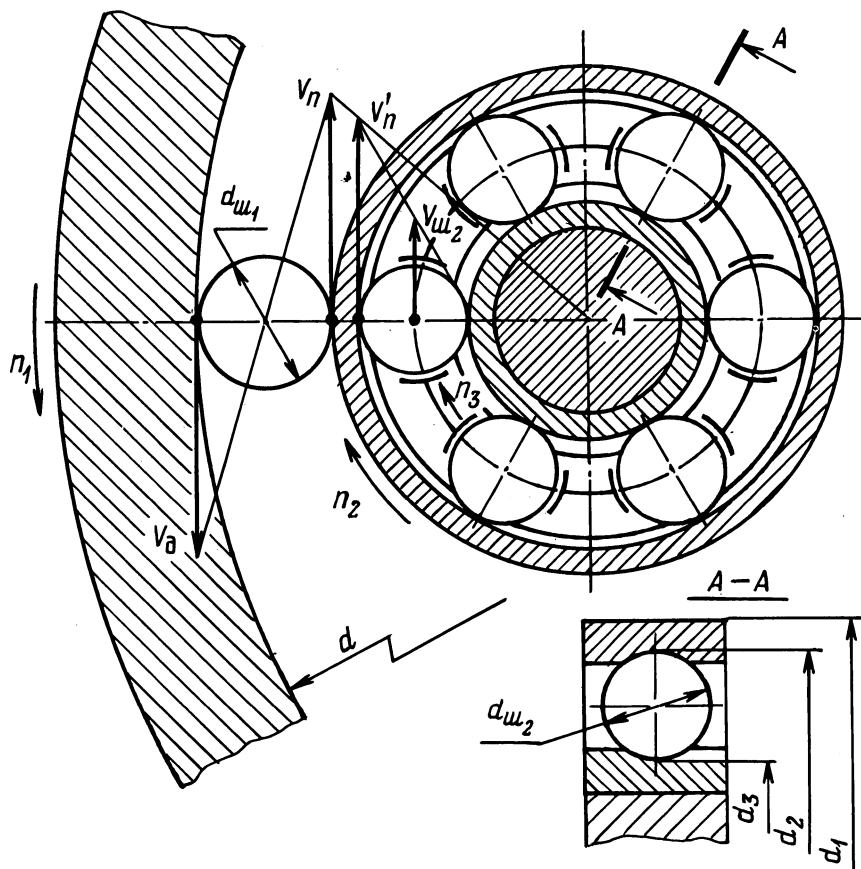


Рис. 2. Расчетная схема для определения частоты низкочастотных колебаний накатного инструмента.

качении по его наружному кольцу деформирующего элемента. Для проверки данного предположения рассмотрим кинематику раскатывания внутренней цилиндрической поверхности деформирующим шаром с опорой на шарикоподшипник (рис. 2).

Деталь с отверстием диаметром  $d$  вращается с угловой частотой  $n_1$  об/мин. Деформирующий шар диаметром  $d_{ш}$  имеет возможность вращательного движения вокруг своей оси и катится по поверхности обрабатываемой детали и наружному кольцу опорного шарикоподшипника, угловая частота вращения которого  $n_2$  об/мин. Шарикоподшипник характеризуется следующими параметрами:  $d_1$  - диаметр наружного кольца;  $d_2$  - диаметр дорожки качения наружного кольца;  $d_3$  - диаметр дорожки качения внутреннего кольца;  $d_{ш2}$  - диаметр шаров шарикоподшипника;  $k$  - количество шаров в шарикоподшипнике.

Без учета проскальзывания деформирующего шара можно принять, что линейные скорости обрабатываемой поверхности  $V_d$  и наружного кольца подшипника  $V_{п}$  равны и определяются по формуле:

$$V_d = V_{п} = \frac{\pi \cdot d \cdot n_1}{1000}. \quad (1)$$

Угловая частота вращения наружного кольца подшипника равна

$$n_2 = \frac{1000 \cdot V_{п}}{\pi d_1}. \quad (2)$$

Линейная скорость поверхности дорожки качения наружного кольца определится из треугольника скоростей:

$$V'_{п} = \frac{V_{п} \cdot d_2}{d_1}. \quad (3)$$

Линейная скорость центров шаров шарикоподшипника равна

$$V_{ш2} = \frac{V'_{п} \cdot d_{ш2}}{d_2 - d_3}. \quad (4)$$

Угловая частота вращения сепаратора с шарами с учетом зависимостей (1-4) выразится формулой:

$$n_3 = \frac{d \cdot n_1 \cdot d_{ш2} \cdot d_2}{d_1 (d_3 + d_{ш2}) (d_2 - d_3)}. \quad (5)$$

Учитывая, что в шарикоподшипнике имеется  $k$  шаров, равномерно расположенных по окружности, частота прохождения шара подшипника под деформирующим шаром, а следовательно, и частота изменения жесткости опоры, будет равна:

$$f = \frac{d \cdot n_1 \cdot d_{ш2} \cdot d_2 \cdot k}{d_1 (d_3 + d_{ш2}) (d_2 - d_3) \cdot 60} \quad (6)$$

Таким образом, частота колебаний инструмента, вызванных переменной жесткостью наружного кольца опорного шарикоподшипника при качении деформирующего шара по его поверхности, зависит от диаметра обрабатываемой поверхности, частоты относительного вращения инструмента и детали, а также от геометрических параметров опорного шарикоподшипника и не зависит от диаметра деформирующего шара.

Результаты экспериментальной проверки предположения о связи низкочастотных колебаний с характеристикой опорного шарикоподшипника, а также справедливости формулы (6) приводятся в табл. 1.

Таблица 1

Частота вращения детали (по тахометру), об/мин	175	210	265	340	425
Частота, определенная расчетом по формуле (6), Гц	63,8	80,15	101,15	129	162
Частота, определенная обмером осциллограмм, Гц	63	80	101	128	160

Несовпадение расчетных и экспериментальных значений частоты низкочастотных колебаний инструмента составляет не более 1,5% и обусловлено наличием проскальзывания деформирующего шара по обрабатываемой поверхности. Аналогичные результаты были получены при исследовании на анализаторе звуковой частоты типа АЗЧ спектров колебаний инструмента при раскатывании поверхности отверстия шаром.

УДК 621.919.1

Н.И. Жигалко, канд. техн. наук (БПИ)

### УРОВЕНЬ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРОТЯГИВАНИИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

Процесс протягивания, как и все другие процессы обработки резанием, осуществляется, если на зуб режущего инструмента будет воздействовать сила, способная создавать в срезаемом слое напряжения, превышающие прочностные характеристики обрабатываемого материала.



Из-за повышенных физико-механических свойств труднообрабатываемых сталей и сплавов (НВ до 4000 МПа) по сравнению с конструкционными сталями (НВ до 2000 МПа) силы резания при обработке первых должны быть значительно большими по величине, чем при протягивании конструкционных сталей. Данные по величине сил резания необходимы для определения тяговой силы и мощности протяжных станков, а также для расчета узлов станков, технологических приспособлений и протяжного инструмента. Кроме того, силы резания оказывают большое влияние на уровень температур в зоне резания, а также на процесс стружкообразования и качество протянутой поверхности. К тому же при изучении механизма износа зубьев протяжек значительное место занимают такие факторы, как возникающее давление на задней и передней поверхностях зуба со стороны упруговосстанавливающей обработанной поверхности и сходящей стружки, а также их трение при резании.

В результате проведенных опытов были получены величины элементарных сил резания, приходящихся на 1 мм длины режущего лезвия зуба протяжки.

При прямоугольном протягивании величина составляющих сил резания  $P_Z$  и  $P_Y$  (рис. 1) во многом зависит от нормаль-

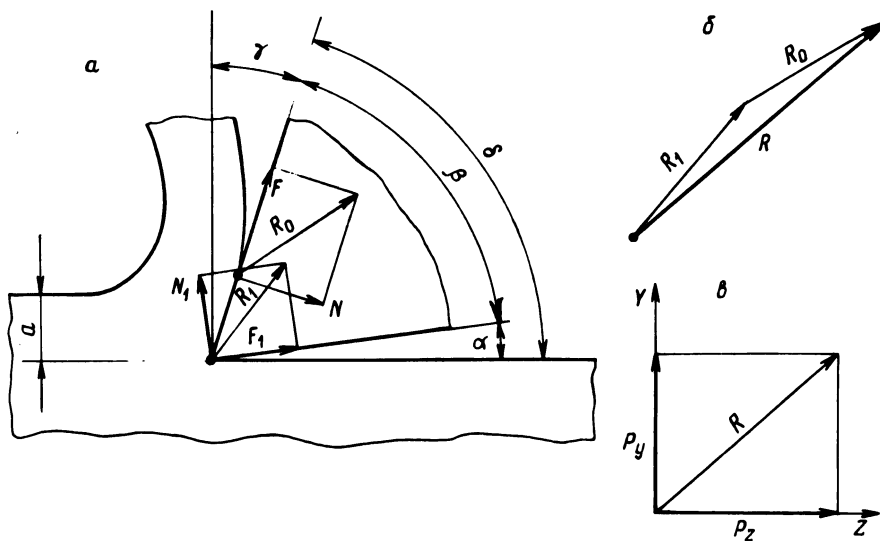


Рис. 1. Схема сил при свободном протягивании (а), направление равнодействующей (б), разложение равнодействующей силы  $R$  на составляющие  $P_Z$  и  $P_Y$  (в).

ных сил  $N$  и  $N_1$ , также от сил трения  $F$  и  $F_1$ , действующих соответственно на передней и задней поверхностях зуба (клина) протяжки, а также от других факторов. Большое влияние должны оказывать также силы взаимодействия на контактирующих поверхностях с точки зрения молекулярно-механической теории.

Ниже в качестве примера приводятся данные по относительной величине сил резания при обработке с подъемом на зуб  $s_z = 0,05$  мм и углами заточки  $\gamma = 10^\circ$  и  $\alpha = 3^\circ$  различных труднообрабатываемых сталей и сплавов, а также конструкционной стали 45 (табл. 1). Наибольшие по величине силы резания получены при протягивании более прочных и твердых сплавов на никелевой основе ЖС6К и аустенитной стали ЭИ572. Кроме того, сила резания с увеличением подъема на зуб с 0,02 до 0,1 мм возрастает более интенсивно также при обработке более твердого сплава ЖС6К, что связано с наличием большого содержания никеля и хрома в сплаве и с повышенными физико-механическими характеристиками указанного сплава. Одним из факторов, оказывающих большое влияние на уровень температуры в зоне резания, характер износа и стойкость зубьев протяжек, является величина удельного давления  $\sigma_{\text{пер}}$  со стороны срезаемого слоя на контактирующую часть передней поверхности зуба (см.табл.1).

Если при обработке конструкционных сталей давление снимаемого слоя (стружки) на переднюю поверхность, контактную со срезаемым слоем металла, составляет обычно 1500...2500 МПа, то при протягивании жаропрочных материалов — 3000...5500 МПа, т. е. больше чем в два раза. Величина давления на заднюю поверхность зуба протяжки во многом зависит от степени его износа. Обычно большие удельные давления дей-

Таблица 1. Величины элементарных сил  $P_z$  и удельных давлений  $\sigma_{\text{пер}}$  на переднюю поверхность зуба протяжки

Марка обрабатываемого материала	$P_z$ , даН/мм	$\sigma_{\text{пер}}$ , МПа
45	16,3	2500
ВТ8	20,5	3400
2Х13	22	3500
ЭИ415	23,5	3660
ЭИ572	27	4415
ЖС6К	33	5415

ствуют на острозаточенное лезвие зуба протяжки, когда контактная площадка задней поверхности зуба и упруговосстанавливаемой обработанной поверхности незначительная. По мере затупления зуба по задней поверхности давление сразу уменьшается, а при износе  $h_3 = 0,3...0,5$  мм оно катастрофически возрастает, что приводит к сколам и выкрошиванию частичек твердого сплава зуба протяжки. Кроме того, с увеличением контактной площадки наблюдается увеличение сил молекулярного сцепления обрабатываемого материала и материала инструмента, в результате чего происходит молекулярное схватывание и проникновение части одного материала в другой. При этом отсутствует действие внешнеактивной среды, создающей окисные пленки. Особенно это наблюдается при обработке жаропрочных материалов, в состав которых входит  $C_r$  и другие элементы, способствующие не только разрушению окисных пленок и увеличению диффузии, но и увеличению адгезии, в результате чего повышается коэффициент трения в контактной зоне инструмент — обрабатываемый материал.

Из приведенных выше данных следует, что резание труднообрабатываемых материалов таким процессом, как протягивание, затруднено. К тому же протягивание имеет отличительные особенности по сравнению с другими методами лезвийной обработки (точение, фрезерование и др.), а поэтому данные по другим методам непосредственно при протягивании нельзя использовать. В связи с этим требуется проведение специальных опытов.

УДК 621.951.012:531.3

С.И.Миткевич, канд. техн. наук (БПИ)

#### ОПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТИ ПОДАЧИ ИНСТРУМЕНТА С КОНИЧЕСКОЙ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТЬЮ И ВРЕМЕНИ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЯ ПРИ ПОСТОЯННОМ КРУТЯЩЕМ МОМЕНТЕ НА ШПИНДЕЛЕ СТАНКА

В настоящее время на машиностроительных предприятиях в производство внедряется новый многолезвийный инструмент для обработки круглых сквозных отверстий [1, 2], названный силовой разверткой, а процесс обработки этим инструментом соответственно — силовым развертыванием. Основной отличительной

особенностью силовой развертки от обычных инструментов для обработки отверстий (зенкеров и разверток) является то, что ее режущая часть выполнена увеличенной длины (до 150 мм) и с весьма малым углом уклона  $\varphi$  ее конуса (до трех градусов). Инструмент такой конструкции предназначен для обработки относительно коротких отверстий, длина которых меньше длины его режущей части  $l_p$ . При указанном соотношении длины обрабатываемого отверстия и параметров силовой развертки процесс срезания основной части припуска ею в отличие от зенкеров и разверток осуществляется одновременно на всей длине отверстия. Следовательно, суммарная ширина среза при силовом развертывании пропорциональна длине обрабатываемого отверстия и в десятки раз больше ширины среза при работе обычных инструментов. Данное обстоятельство определяет высокую производительность нового процесса за счет резкого сокращения основного времени обработки.

Вместе с тем в процессе резания с большой шириной среза, как показали расчеты и экспериментальные исследования [3], возникает большая окружная сила резания, действие которой на систему СПИД (станок – приспособление – инструмент – деталь) характеризуется крутящим моментом на шпинделе станка. Существующее металлорежущее оборудование сверлильной группы рассчитано на крутящие моменты при резании, меньшие, чем те, которые возникают при силовом развертывании. Поэтому этим методом на указанном оборудовании можно обрабатывать отверстия сравнительно небольших размеров или, в противном случае, возможности нового процесса по производительности будут использованы лишь частично. Следует также указать, что при меньших значениях крутящего момента и их разбросе меньше деформация и амплитуда колебаний системы СПИД, а следовательно, – выше качество обработки и долговечность инструмента. В связи с этим одной из задач оптимизации силового развертывания является снижение максимального значения крутящего момента и его стабилизация при резании.

В данной работе рассмотрен один из методов снижения максимальной величины крутящего момента  $M_{кр}$  за счет обеспечения постоянного его значения на протяжении всего периода обработки отверстия при одновременном повышении производительности труда. Указанный метод основан на закономерности, при которой с изменением толщины среза сила резания также изменяется. Это положение отражено в формуле зависимости

окружной (тангенциальной) силы резания от толщины  $a$  и ширины среза  $b$  при обработке металлов [4]:

$$P_{\text{окр}} = C \cdot a^m \cdot b^u, \quad (1)$$

где  $C$  – коэффициент, учитывающий различные условия обработки, определяется как произведение ряда коэффициентов, взятых из справочной литературы.

Показатель степени  $m$  при толщине среза  $a$  в приведенной формуле меньше единицы и, например, при силовом разворачивании чугуна СЧ 18–36 равен 0,68, а стали 45 – 0,82. Показатель степени  $u$  при ширине среза равен единице, так как увеличение этого параметра вызывает прямо пропорциональное возрастание сил резания [3].

Изменение толщины среза при работе инструмента с конической режущей частью достигается соответствующим изменением скорости поступательного движения его вдоль оси вращения (подачи), определяемой в мм/об по формуле:

$$V_{\text{п}} = \frac{a \cdot z}{\sin \varphi}, \quad (2)$$

где  $z$  – число зубьев инструмента.

Рассмотрим подробнее метод снижения крутящего момента при силовом разворачивании. При постоянной подаче каждым участком конической режущей части инструмента снимается постоянная толщина среза, однако нагружены эти участки разным по величине крутящим моментом. По мере обработки отверстия величина  $M_{\text{кр}}$  непрерывно увеличивается, достигая своего максимального значения на участке режущей части с наибольшим диаметром. Уменьшая скорость подачи по определенному закону и соответственно – толщину слоя металла, снимаемого каждым отдельным участком режущей части от меньшего его диаметра к большему, можно получить постоянный крутящий момент на шпинделе. Таким образом,  $M_{\text{кр}}$  относительно прежней его величины (при  $V_{\text{п}} = \text{const}$ ) в области меньшего диаметра конуса режущей части инструмента будет увеличиваться, а ближе к максимальному диаметру – уменьшаться. В итоге за счет перераспределения нагрузки на режущей части максимальный крутящий момент при обработке будет меньше.

Весь цикл обработки отверстия с постоянным  $M_{\text{кр}}$  по скорости подачи инструмента можно разделить на четыре этапа (рис. 1). Перед началом обработки инструмент из исходного положения быстро подводится к детали (ускоренный подвод). Затем на

этапе 1 обработки скорость его перемещения (подача) снижается до максимально допустимой по условиям резания (прочности и износостойкости лезвий зубьев) величины. С этой постоянной подачей  $V_{п1}$  происходит врезание инструмента в отверстие на длине  $S_1$ , которая определяется по заданному крутящему моменту и максимально допустимой толщине среза. Целесообразность начала работы инструмента с постоянной максимальной подачей на некоторой длине отверстия вызвана тем,

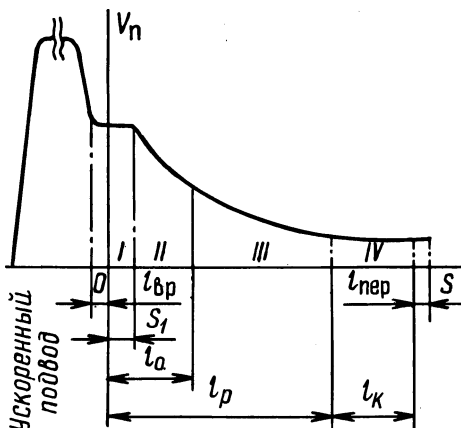


Рис. 1. Изменение скорости подачи инструмента от пути его осевого перемещения за период обработки отверстия: I и II – при врезании режущей части; III – при установившемся процессе резания на всей длине обрабатываемого отверстия; IV – при окончательной обработке отверстия калибрующей частью.

что в начальный момент обработки ширина среза начинает возрастать от нуля и для достижения заданного крутящего момента на шпинделе потребовалось бы обеспечить очень большую скорость подачи, что практически неосуществимо, и, кроме того, это приведет к выкрошиванию режущих лезвий инструмента из-за чрезмерно большой нагрузки на них. На этапе II процесса дальнейшего врезания инструмента в отверстие на всю его длину  $l_0$  подача должна уменьшаться от максимального значения так, чтобы достигался постоянный крутящий момент на шпинделе станка, возрастающий при постоянной подаче из-за увеличения суммарной ширины среза и диаметра режущей части инструмента (кривая II на рис. 1). Далее после полного врезания режущей части, то есть при обработке на всей длине отверстия (этап III), подача должна уменьшаться уже по другому закону (см. рис. 1), так как в этом случае суммарная ширина среза остается постоянной, а возрастет только радиус инструмента. При включении в работу калибрующей части подача уже должна не уменьшаться, а, наоборот, возрастать, так как на этом этапе IV обработки по мере осевого перемещения

инструмента суммарная ширина среза убывает. Но с целью улучшения качества обработанного отверстия подачу при работе калибрующей части следует оставить постоянной, равной минимальному значению ее в конце третьего этапа.

Установим вначале закон изменения скорости подачи инструмента от его перемещения на этапе II, то есть в период врезания режущей части его в заготовку. Для этого воспользуемся расчетной схемой (рис. 2), на которой приняты следующие

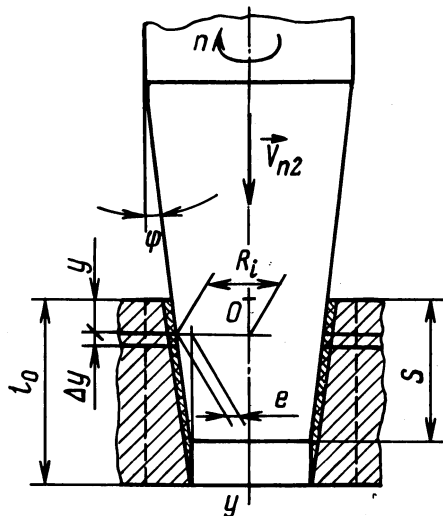


Рис. 2. Схема к определению крутящего момента на шпинделе станка в период врезания инструмента в заготовку.

обозначения:  $l_0$  - длина обрабатываемого отверстия;  $S$  - путь, пройденный инструментом относительно заготовки по оси  $y$  (для этапа врезания инструмента он равен длине его режущей части, участвующей в резании в конкретный момент времени);  $R_i$  - радиус режущей части инструмента в  $i$ -том сечении, отстоящем от верхнего торца заготовки на расстоянии  $y$ ;  $e$  - приращение радиуса режущей части инструмента в  $i$ -том сечении по сравнению с его  $R_{\min}$  и согласно схеме (см. рис. 2):

$$e = (S - y) \cdot \operatorname{tg} \varphi.$$

Исходя из принятых обозначений,

$$R_i = R_{\min} + (S - y) \cdot \operatorname{tg} \varphi.$$

Разобьем всю заготовку плоскостями, перпендикулярными оси  $y$ , на бесконечно тонкие пластинки. Тогда элементарный крутящий момент на шпинделе станка при резании одной такой пластинки будет равен:

$$\Delta M_{\text{кр}} = \Delta P_{\text{окр}} \cdot R_i \cdot z,$$

где  $P_{\text{окр}}$  – элементарная окружная сила резания на одном зубе инструмента, определяемая по формуле

$$\Delta P_{\text{окр}} = C \cdot a^m \cdot \Delta y.$$

Перейдя к пределу суммы элементарных моментов с учетом значений  $\Delta P_{\text{окр}}$  и  $R_i$  и выразив этот предел определенным интегралом по переменному  $y$  в пределах от 0 до  $S$ , получим

$$\begin{aligned} M_{\text{кр}} &= C \cdot z \cdot a^m \int_0^S (R_{\text{min}} + S \operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \varphi y) dy = \\ &= C \cdot z \cdot a^m \left( R_{\text{min}} \cdot S + \frac{\operatorname{tg} \varphi}{2} S^2 \right). \end{aligned} \quad (3)$$

Из этого значения крутящего момента, принимая его постоянным, выразим толщину среза  $a$  и, подставив ее значение в уравнение (2), окончательно получим закон изменения скорости подачи, при которой обеспечивается постоянный  $M_{\text{кр}}$  на шпинделе станка в период врезания инструмента в заготовку:

$$V_{\text{п2}} = \frac{\frac{1}{m} M_{\text{кр}} \cdot z}{\left[ C \cdot z \left( R_{\text{min}} \cdot S + \frac{\operatorname{tg} \varphi}{2} S^2 \right) \right]^{\frac{1}{m}} \cdot \sin \varphi}. \quad (4)$$

Для этого этапа обработки значение пути  $S$  в формуле (4) берется в пределах от  $S_1$  до  $l_0$ . Величина  $S_1$ , при которой достигается требуемый постоянный крутящий момент  $M_{\text{кр}}$ , определяется из уравнения (3), являющегося квадратным:

$$S_1^2 + \frac{2R_{\text{min}}}{\operatorname{tg} \varphi} S_1 - \frac{2M_{\text{кр}}}{C \cdot z \cdot a_{\text{max}}^m \cdot \operatorname{tg} \varphi} = 0,$$

где  $a_{\text{max}}$  – максимально допустимая толщина среза для конкретных условий обработки.

Определяя корни этого уравнения, получим

$$S_1 = - \frac{R_{\text{min}}}{\operatorname{tg} \varphi} + \sqrt{\frac{R_{\text{min}}^2}{\operatorname{tg}^2 \varphi} + \frac{2M_{\text{кр}}}{C \cdot z \cdot a_{\text{max}}^m \cdot \operatorname{tg} \varphi}}. \quad (5)$$

Так как  $S_1$  величина положительная, то в выражении (5) перед квадратным корнем берем знак плюс.





Для определения основного времени обработки отверстия с изменяющейся по полученным законам подачей инструмента воспользуемся формулой скорости, из которой

$$dt = \frac{dS}{V_{\Pi} \cdot n} \quad (7)$$

где  $n$  - частота вращения шпинделя станка, об/мин.

На первом этапе обработки отверстия при перемещении инструмента на длину  $S_1$  с постоянной подачей основное время в минутах

$$T_1 = \frac{S_1 + l_{\text{вр}}}{V_{\Pi 1} \cdot n}, \quad (8)$$

где  $l_{\text{вр}}$  - величина врезания инструмента.

На следующем этапе обработки при дальнейшем врезании инструмента в заготовку на глубину от  $S_1$  до  $l_0$  с подачей, изменяющейся по закону (4), для определения времени  $T_2$  можно записать:

$$dt = \frac{(C \cdot z \cdot R_{\text{min}})^{\frac{1}{m}} \sin^{\varphi} S^{\frac{1}{m}} \left(1 + \frac{\text{tg } \varphi}{2R_{\text{min}}} \cdot S\right)^{\frac{1}{m}}}{M_{\text{кр}}^{\frac{1}{m}} \cdot z \cdot n} dS. \quad (9)$$

С целью упрощения записей для постоянных величин в этом уравнении введем следующие обозначения:

$$\frac{1}{m} = \alpha, \quad \frac{(C \cdot z \cdot R_{\text{min}})^{\alpha} \sin^{\varphi}}{M_{\text{кр}}^{\alpha} \cdot z \cdot n} = A, \quad \frac{\text{tg } \varphi}{2R_{\text{min}}} = B.$$

Тогда выражение (9) примет вид:

$$dt = A \cdot S^{\alpha} (1 + B \cdot S)^{\alpha} dS. \quad (9, a)$$

Правую часть этого уравнения можно проинтегрировать почленно после разложения в биномиальный ряд множителя  $(1 + B S)^{\alpha}$ , в котором, как показали расчеты,  $B \cdot S < 1$ . При этом ограничимся с достаточной степенью точности первыми пятью членами, так как погрешность расчета по абсолютной величине не превысит для знакопеременного ряда первого отброшенного члена. После подстановки членов ряда в (9, a) запишем:

$$T_2 = A \int_{S_1}^{l_0} \left[ S^{\alpha} + \alpha \cdot B \cdot S^{\alpha+1} + \frac{\alpha(\alpha-1) B^2}{2} S^{\alpha+2} + \right.$$

$$+ \frac{\alpha(\alpha-1)(\alpha-2)B^3}{6} S^{\alpha+3} + \frac{\alpha(\alpha-1)(\alpha-2)(\alpha-3)B^4}{24} x \times S^{\alpha+4}] dS. \quad (10)$$

Проинтегрировав правую часть этого равенства, получим

$$T_2 = A \left[ \frac{l_0^{\alpha+1} - S^{\alpha+1}}{\alpha+1} + \frac{\alpha \cdot B (l_0^{\alpha+2} - S_1^{\alpha+2})}{\alpha+2} + \frac{\alpha(\alpha-1) \cdot B^2 (l_0^{\alpha+3} - S_1^{\alpha+3})}{2(\alpha+3)} + \frac{\alpha(\alpha-1)(\alpha-2) \cdot B^3 (l_0^{\alpha+4} - S_1^{\alpha+4})}{6(\alpha+4)} + \frac{\alpha(\alpha-1)(\alpha-2)(\alpha-3) \cdot B^4 (l_0^{\alpha+5} - S_1^{\alpha+5})}{24(\alpha+5)} \right]. \quad (11)$$

Для определения основного времени на третьем этапе обработки при срезании стружки на всей длине отверстия проинтегрируем в соответствующих пределах зависимость:

$$T_3 = \frac{(C \cdot z \cdot l_0)^\alpha \sin \varphi}{M_{кр}^\alpha \cdot z \cdot n} \int_{l_0}^{l_p} \left( R_{\min} - \frac{l_0}{2} \operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi \cdot S \right)^\alpha dS, \quad (12)$$

после чего получим

$$T_3 = \frac{(C \cdot z \cdot l_0)^\alpha \cos \varphi}{M_{кр}^\alpha \cdot z \cdot n (\alpha+1)} \left\{ \left[ R_{\min} - \operatorname{tg} \varphi \left( \frac{l_0}{2} - l_p \right) \right]^{\alpha+1} - \left( R_{\min} + \frac{l_0}{2} \cdot \operatorname{tg} \varphi \right)^{\alpha+1} \right\}. \quad (13)$$

Время обработки отверстия калибрующей частью  $T_4$  определяется по формуле

$$T_4 = \frac{l_0 + l_{\text{пер}}}{V_{\text{п min}} n}, \quad (14)$$

где  $l_{\text{пер}}$  - величина перебега инструмента;  $V_{\text{п min}}$  - мини-

мальная скорость подачи инструмента, которую можно определить из формулы (6), приняв  $S = 1$ .

Таким образом, основное время обработки отверстия, включая все этапы, равно:

$$T = T_1 + T_2 + T_3 + T_4.$$

При обработке отверстий с изменяющейся по полученным законам скоростью подачи инструмента, кроме уменьшения максимального крутящего момента, улучшается качество обработанных отверстий, снижается основное время обработки, повышается стойкость инструмента и более равномерный износ зубьев по всей их длине, что объясняется уменьшением толщины среза, а следовательно, силовой и тепловой нагрузок на участках режущей части с большими диаметрами, где скорость резания возрастает.

### Л и т е р а т у р а

1. А. с. 371037 (СССР). Режущий инструмент / Ящерицын П.И., Миткевич С.И., Комаров В.Н. – Оpubл. в Б.И., 1973, № 12.
2. Ящерицын П.И., Комаров В.Н., Миткевич С.И. Силовое развертывание отверстий. – Промышленность Белоруссии, 1972, № 8.
3. Эффективное применение силового развертывания в машиностроении: Обзорная инф. / П.И.Ящерицын, В.Н.Комаров, С.И.Миткевич, Л.С.Овчинников. – Мн., 1979.
4. Аршинов В.А., Алексеев Г.А. Резание металлов и режущий инструмент. – М., 1976.

УДК 621.951.7

С.И.Миткевич, канд. техн. наук (БПИ)

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ СИЛОВЫХ РАЗВЕРТОК ПО КРИТЕРИЮ РАЗМЕЩЕНИЯ И ВЫВОДА СТРУЖКИ ИЗ ОБРАБАТЫВАЕМОГО ОТВЕРСТИЯ

Особенностью работы силовых разверток является снятие стружки большого объема одновременно на всей длине обрабатываемого отверстия. Поэтому при проектировании этих инструментов особое внимание нужно уделять вопросу размещения и вывода стружки из обрабатываемого отверстия, что в некоторых случаях определяет вообще работоспособность силовых разверток.

В теории резания металлов направление перемещения стружки, определяемое углом схода стружки  $\rho$ , связывают с кинематическим углом наклона режущего лезвия  $\lambda$ . С точки зрения кинематики силовое разворачивание относится к процессу косоугольного резания, которое характеризуется величиной  $\lambda$ . При невысоких скоростях резания и небольших толщинах среза (что характерно для процесса силового разворачивания) угол схода стружки  $\rho$  незначительно отличается от угла наклона лезвия  $\lambda$  [1, 2].

Угол  $\lambda$  силовых разверток может изменяться в широком диапазоне и принимать большие значения в зависимости от направления зубьев, их угла наклона и положения вектора скорости резания и определяется по уравнению

$$\lambda = \omega \mp \arctg (\operatorname{tg} \sigma \cdot \cos \varphi), \quad (1)$$

или, учитывая малый угол  $\varphi$ , по упрощенному уравнению, полученному из схем на рис. 1,

$$\lambda = \omega \mp \sigma, \quad (2)$$

где знак минус соответствует левому направлению режущих лезвий, а плюс – правому.

Угол  $\sigma$  в уравнениях (1) и (2) характеризует направление вектора действительной скорости резания  $\vec{V}$  и измеряется меж-

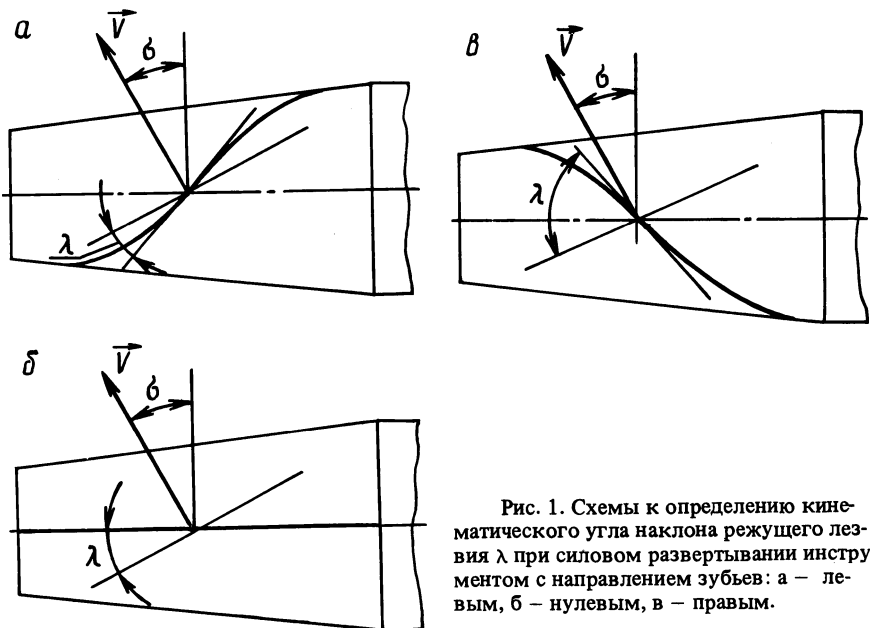


Рис. 1. Схемы к определению кинематического угла наклона режущего лезвия  $\lambda$  при силовом разворачивании инструментом с направлением зубьев: а – левым, б – нулевым, в – правым.

ду плоскостью относительного движения, включающей этот вектор, и плоскостью, перпендикулярной оси инструмента. Значение угла  $\beta$  находится из зависимости

$$\beta = \arctg \frac{S}{\pi D_i}, \quad (3)$$

где  $S$  – подача, мм/об;  $D_i$  – диаметр режущей части инструмента в рассматриваемой точке лезвия, мм.

Эксперименты по изучению стружкообразования при силовом развертывании проводились инструментами диаметром 24 мм из быстрорежущей стали P12 на образцах из стали 45 длиной 25 мм. Конструктивные и геометрические параметры силовых разверток принимались следующие: направление винтовых зубьев левое, правое и нулевое; угол наклона зубьев на калибрующей части – 0, 15, 30 и 40°; угол в плане  $\varphi$  – 0,25; 0,5; 1,0; 2,0; 3,0°; передний угол 15°; длина режущей части – 60 мм; глубина стружечной канавки на максимальном диаметре режущей части – 5 мм. Обработка велась на токарно-винторезном станке на скорости резания 0,085 м/с и подаче от 3,5 до 44 мм/об с применением в качестве СОЖ 5%-ной эмульсии.

Для каждого опыта вычислялся угол  $\lambda$  и определялся угол  $\tau$  (рис. 2), характеризующий вытягивание стружечного валика по длине и измеряемый между лежащей в плоскости, параллельной оси стружечного валика, касательной к винтовой кромке ребра стружки и плоскостью, перпендикулярной к этой оси. Измерение угла  $\tau$  производилось на большом инструментальном микроскопе. Усредненные его значения округлялись до ближайших целых чисел. Результаты проведенных экспериментов частично представлены в табл. 1.

Согласно теории косоугольного резания предполагалось, что при больших значениях угла  $\lambda$ , а следовательно, и угла  $\rho$  (для инструментов с правым направлением винтовых зубьев) угол  $\tau$  также будет большим и стружка будет хорошо выводиться из обрабатываемого отверстия в сторону, противоположную подаче (назад), и, наоборот, угол  $\tau$  стружки будет меньшим при малых углах  $\lambda$ , характерных для инструментов с левым направлением зубьев. Однако проведенными экспериментами данное положение не подтвердилось. При силовом развертывании угол  $\rho$  и соответственно угол  $\tau$  стружки не определяются кинематическим углом наклона лезвия  $\lambda$ , а зависят в основном от совокупности трех факторов: направления винтовых зубьев, углов их наклона и величины подачи, характеризваемой углом  $\beta$ . Так,

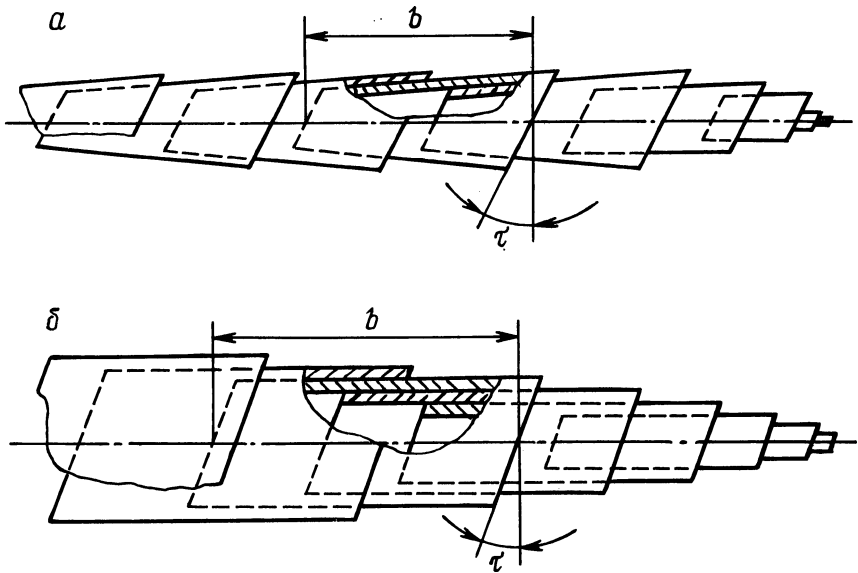


Рис. 2. Схемы свертывания сливной стружки в валик; а – в два слоя и не увеличивающийся по диаметру, б – в три слоя и увеличивающийся по диаметру.

при условиях обработки, когда  $\lambda = 0$  (№ 1 в табл. 1), угол  $\tau$  достигает  $50^\circ$ , а при  $\lambda = 45^\circ$  (№ 6 в табл. 1) – всего лишь  $2^\circ$ . При правом направлении зубьев силовой развертки с  $\omega = 15^\circ$  (№ 5 в табл. 1) стружка движется не против подачи (назад), как предполагалось, а по подаче (вперед), при этом

Таблица 1. Зависимость угла  $\tau$  стружки и направления ее перемещения от параметров силовой развертки и подачи

№ экс-перимента	Направление зубьев	Угол $\omega$ , град	Угол $\varphi$ , град	Подача $S$ , мм/об	Угол $\sigma$ , град	Угол $\lambda$ , град	Направление перемещения стружки	Угол $\tau$ , град
1	Левое	30	0,5	44	30	0	Вперед	50
2	Левое	30	1,0	20	16	14	Вперед	39
3	Левое	30	2,0	7	6	24	Вперед	29
4	Нулевое	0	0,25	44	30	30	Вперед	31
5	Правое	15	1,0	20	15	30	Вперед	16
6	Правое	30	1,0	20	15	45	Назад	2
7	Правое	30	2,0	7	6	36	Назад	9

свертывается под углом  $\tau$ , равным  $16^\circ$ . Из этого следует, что подача оказывает более сильное влияние на направление перемещения стружки, чем направление зубьев.

Полученные результаты можно объяснить влиянием сил трения и сил адгезии между передней поверхностью зуба инструмента и стружкой в момент ее образования. Отделяемый слой металла, плотно контактирующий с материалом инструмента частично через нарост, увлекается вместе с инструментом в направлении движения подачи, сильно изменяя тем самым расчетный угол схода стружки. При совпадающих направлениях перемещения стружки, обусловленных левым направлением зубьев и осевым перемещением инструмента, угол  $\tau$  принимает большие значения и соответственно условия вывода стружки улучшаются, и, наоборот, при противоположных направлениях перемещения стружки (что происходит при правом направлении зубьев) угол  $\tau$  мал и вывод стружки из отверстия затрудняется.

В процессе проведения экспериментов было также установлено, что значение угла  $\tau$  для инструментов с левым направлением зубьев возрастает до трех градусов за счет происходящей усадки и уширения стружки и до четырех градусов – при обработке без применения СОЖ. СОЖ, уменьшая трение, ослабляет влияние подачи на направление движения стружки.

Согласно данным эксперимента угол  $\tau$  стружки для прямозубых инструментов можно принимать равным углу  $\beta$ , а для инструментов с левым направлением винтовых зубьев этот угол можно определять по приближенной зависимости:

$$\tau = c \cdot \omega + \beta, \quad (4)$$

где  $C$  – коэффициент, полученный опытным путем и равный  $0,65 \dots 0,75$ .

Меньшие значения этого коэффициента нужно брать при угле  $\omega$  свыше  $15^\circ$ , а большие – до  $15^\circ$ .

Надежный вывод стружки из зоны обработки достигается тогда, когда стружка свертывается в цилиндрический валик не более чем в два слоя (см. рис. 2, а). В этом случае по мере обработки отверстия наружный диаметр валика стружки за счет свертывания каждого завитка ее по форме усеченного обратного конуса нарастать не будет. Такое условие выполняется, если

$$\tau \geq \arctg \frac{b}{f \cdot \pi \cdot h}, \quad (5)$$

где  $b$  – ширина среза, мм;  $h$  – глубина стружечной канавки инструмента, мм;  $f$  – коэффициент, учитывающий осевое смеще-



ние каждого последующего витка стружки по отношению к предыдущему.

Из схемы на рис. 2, а видно, что стружка будет свертываться не более чем в два слоя при значении  $1 < f < 2$ . Следовательно, для расчета этот коэффициент можно рекомендовать равным 1...1,8. Меньшее его значение следует брать для больших толщин среза (более 0,05 мм), когда деформация стружки по усеченному конусу затрудняется.

Если установлено, что условие (5) не соблюдается, то есть стружка свертывается более чем в два слоя, и диаметр стружечного валика по мере обработки нарастает (см. рис. 2, б), что чаще всего может быть при работе прямозубых инструментов, инструментов с правым направлением зубьев и с левым направлением, но с малым углом  $\omega$ , то тогда работоспособность силовой развертки нужно проверить по размещаемости стружки в стружечных канавках. Эту проверку можно производить, как и при протягивании, по коэффициенту заполнения стружечной канавки  $k$  из условия

$$F_k \geq k \cdot F_c. \quad (6)$$

Принимая во внимание тот факт, что срезаемая стружка свертывается в цилиндрический валик, при расчете следует учитывать только площадь поперечного сечения так называемой рабочей части канавки, равную

$$F_k = \frac{\pi h^2}{4},$$

В свою очередь площадь поперечного сечения срезанного слоя при силовом развертывании определяется из выражения

$$F_c = \frac{l_o}{S} \sqrt{S^2 + (\pi D_{cp})^2} \cdot a, \quad (7)$$

где  $l_o$  — длина обрабатываемого отверстия, мм;  $D_{cp}$  — диаметр режущей части инструмента в среднем сечении, мм;  $a$  — толщина среза, мм.

Как показал опыт применения силовых разверток, коэффициент  $k$  при расчетах можно принимать таким же, как и при протягивании отверстий (2...3,5).

Разработанная методика определения работоспособности силовых разверток по критерию размещения и вывода стружки была апробирована на инструментах других размеров, а также при обработке сталей различных марок и дала положительные результаты.

## Л и т е р а т у р а

1. Зорев Н.Н. Нормальные силы и силы трения при косоугольном свободном резании. – В кн.: Тр. ЦНИИТМАШ. – М., 1948, кн. 15.
2. Бобров В.Ф. О деформации стружки при свободном косоугольном резании. – В сб.: Тр. Тульского мех. ин-та. М., 1950, вып. 5.

УДК 621.922.34.029

П.И.Ящерицын, докт. техн. наук (АН БССР),  
В.О.Соколов, инженер (ППИ),  
В.Д.Дорофеев, канд. техн. наук (ППИ)

### ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ПРОФИЛИРОВАНИЯ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНЫХ КРУГОВ

Одним из наиболее эффективных методов профилирования алмазно-абразивных кругов на металлических связках является электроэрозионный.

Сущность метода заключается в следующем [1]. В результате воздействия импульсных электрических разрядов с высокой концентрацией энергии происходит эрозия связки, приводящая к вскрытию зерен. По мере обнажения зерно входит в контакт с электродом-инструментом, что вызывает появление напряжений в зоне его закрепления. Через определенный промежуток времени напряжения достигают такой величины, при которой устойчивость зерна нарушается. В этот момент или при последующих контактах с электродом-инструментом зерно выпадает из связки.

Таким образом, в процессе профилирования формируется рабочая поверхность круга, представляющая собой поверхность вращения геометрически правильной формы, проведенную через вершины наиболее выступающих зерен.

Большой теоретический и практический интерес представляет определение погрешности профилирования, которая рассматривается в сечении круга вдоль оси. При этом будем полагать, что профиль электрода-инструмента полностью соответствует чертежу.

Профилю рабочей поверхности алмазно-абразивного круга и профилю, заданному чертежом, приписываются скалярные геометрические поля  $F_K$  и  $F_I$ . Представление геометрических ха-

рактических с помощью поля позволяет рассчитать отличие конфигураций как несовпадение двух распределений (полученного и заданного) электрических потенциалов или температур [2].

Геометрическая погрешность формообразования выразится разностью двух функций, определяемых в одной точке:

$$\xi = F_{\kappa}(x, y) - F_4(x, y). \quad (1)$$

Величина  $\xi$  представляет собой совокупность наикратчайших расстояний между граничными точками профиля круга и чертежа и в общем случае подсчитывается по соотношениям:

$$\xi = \frac{F_4(x_{\kappa}, y_{\kappa})}{H_4} = - \frac{F_{\kappa}(x_4, y_4)}{H_{\kappa}}, \quad (2)$$

где  $H_4 = \sqrt{\left(\frac{\partial F_4}{\partial x_4}\right)^2 + \left(\frac{\partial F_4}{\partial y_4}\right)^2}$  ;

$$H_{\kappa} = \sqrt{\left(\frac{\partial F_{\kappa}}{\partial x_{\kappa}}\right)^2 + \left(\frac{\partial F_{\kappa}}{\partial y_{\kappa}}\right)^2} .$$

Точность профилирования оценивается для положения наилучшего совпадения профиля рабочей поверхности круга с чертежом, при котором  $|\xi|_{\max}$  оказывается минимально возможным.

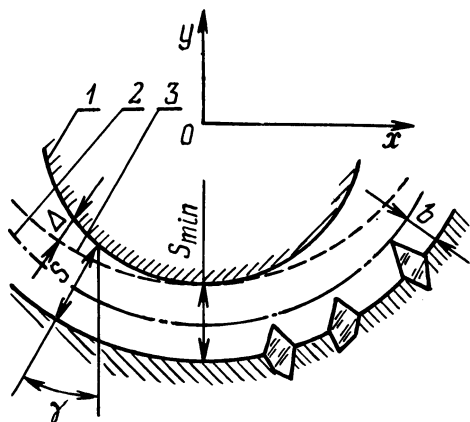


Рис. 1. Схема определения погрешности профилирования.

На рис. 1 приведена схема определения погрешности профилирования. Профиль электрода-инструмента 1 полностью соответствует чертежу. После профилирования рабочая поверхность алмазного круга имеет конфигурацию 2.

Координаты граничных точек рабочей поверхности определяются по соотношениям, приведенным в работе [2], которые трансформируются применительно к условиям данной задачи:

$$\begin{aligned} x_k &= x_{и} + (S - b) \cdot \cos \alpha; \\ y_k &= y_{и} + (S - b) \cdot \cos \beta, \end{aligned} \quad (3)$$

где  $S$  – локальный межэлектродный зазор;  $\cos \alpha$ ,  $\cos \beta$  – направляющие косинусы внешней нормали электрода-инструмента;  $x_{и}$ ,  $y_{и}$  – координаты граничной точки профиля электрода-инструмента.

Для определения погрешности профилирования поверхность электрода-инструмента приводим в положение наилучшего совпадения с рабочей поверхностью алмазного круга, для чего последний перемещаем к инструменту на величину  $S_{\min} - b$ . При этом рабочая поверхность круга займет положение 3, координата  $x_k$  не изменится, а  $y_k$  увеличится на  $S_{\min} - b$ . Согласно формуле (1) в уравнение, описывающее профиль чертежа, подставим координаты граничных точек рабочей поверхности круга в положении наилучшего совпадения. Поскольку величина  $S - b$  мала, разложим функцию  $F_{и}$  в ряд в точке  $x_{и}$ ,  $y_{и}$ . Учитывая связь между углами  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ , после ряда преобразований получим формулу для расчета погрешности профилирования алмазного круга:

$$\Delta = (S_{\min} \cos \gamma - S) + b(1 - \cos \gamma). \quad (4)$$

Из выражения (4) следует, что погрешность профилирования зависит от локальной величины межэлектродного зазора, местного направляющего косинуса, высоты выступания алмазно-абразивных зерен над уровнем связки.

Межэлектродный зазор находится посредством решения плоской задачи формообразования [3] металлической связки.

Для определения вылета зерен из матрицы использовались закономерности, полученные в работе [1]. При этом принимается, что зерно имеет форму сферы с радиусом  $R$ , равным половине средневероятностного размера зерна, и выступает из полуплоскости на величину  $b$  (рис. 2).

Нарушение устойчивости зерна в связке происходит, когда величина максимальных касательных напряжений в какой-либо точке его закрепления превышает предел текучести материала связки.

Расчетные значения максимальных касательных напряжений вычисляются по формуле

$$\tau_{\max_i} = \frac{P_y}{\pi \cdot t \cdot r_i} \sqrt{\left[ \sqrt{1 + \alpha^2} \sin(\theta_i + \arctg \alpha) + \frac{\alpha \cdot b^2 \cdot \sin 2\theta_i}{r_i} \right]^2 + \left( \frac{2\alpha b \sin^2 \theta_i}{r_i} \right)^2}, \quad (5)$$

где  $r_i$  и  $\theta_i$  – полярные координаты точки контура зерна;  $t$  – толщина полуплоскости, равная расстоянию между зернами;  $\alpha$  – соотношение усилий  $\frac{P_z}{P_y}$ , действующих на зерно.

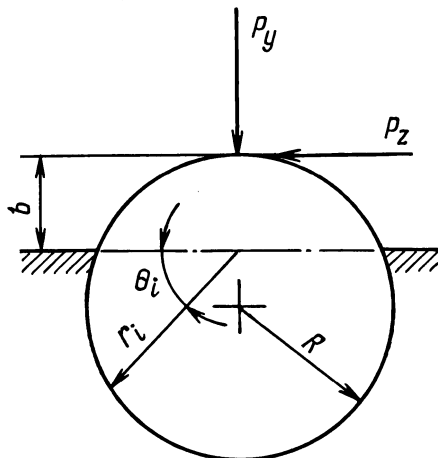


Рис. 2. Схема закрепления зерна в связке круга.

При постоянной величине выступающего зерна на ЭЦВМ "Мир-2" последовательно решалось уравнение (5). По результатам расчетов были построены графические зависимости наибольших значений от вылета зерна. Полученные семейства кривых позволили определить высоту зерен над уровнем связки для различных зернистостей и усилий, действующих на зерно. Для этого находилась точка пересечения соответствующей кривой и прямой, характеризующей механические свойства материала связки. В результате статистической обработки были получены выражения для расчета высоты зерен для различных связок. Для наиболее распространенной связки М1

$$b = 0,83 D_{\max} - 11,49, \quad (6)$$

где  $D_{\max}$  – наибольший размер зерна в поперечнике.

Подставляя (6) в (4), получим окончательное выражение для расчета погрешности профилирования алмазно-абразивных кругов электроэрозионным методом:

$$\Delta = (S_{\min} \cdot \cos \gamma - S) + (0,83D_{\max} - 11,49)(1 - \cos \gamma). \quad (7)$$

В том случае, когда такая погрешность получается большей, чем требуется по техническим условиям, необходимо вводить коррекцию размеров рабочей части электрода-инструмента.

### Л и т е р а т у р а

1. Чачин В.Н., Дорофеев В.Д. Профилирование алмазных шлифовальных кругов. - Мн., 1974. 2. Волков Ю.С., Лившиц А.Л. Введение в теорию размерного формообразования электрофизикохимическими методами. - Киев, 1978. 3. Соколов В.О., Ящерицын П.И., Дорофеев В.Д. Повышение точности при электроэрозионном профилировании алмазно-абразивных инструментов. - В сб.: Прогрессивные методы финишной обработки изделий сложной формы. Саратов, 1979.

УДК 621.951

Дечко Э.М., канд. техн. наук (Ин-т повышения квалификации), Корниевич М.А., канд. техн. наук (БПИ)

### ОПТИМИЗАЦИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ШНЕКОВОГО СВЕРЛА

Оптимизацию процессов осуществляют в условиях ограниченный на влияющие факторы и функцию отклика. Порядок оптимизации геометрических параметров состоит из следующих операций:

- установление связи между геометрическими параметрами и стойкостью сверла в виде уравнения, которое принимаем за целевую функцию;
- нахождение интервалов изменения геометрических параметров, в пределах которых целесообразно искать их оптимум;
- оптимизация целевой функции, т. е. нахождение совокупности таких величин геометрических параметров, которые обеспечивают максимум целевой функции (при числе переменных  $n=2$  оптимизация упрощается. Для этого необходимо построить кривые равной стойкости в координатах  $X_1 X_2$ , по которым при

максимальной стойкости определяются оптимальные значения переменных. При числе переменных  $n > 3$  для отыскания максимума целевой функции требуется большой объем расчетов, выполнять которые целесообразно с помощью ЭВМ [1]);

– корректирование величин геометрических параметров, найденных в результате оптимизации;

– экспериментальная проверка геометрических параметров, определенных в лабораторных или производственных условиях.

Оптимизация целевой функции (1), полученной в работе [2], проводилась по методу Гаусса–Зейделя:

$$\begin{aligned} \sqrt{T} = & 12,118 + 0,598X_1 + 0,262X_2 + 4,026X_3 + \\ & + 0,507X_4 - 0,323X_5 - 0,783X_1X_2 + 1,060X_1X_3 + \\ & + 0,127X_1X_4 + 0,794X_1X_5 + 0,324X_2X_3 + \\ & + 0,590X_2X_4 + 0,064X_2X_5 - 0,748X_3X_4 - \\ & - 1,006X_3X_5 - 0,720X_4X_5 - 1,133X_1^2 + 0,717X_2^2 - \\ & - 3,366X_3^2 - 0,992X_4^2 - 1,521X_5^2, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $X_1, X_2, \dots, X_5$  – геометрические параметры сверла (в кодированном виде соответственно  $2\varphi, 2\varphi_0, \gamma, \alpha_0, \tau$ ).

Этот метод предусматривает поочередное нахождение частного максимума по каждому из параметров. При варьировании одного остальные параметры не меняются.

По описанной методике найдем оптимальные величины геометрических параметров уравнения (1). Из этого уравнения следует, что коэффициенты при  $X_3$  по абсолютной величине значительно больше других коэффициентов, следовательно, угол  $\gamma$  больше других влияет на стойкость сверла. Поэтому на время примем остальные параметры постоянными и равными  $X_1 = X_2 = X_4 = X_5 = 0$ . Тогда уравнение (1) примет вид:

$$\sqrt{T} = 12,118 + 4,026X_3 - 3,366X_3^2. \quad (2)$$

Оптимальное значение переднего угла получим, приравнявая нулю первую производную уравнения (2):

$$\frac{dT}{dX_3} = 4,026 - 2 \cdot 3,366X_3 = 0;$$

$$X_{3\text{опт}} = 0,6.$$

Это соответствует значению переднего угла  $\gamma_{\text{опт}} = 16^\circ$ .

Для дальнейших исследований уравнения принимаем  $X_3 = 0,6$ , а  $X_2 = X_4 = X_5 = 0$ . Получаем зависимость  $T = f(2\varphi)$ , которая имеет вид:

$$\sqrt{T} = 13,321 + 0,636X_1 - 1,133X_1^2. \quad (3)$$

Из уравнения (3)  $X_1 = 0,3$ , т. е.  $2\varphi = 124^\circ$ .

Аналогично определяются  $2\varphi_0 = 95^\circ$ ;  $\alpha_0 = 16,8^\circ$ ;  $\tau = 7^\circ$ .

Таким образом, последовательным расчетом получены следующие значения оптимизируемых геометрических параметров:  $2\varphi = 124^\circ$ ;  $2\varphi_0 = 95^\circ$ ;  $\gamma = 16^\circ$ ;  $\alpha_0 = 16,8^\circ$ ;  $\tau = 7^\circ$ .

Максимум целевой функции при исследовании уравнения (1) на ЭВМ найден для следующих геометрических параметров сверла:

$$2\varphi = 120^\circ; 2\varphi_0 = 103^\circ; \gamma = 17^\circ; \alpha_0 = 17^\circ; \tau = 5^\circ.$$

Сравнительный анализ приведенных методов оптимизации показывает, что существенного различия в полученных значениях углов, кроме  $2\varphi_0$ , не наблюдается. Углы  $2\varphi_0$  корректируем по технологическим соображениям заточки и принимаем равными  $95^\circ$ .

Следовательно, оптимальными геометрическими параметрами сверла следует считать  $2\varphi = 120-124^\circ$ ;  $2\varphi_0 = 90-95^\circ$ ;  $\gamma = 16-17^\circ$ ;  $\alpha_0 = 16-17^\circ$ ;  $\tau = 5-7^\circ$ .

#### Л и т е р а т у р а

1 Уайлд Д.Дж. Методы поиска экстремума - М., 1967,  
2. Корниев М.А. Определение стойкостной зависимости для сверл методом планирования эксперимента - В сб.: Машиностроение и приборостроение, Мн., 1975, вып. 7.

УДК 621.9

Фельдштейн Е.Э., канд. техн. наук (БПИ)

#### СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ ТОЧЕНИИ СПЕЧЕННЫХ СТАЛЕЙ

Знание особенностей формирования и схода стружки в процессе обработки резанием позволяет прогнозировать и управлять многими важными характеристиками процесса, например, уровнем сил и мощности резания, качеством обработанной поверхности, интенсивностью износа резца.

Сравнительные исследования процесса стружкообразования при точении спеченных и компактных хромистых сталей, выполненные на станке ТВ-320 резцами из гексанита-Р и эльбора-Р, позволили установить, что при обработке компактной стали Х12 НРС 60 в широком диапазоне скоростей образуется слив-



ная стружка, причем радиус закругления ее витков уменьшается по мере роста скорости резания. При скоростях свыше 100 м/мин возможно образование суставчатой стружки. При возрастании износа наблюдается образование лентовидной стружки.

Обработка спеченной стали 20X9<sub>п</sub> НРС 54–58 резами из гексанита-Р также сопровождается образованием сливной стружки, однако она чрезвычайно хрупкая, легко разделяется на элементы. По краям стружки зафиксировано значительное количество трещин, надломов, особенно при высоких скоростях резания.

Увеличение износа реза по передней поверхности изменяет характер стружкообразования, образуется лентовидная стружка, нагретая до значительных температур. В ряде случаев она разбрасывается на значительное расстояние. При точении резами из эльбора-Р во всех случаях образуется мелкая стружка, состоящая из отдельных завитков.

В связи с повышенной хрупкостью стружки ее корни зафиксировать не удалось, однако визуальный анализ и исследования, выполненные на сканирующем электронном микроскопе, показывают, что при обработке закаленных спеченных сталей отсутствует наростообразование. На прирезцовой стороне стружки, равно как на обработанной поверхности детали, отсутствуют чешуйки, характерные для процесса наростообразования. При скоростях резания около 30 м/мин наблюдается дополнительный наклеп стружки под действием вибраций [1].

Увеличение скорости резания уменьшает степень деформации стружки (рис. 1).

С ростом скорости резания угол сдвига возрастает, уменьшая деформацию стружки, что находится в соответствии с данными, полученными при обработке компактных сталей [2]. Увеличение подачи уменьшает степень деформации стружки и увеличивает угол сдвига (рис. 2). Увеличивается также длина контакта стружки с передней поверхностью реза.

Степень деформации стружки компактной стали несколько выше, чем спеченной. Это связано с влиянием на процесс резания остаточной пористости. Известно, что для процесса стружкообразования, подобного зафиксированному для спеченных сталей, характерно наличие опережающей трещины при отделении стружки [3]. Исследованиями [4] установлено, что траектория движения трещины разрушения в спеченном материале имеет сложный характер. На значительном расстоянии от фронт-

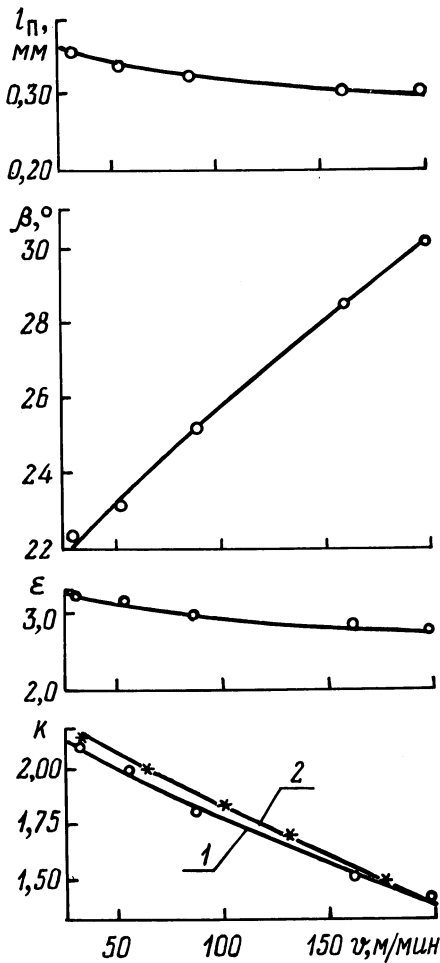


Рис. 1. Влияние скорости резания на коэффициент усадки стружки  $k$ , относительный сдвиг  $\epsilon$ , угол сдвига  $\beta$ , длину контакта стружки с передней поверхностью реза  $l_p$  ( $s=0,08$  мм/об,  $t=0,10$  мм; 1 -  $20X9_{II}$ , 2 -  $X12$ )

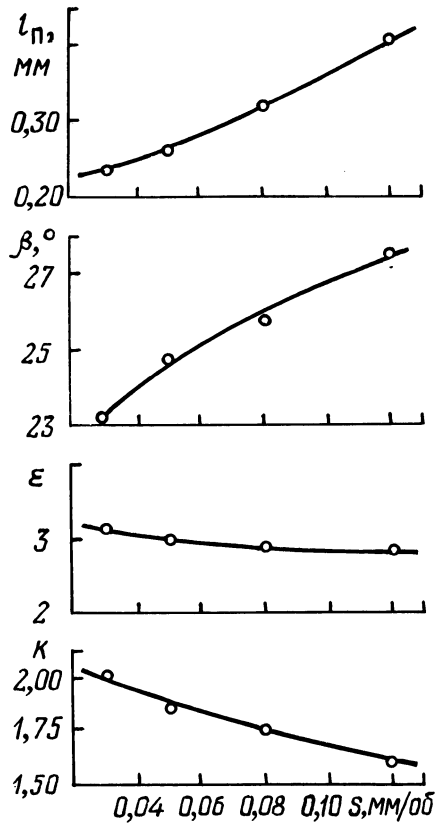


Рис. 2. Влияние подачи на коэффициент усадки стружки  $k$ , относительный сдвиг  $\epsilon$ , угол сдвига  $\beta$ , длину контакта стружки с передней поверхностью реза  $l_p$  ( $v=100$  м/мин;  $t=0,10$  мм; обрабатываемый материал -  $20X9_{II}$ ).

та трещины зарождаются и растут новые микротрещины, очагами которых являются поры внутри металла. Образовавшиеся микротрещины в дальнейшем стремятся к объединению в магистральную трещину, рост которой при разрушении спеченных сталей происходит по механизму коалесценции пор. Косвенным подтверждением данному явлению служит зафиксированное на

поверхности, образовавшейся при резании стружки, значительное количество трещин, надломов.

В спеченном материале, даже с высокой плотностью, как в нашем случае, всегда имеются остаточные микропоры, расположенные преимущественно по границам бывших частиц. Их возникновение обусловлено высоким распорным давлением газа, заключенного в объеме закрытых пор, и наличием окисных пленок на поверхности пор. Поры, с одной стороны, уменьшают живое сечение материала и являются концентраторами напряжений, снижающими уровень критических разрушающих напряжений, а с другой – являются релаксаторами напряжений и притупляют вершину трещины при ее входе в пору, т. е. способствуют повышению уровня разрушающих напряжений.

В общем случае поры уменьшают пиковые напряжения в вершине трещины в результате их перераспределения. При лобовом столкновении трещины с порой суммирование полей напряжений приводит к возрастанию растягивающих напряжений на 10..30%, однако в дальнейшем происходит торможение трещины вследствие релаксации напряжений и притупления ее вершины. При прохождении трещины вблизи пор или между ними растягивающие напряжения у вершины трещины существенно уменьшаются. Это свидетельствует о способности пор уменьшать поступление энергии упругой деформации в вершину трещины. Поры служат препятствием образованию микротрещин, снижают пиковые напряжения и повышают способность материала сопротивляться разрушению. Это, в свою очередь, способствует снижению степени деформации стружки спеченной стали по сравнению с компактной сталью.

#### Л и т е р а т у р а

1. Фельдштейн Е.Э. Токарная обработка спеченной стали, легированной хромом. – Порошковая металлургия, 1980, № 5.
2. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М., 1956.
3. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов. – М., 1974.
4. Габриелов И.П., Дорошкевич Е.А., Желтонога Л.А. Исследование разрушения спеченных сталей. – Проблемы прочности, 1979, № 6.

КОЛЕБАНИЯ РЕЗЦА ПРИ ТОЧЕНИИ  
ЗАКАЛЕННОЙ СПЕЧЕННОЙ СТАЛИ

Колебания режущего инструмента оказывают существенное влияние на процесс резания, стойкость инструмента, качество обработанной поверхности. Исследования амплитуды колебаний державки резца при точении спеченной хромистой стали 20Х9<sub>п</sub> НРС 54–58 на станке ТВ–320, выполненные с помощью комплекса специальной аппаратуры [1], зафиксировали ее резкое возрастание в направлении действия сил  $P_z$  и  $P_x$  при скоростях резания 20...40 м/мин и свыше 120...150 м/мин. Такой характер изменения амплитуды сохраняется в широком диапазоне частот, однако ее величина с возрастанием частоты уменьшается.

Увеличение подачи увеличивает амплитуду колебаний. При достижении величины предельного износа резца амплитуда его колебаний возрастает в 1,5...2 раза.

На изменение величины амплитуды в нашем случае не влияют такие факторы, как срывы нароста, дисбаланс детали, биения шпинделя станка или соударения зубьев шестерен коробки скоростей, так как вращение шпинделя осуществляется через ременную передачу, гасящую удары, а нарост при точении спеченных сталей отсутствует. Поэтому ранее нами было высказано предположение, что изменение амплитуды колебаний связано с воздействием на процесс резания остаточной пористости. В определенном диапазоне скоростей частота соударений краев пор с режущим лезвием может совпасть с частотой собственных колебаний державки резца, в результате чего возникает резонанс, и амплитуда колебаний резко возрастает [1, 2].

Токарный резец упрощенно можно представить как консольную защемленную балку. Дифференциальное уравнение собственных изгибных колебаний балки в случае отсутствия дополнительной нагрузки и без учета влияния инерции поворота сечения и перерезающих сил имеет вид [3]:

$$EJ \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial x^4} + m \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial t^2} = 0, \quad (1)$$

где  $y(x, t)$  – функция, описывающая линию прогиба балки;  $m$  – погонная масса балки;  $E$  – модуль упругости материала балки;  $J$  – момент инерции поперечного сечения балки.

Принимая, согласно методу Фурье,  $y(x, t) = f(x) \cos \omega t$ , можно получить дифференциальное уравнение формы колебаний

$$\frac{\partial^4 f(x)}{\partial x^4} - \alpha^4 f(x) = 0, \quad (2)$$

где  $\alpha^4 = \omega^2 \frac{m}{EJ}$ ;  $\omega = 2\pi f$  - круговая частота;  $f$  - частота изгибных колебаний.

Общее решение уравнения (2) можно представить в виде

$$f(x) = A \sin \alpha x + B \cos \alpha x + C \operatorname{sh} \alpha x + D \operatorname{ch} \alpha x, \quad (3)$$

где  $A, B, C, D$  - постоянные, величины которых определяются из граничных условий.

Для нашего случая уравнение (3) принимает вид

$$\operatorname{ch} \alpha \cos \alpha + 1 = 0. \quad (4)$$

Корни уравнения равны  $\alpha_0 = 1,875$ ;  $\alpha_1 = 4,694$ ;  $\alpha_i \approx$

$$\approx \frac{2(i+1) - 1}{2} \pi \quad (i > 1).$$

Подставив цифровые значения  $\alpha$ , можно получить частоты собственных колебаний балки:

$$\text{для основного тона } f_0 = \frac{3,52}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m}}; \quad (5)$$

$$\text{для первого обертона } f_1 = \frac{8,81}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m}}. \quad (6)$$

Подставляя в формулы (5, 6) конкретные цифровые значения параметров балки, легко увидеть, что частоты колебаний державки резца в направлениях действия сил  $P_x$  и  $P_z$  лежат в пределах  $f_0 = 20 \dots 30$  кГц,  $f_1 = 52 \dots 75$  кГц.

Однако в процессе резания более правильно рассматривать резец как консольную балку с сосредоточенной нагрузкой (силой резания) на свободном конце. В этом случае уравнение (4) преобразуется в

$$E(\alpha) - k \alpha B(\alpha) = 0, \quad k = \frac{M}{ml}, \quad (7)$$

где  $E(\alpha) = \operatorname{ch} \alpha \cos \alpha + 1$ ;  $B(\alpha) = \operatorname{ch} \alpha \sin \alpha - \operatorname{sh} \alpha \cos \alpha$ ;  $M$  - масса сосредоточенной нагрузки.

В нашем случае  $M \gg ml$ , поэтому  $\alpha_0 = 0,4$ ;  $\alpha_1 \approx 3,9$  [3], а частоты собственных колебаний равны:

$$\text{для основного тона } f_0 = \frac{0,16}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m}}; \quad (8)$$

$$\text{для первого обертона } f_1 = \frac{0,40}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{Ej}{m}}. \quad (9)$$

Подставляя значения параметров резца в (8, 9), получим  $f_0 = 950 \dots 1500$  Гц,  $f_1 = 2400 \dots 3700$  Гц.

Рассмотрим расположение пор в обрабатываемом материале [4]. Предположим, что наша деталь разбита на ячейки размерами  $2r \times 2r \times 2r$  мм, в которые вписаны поры сферической (наиболее характерной) формы. Тогда число ячеек в горизонтальном слое равно  $n = \frac{bn}{4r^2}$ , а в вертикальном столбике

$N = \frac{L}{2r}$ . Объем вертикального столбика  $V = 4r^2 L$ , а число ячеек, занятых сферическими порами объемом  $4/3\pi r^3$ , составит

$$d = \frac{3L}{\pi r} P, \quad (10)$$

где  $P$  — величина пористости.

Вероятность того, что в произвольной ячейке вертикального столбика будет находиться пора, равна

$$\varphi = \frac{d}{N} = \frac{6}{\pi} P. \quad (11)$$

Вероятность того, что в сечении, состоящем из  $n$  ячеек, находится  $m$  пор, может быть записана в виде биномиального распределения. Оно используется тогда, когда производится  $n$  независимых испытаний, в каждом из которых одна и та же вероятность  $\varphi$  появления интересующего нас события и требуется определить вероятность появления этого события  $m$  раз.

Анализируя форму кривой плотности вероятности биномиального распределения, нетрудно заметить, что число пор, которое наиболее часто встречается в сечениях образца, равно

$$m^* = (1 + n)\varphi. \quad (12)$$

При обработке пористой детали в течение одной секунды при скорости резания  $V$  м/мин резец проходит через

$$n = \frac{1000v}{120r} \text{ ячеек.}$$

Тогда

$$m_c^* = \left(1 + \frac{1000v}{120r}\right) \varphi \approx \frac{50vP}{\pi r}. \quad (13)$$

По формулам (13) и (8) можно рассчитать скорость резания, обеспечивающую совпадение частоты соударения резца с краями пор с частотой собственных колебаний державки резца:

$$v = \frac{\pi r f_0}{50P}. \quad (14)$$

Принимая диаметр поры равным толщине срезаемого слоя, можно получить, что для сталей с пористостью 5% резонанс должен возникать в диапазоне скоростей 24...38 м/мин. Это хорошо согласуется с результатами стойкостных испытаний резцов при обработке спеченной стали [2].

#### Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И., Фельдштейн Е.Э. Качество обработанной поверхности при тонком точении спеченных сталей. – В кн.: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф. "Динамика станков". Куйбышев, 1980.
2. Фельдштейн Е.Э. Токарная обработка спеченной стали, легированной хромом. – Порошковая металлургия, 1980, № 5.
3. Ананьев И.В. Справочник по расчету собственных колебаний упругих систем. – М., 1946.
4. Трощенко В.Т., Руденко В.Н. Прочность металлокерамических материалов и методы ее определения. – Киев, 1965.

УДК 621.91.01

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

#### СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ИЗНОСА РЕЗЦОВ

Случайный характер процесса изнашивания режущих инструментов приводит к рассеиванию их стойкости и приращений износа через одинаковые интервалы времени. В данной работе показаны особенности изнашивания резцов в лабораторных условиях, когда колебания свойств инструментов и обрабатываемых заготовок сведены к минимуму, резание производится на одном станке и в результате рассеивание стойкости инструментов значительно меньше по сравнению с производственными условиями. С учетом статистических свойств процесса изнашивания инструментов можно создать совершенные методы исследования их режущих свойств и обрабатываемости металлов.

Опыты выполнялись при поперечном точении на станке мод. 1А616 втулок из стали 9ХС, имеющих наружный диаметр 40 мм и внутренний 18 мм. Резание производилось резцами с четырехгранными неперетачиваемыми пластинками из сплава Т15К6 при глубине резания 0,25 мм, подаче 0,065 мм/об и

частоте вращения шпинделя 2240 об/мин. После каждых 40 проходов, т. е. через  $\tau = 3$  мин резания с помощью инструментального микроскопа определялась наибольшая величина износа на задней поверхности резца. Некоторые из 31 полученных кривых износа показаны на рис. 1. Их пересечения свидетельствуют о неодинаковой скорости изнашивания резцов в разные моменты времени. Гистограммы износа при стойкости 5 и 20 мин (рис. 2) показывают, что распределение износа можно считать нормальным. В период нормального изнашивания сред-

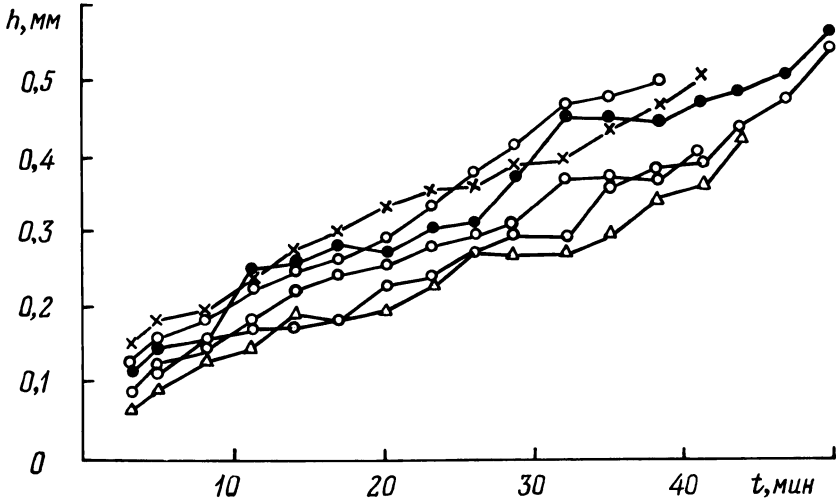


Рис. 1. Кривые износа резцов.

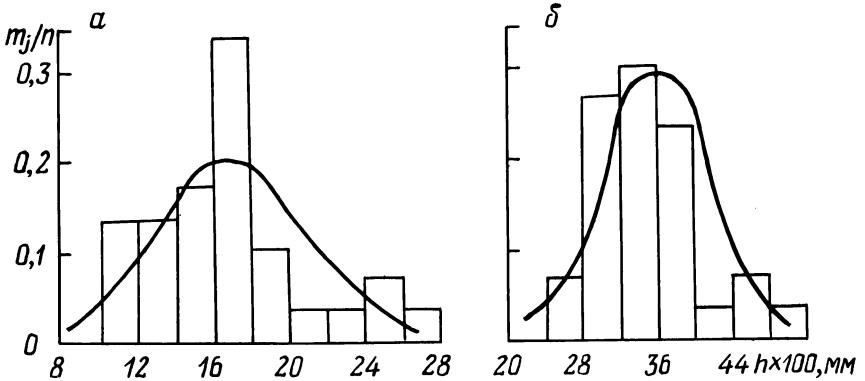


Рис. 2. Гистограммы износа резцов: а – при стойкости 5 мин; б – при стойкости 20 мин.



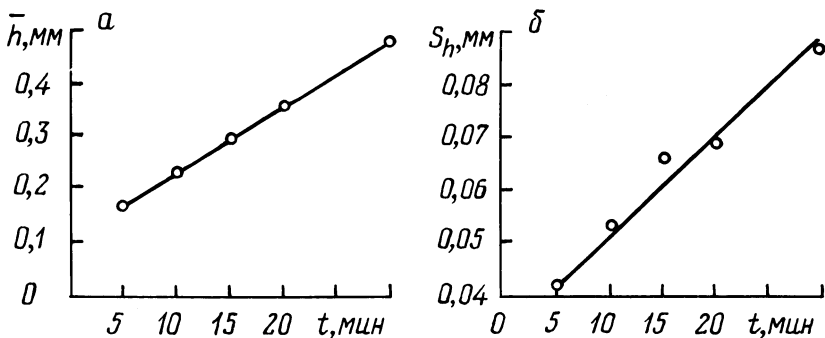


Рис. 3. Изменения во времени: а – среднего износа резцов; б – оценки среднего квадратического отклонения величины износа.

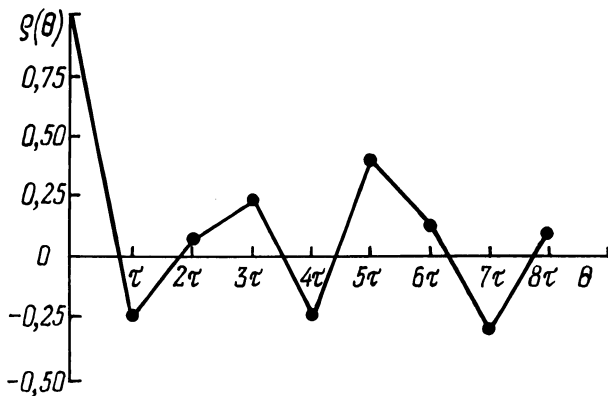


Рис. 4. Нормированная корреляционная функция последовательности приращений износа.

нее значение износа партии резцов и оценка среднего квадратического отклонения величин износа линейно возрастают (рис. 3), что является предпосылкой для разработки метода определения износа и стойкости инструментов по параметрам распределения износа в начальный период резания и по изменению их в небольшом интервале времени.

Для периода нормального изнашивания определены коэффициенты корреляции между случайными приращениями износа, разделенными интервалами  $\tau$ ,  $2\tau$ ,  $3\tau$  и т. д. Коэффициенты корреляции вычислены по формуле [1]:

$$r_{i,i+k} = \frac{\frac{1}{n} \sum \delta_i \delta_{i+k} - \bar{\delta}_i \bar{\delta}_{i+k}}{s_{\delta_i} s_{\delta_{i+k}}},$$

где  $n$  - число сопоставляемых пар приращений износа;  $\delta_i$  -  $i$ -ое приращение износа данного резца;  $\delta_{i+k}$  - приращение износа спустя  $k\tau$  минут после  $\delta_i$ ;  $\bar{\delta}_i$ ,  $\bar{\delta}_{i+k}$  - средние значения  $\delta_i$  и  $\delta_{i+k}$ ;  $s_{\delta_i}$ ,  $s_{\delta_{i+k}}$  - оценки средних квадратических отклонений  $\delta_i$  и  $\delta_{i+k}$ .

Типичная нормированная корреляционная функция  $\rho(\theta)$  (рис. 4) позволяет сделать вывод, что корреляция между приращениями износа не имеет места для разделяющих их интервалов длительностью 3 мин. Это свидетельствует о независимости приращений износа при  $t \geq 3$  мин.

#### Л и т е р а т у р а

1. Герцбах И.Б., Кордонский Х.Б. Модели отказов. - М., 1966.

УДК 621.911:621.919

Н.Д.Добровольский, инженер (ММИ)

#### ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ РОТАЦИОННОМ ПРОТЯГИВАНИИ СО СВОБОДНЫМ ВЫХОДОМ СТРУЖКИ

При ротационной обработке плоских поверхностей протягиванием (строганием) предпочтительны генераторная (рис. 1) и профильная (рис. 2) схемы резания припуска.

Генераторная схема обычно применяется при обработке самовращающимися круглыми протяжками плоскостей с небольшими припусками и ограниченной ширины. Рост производительности обработки в данном случае достигается за счет повышенных подач путем увеличения угла наклона режущих кромок  $\epsilon$  относительно направления главного движения резания. При этом лезвия режущей части могут быть выполнены кольцевыми или винтовыми.

В первом варианте достигается более высокая плавность в работе и повышение производительности процесса резания за счет оснащения режущих частей твердым сплавом, во втором - осуществляется кинематическое дробление стружки.



На рис. 1 показана обработка плоскости детали 1 шириной  $B'$  многолезвийной режущей частью 2 при поступательном главном движении резания  $V_{\Pi}$  и вращении режущих кромок  $V_{\text{вр}}$  вокруг оси, расположенной под углом  $\epsilon$ . При снятии припуска  $t$  площадь номинального сечения (составные части на рис. 1 условно заштрихованы в разные стороны) слоя, срезаемого одним лезвием, равно

$$F_{\text{н}} = AD \cdot AB = P \cdot t = n \cdot \sin \epsilon t, \quad (1)$$

где  $P$  – проекция величины шага зубьев на ширину плоскости.

Площадь остаточных гребешков

$$F_{\text{о}} = h \cdot \sin \epsilon \cdot r_{\phi} - \frac{h \cdot \sin \epsilon}{2} \sqrt{r_{\phi}^2 - \frac{h^2 \cdot \sin^2 \epsilon}{4}} - r_{\phi}^2 \cdot \arcsin \frac{h \cdot \sin \epsilon}{2r_{\phi}}, \quad (2)$$

где

$$r_{\phi} = R \cdot \cos^2 \epsilon \quad [1] - \quad (3)$$

радиус кривизны лезвия в зоне резания.

Действительное сечение стружки

$$F_{\text{д}} = t \cdot h \cdot \sin \epsilon - r_{\phi} \cdot h \cdot \sin \epsilon + \frac{h \cdot \sin \epsilon}{2} \sqrt{r_{\phi}^2 - \frac{h^2 \cdot \sin^2 \epsilon}{4}} + r_{\phi}^2 \cdot \arcsin \frac{h \cdot \sin \epsilon}{2r_{\phi}} = t \cdot h \cdot \sin \epsilon - R \cdot \cos^2 \epsilon \cdot h \cdot \sin \epsilon + \frac{h \cdot \sin \epsilon}{2} \sqrt{R^2 \cos^4 \epsilon - \frac{h^2 \sin^2 \epsilon}{4}} + R^2 \cdot \cos^4 \epsilon \times x \arcsin \frac{h \cdot \sin \epsilon}{2R \cdot \cos^2 \epsilon}. \quad (4)$$

Высота остаточных гребешков

$$H = \frac{h^2 \cdot \sin^2 \epsilon}{8r_{\phi}} = \frac{h^2 \cdot \sin^2 \epsilon}{8 \cdot R \cdot \cos^2 \epsilon} = \frac{h^2 \cdot \text{tg}^2 \epsilon}{8R}. \quad (5)$$

Угол контакта режущих лезвий с обрабатываемым материалом

$$\delta = \arccos\left(1 - \frac{t}{R}\right) + \arccos\left(1 - \frac{H}{R}\right). \quad (6)$$

Тогда длина активной режущей кромки

$$l_{\text{а}} = \frac{\pi \cdot R}{180} \left( \arccos\left(1 - \frac{t}{R}\right) + \arccos\left(1 - \frac{H}{R}\right) \right) =$$

$$= 0,01745R \left( \arccos \left( 1 - \frac{t}{R} \right) + \arccos \left( 1 - \frac{h^2 \operatorname{tg}^2 \epsilon}{8R^2} \right) \right), \quad (7)$$

Суммарная длина активных режущих кромок

$$\Sigma l_a = \frac{B'}{h \cdot \sin \epsilon} \cdot 0,01745 \cdot R \left( \arccos \left( 1 - \frac{t}{R} \right) + \arccos \left( 1 - \frac{h^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \epsilon}{8R^2} \right) \right), \quad (8)$$

Суммарная площадь срезаемого слоя

$$\Sigma F_d = B' \cdot \left( t - R \cdot \cos^2 \epsilon + \frac{1}{2} \sqrt{R^2 \cdot \cos^2 \epsilon - \frac{h^2 \cdot \sin^2 \epsilon}{4}} + \frac{R^2 \cdot \cos^4 \epsilon}{h \cdot \sin \epsilon} \arcsin \frac{h \cdot \sin \epsilon}{2R \cdot \cos^2 \epsilon} \right). \quad (9)$$

Рациональной областью применения профильной схемы является протягивание (строгание) с повышенными припусками и разделением их по глубине. Величина подачи на лезвие  $s_z$  определяется как полуразность диаметров у обычных протяжек.

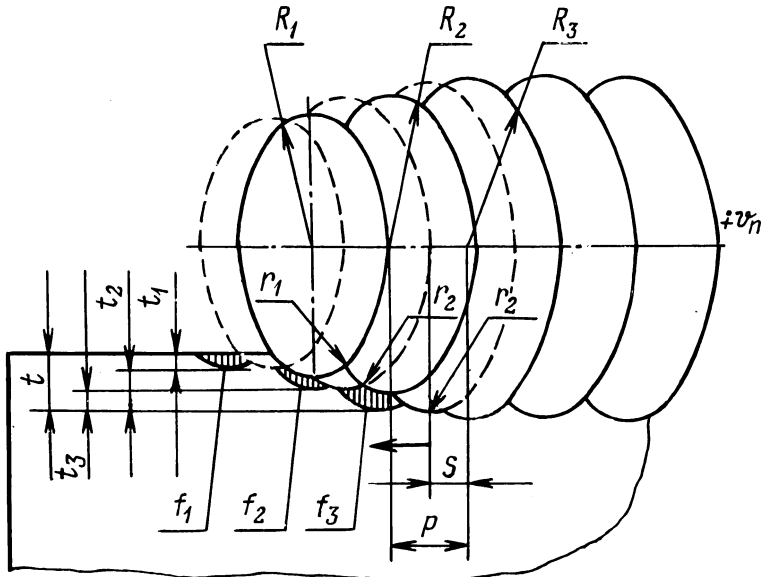


Рис. 2. Ротационное строгание – протягивание по профильной схеме резания со свободным выходом стружки.

При наличии калибрующих зубьев подача  $s_z$  может быть увеличена пропорционально их количеству.

Из рис. 2 и с учетом вышеприведенных формул (2) и (3) площадь действительного сечения среза любым режущим лезвием

$$\begin{aligned}
 F_{\text{д}}^{\Pi} = & t_{\text{н}} \cdot s + sR_{\Pi-1} \cdot \cos^2 \epsilon - \frac{s}{2} \sqrt{R_{\Pi-1}^2 \cdot \cos^4 \epsilon - \frac{s^2}{4}} - \\
 & - R_{\Pi-1}^2 \cdot \cos^4 \epsilon \arcsin \frac{s}{2R_{\Pi-1} \cdot \cos^2 \epsilon} - sR_{\Pi} \cdot \cos^2 \epsilon + \\
 & + \frac{s}{2} \sqrt{R_{\Pi}^2 \cdot \cos^4 \epsilon - \frac{s^2}{4}} + R_{\Pi}^2 \cdot \cos^4 \epsilon \times \\
 & \times \arcsin \frac{s}{2R_{\Pi} \cdot \cos^2 \epsilon}. \quad (10)
 \end{aligned}$$

Суммарная площадь срезаемого слоя

$$\begin{aligned}
 \Sigma F_{\text{д}} = & F_1 + F_2 + \dots + F_{\Pi} = s(t_1 + t_2 + \dots + t_{\Pi}) - \\
 & - sR_{\Pi} \cos^2 \epsilon + \frac{s}{2} \sqrt{R_{\Pi}^2 \cdot \cos^4 \epsilon - \frac{s^2}{4}} - R_{\Pi}^2 \cdot \cos^4 \epsilon \times \\
 & \times \arcsin \frac{s}{2R_{\Pi} \cdot \cos^2 \epsilon} = s \cdot t - sR_{\Pi} \cdot \cos^2 \epsilon + \\
 & + \frac{s}{2} \sqrt{R_{\Pi}^2 \cdot \cos^2 \epsilon - \frac{s^2}{4}} - R_{\Pi}^2 \cdot \cos^4 \epsilon \times \\
 & \times \arcsin \frac{s}{2R_{\Pi} \cdot \cos^2 \epsilon}. \quad (11)
 \end{aligned}$$

Длина активной режущей кромки  $n$ -го лезвия

$$\begin{aligned}
 l_a = & 0,01745 \cdot R_{\Pi} \left( \arccos \left( 1 - \frac{t_{\Pi}}{R_{\Pi}} \right) + \arccos \left( 1 - \right. \right. \\
 & \left. \left. - \frac{h^2 \cdot \sin^2 \epsilon}{8R_{\Pi}^2 \cdot \cos^4 \epsilon} \right) \right). \quad (12)
 \end{aligned}$$

Суммарная длина режущих кромок

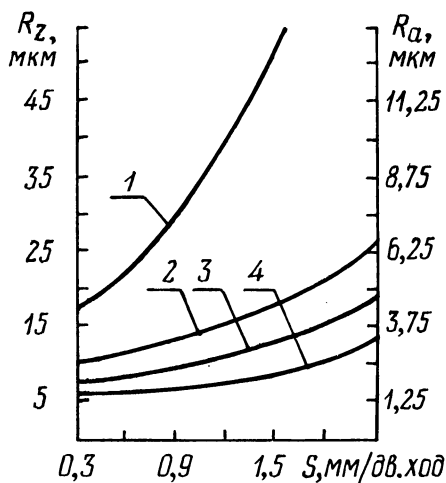
$$\Sigma l_a = 0,01745 \sum_1^n R_{\Pi} \left( \arccos \left( 1 - \frac{t_{\Pi}}{R_{\Pi}} \right) + \arccos \left( 1 - \right. \right.$$

$$- \frac{h^2 \cdot \sin^2 \epsilon}{8 R_{\Pi}^2 \cdot \cos^4 \epsilon})). \quad (13)$$

С целью проверки полученных аналитических зависимостей были проведены экспериментальные исследования зависимости шероховатости обработанной поверхности протягиванием — строганием от величины подачи, шага режущих лезвий, числа заходов витков и угла поворота оси режущей части инструмента относительно направления главного движения резания. Результаты исследований показывают, что зависимости  $R_z = f(\epsilon, i, h, s)$  имеют степенной характер.

В наибольшей степени на увеличение шероховатости влияют увеличение угла наклона  $\epsilon$  и шага режущих лезвий  $h$  при обработке стали винтовыми режущими кромками. Несколько монотоннее возрастает шероховатость с увеличением количества заходов винтовых лезвий при обработке чугуна и применении кольцевых лезвий на режущих частях инструмента.

Рис. 3. Влияние величины подачи на шероховатость обработанной поверхности ( $R_{\Pi} = 60$  мкм);  $i = 1$ ;  $h = 8$  мм;  $z = 3$ ;  $V = 21,1$  м/мин;  $\gamma = 6^\circ$ ;  $\alpha_3 = 10^\circ$ ;  $\epsilon = 25^\circ$ ; сталь 40X): 1 — призматический резец ( $\varphi = 30^\circ$ ;  $\varphi_1 = 10^\circ$ ;  $\gamma_3 = 8^\circ$ ;  $\alpha_3 = 12^\circ$ ;  $\lambda = 0$ ;  $r = 2$  мм;  $t = 3$  мм); 2, 3, 4 — строгание-протягивание по профильной схеме ( $t = 6$  мм; с режущими частями соответственно: винтовая, кольцевая, кольцевая заторможенная).



На рис. 3 показано, что шероховатость также возрастает при строгании — протягивании плоских поверхностей с увеличением подачи  $s$ . При этом высота микронеровностей значительно ниже, чем при строгании плоскости призматическим резцом (кривая 1). Еще более снижается шероховатость при обработке плоскости заторможенной многолезвийной режущей частью, но в данном случае резко падает стойкость инструмента.

Исследованиями установлено, что реальная шероховатость на 1–2 класса ниже теоретической за счет нежесткости подшипниковых узлов вращающихся режущих элементов и наличия вибраций в системе СПИД.

Выводы. 1. Обе представленные схемы могут иметь рациональную область применения в серийном и массовом производстве.

2. При значительном повышении производительности обработки (за счет увеличения подачи) шероховатость находится в пределах 5–7 класса.

3. Самовращение лезвий в направлении схода стружки уменьшает трение на контактных поверхностях инструмента, повышает интенсивность их охлаждения и соответственно увеличивает стойкость инструмента.

4. При скорости резания до 30...35 м/мин (0,5...0,6 м/с) обеспечивается свободный выход стружки из зоны резания.



### Раздел 3. ИЗУЧЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ УЗЛОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ

УДК 621.941.23

И.А.Каштальян, инженер (МЗАЛ),  
А.И.Кочергин, канд. техн. наук (БПИ)

#### РЕГУЛИРОВАНИЕ ПОДАЧИ ПРИ ОБРАБОТКЕ СФЕРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

При обработке на токарных станках с ЧПУ ряд вопросов повышения производительности и точности обработки решается регулированием подачи. Быстрое развитие вычислительной техники, появление надежной и сравнительно дешевой элементной базы позволили создать системы ЧПУ по принципу мини-ЭВМ. Благодаря этому технологические возможности станка могут быть расширены изменением части математического обеспечения или незначительным дополнением его. Например, так достигается регулирование подачи при токарной обработке [1].

В системах ЧПУ, построенных по принципу мини-ЭВМ, расчет траектории перемещения инструмента ведется, как правило, по методу оценочной функции. Обычно с целью наибольшего приближения действительной траектории перемещения инструмента к теоретической при одном заходе в алгоритм интерполяции (при одном цикле интерполяции) делается два шага: один по основной, второй по вспомогательной координате. При этом для регулирования подачи инструмента необходимо знать, как происходит распределение числа циклов интерполяции по мере перемещения его вершины по дуге окружности.

При токарной обработке точность диаметральных размеров, как правило, выше точности осевых. Поэтому дискрета в диаметральной направленности принимается обычно в два раза меньшей, чем в осевом, и управляющее устройство должно интерполировать не круг, а эллипс с соотношением осей 1:2.

Если взять нормальное уравнение эллипса (рис. 1, б)

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1,$$

то при  $a = 2b$  оценочной функцией будет выражение:

$$F(x_i, y_j) = (x_i^2 + 4y_j^2) - (x_0^2 + 4y_0^2),$$

где  $x_i, y_j$  - координаты текущей точки дуги;  $x_0, y_0$  - координаты начальной точки дуги.

При шаге по оси X новое значение оценочной функции

$$F(x_i \pm 1, y_j) = [(x_i \pm 1)^2 + 4y_j^2] - (x_0^2 + 4y_0^2)$$

или

$$F(x_i \pm 1, y_j) = F(x_i, y_j) \pm 2x_i + 1. \quad (1)$$

Аналогично, при шаге по оси Y новое значение оценочной функции

$$F(x_i, y_j \pm 1) = F(x_i, y_j) \pm 8y_j + 4. \quad (2)$$

Полная картина распределения числа циклов интерполяции вдоль дуги эллипса наиболее просто может быть получена при расчете на ЭВМ. Текущие значения координат точек эллипса с соотношением осей  $b : a = 1 : 2$  определяются зависимостями

$$x = \frac{b \cos \alpha}{\sqrt{1 - \frac{3}{4} \cos^2 \alpha}}; \quad (3)$$

$$y = \frac{b \sin \alpha}{\sqrt{1 - \frac{3}{4} \cos^2 \alpha}}, \quad (4)$$

где  $\alpha$  - текущее значение угла между осью X и радиусом-вектором точки.

На основе зависимостей (1)-(4) построен алгоритм расчета числа циклов интерполяции при обработке дуги эллипса в пределах одного квадранта. На блок-схеме алгоритма (рис. 1, а) приняты следующие обозначения: J - число циклов интерполяции для предшествующего значения  $\alpha$ ; N - текущее значение угла  $\alpha$ ; S - текущее значение числа циклов интерполяции; X - значение координаты x; Y - значение координаты y; F - значение оценочной функции; A - расчетное значение координаты x при заданном значении  $\alpha$ ; C - расчетное значение координаты y при заданном значении  $\alpha$ . Анализ результатов расчета показал, что изменение числа циклов интерполяции соответствует изменению проекций радиуса-вектора  $\rho$  на оси эллипса. При изменении угла  $\alpha$  от 0 до  $24^\circ$  число циклов интерполяции равно

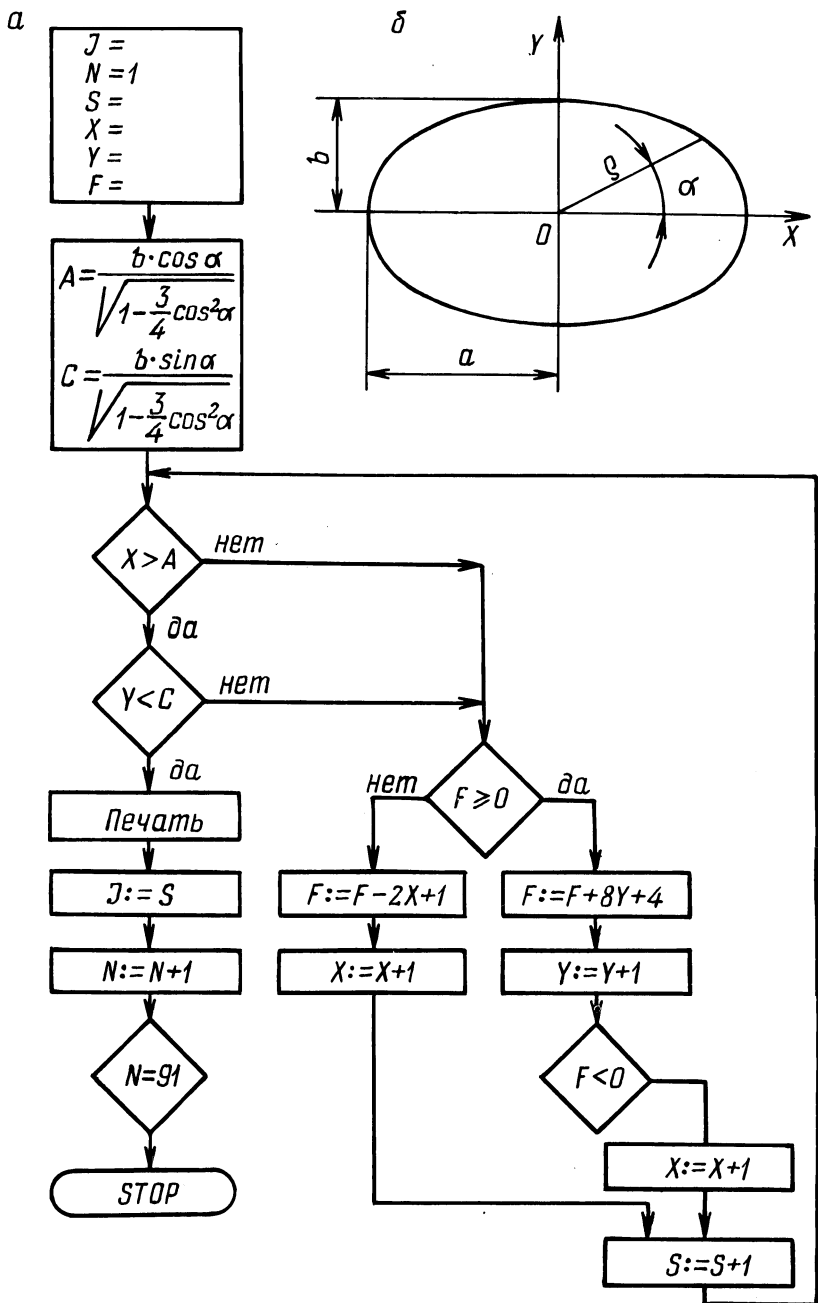


Рис. 1. Алгоритм расчета интерполяции: а – блок-схема, б – параметры эллипса.

числу дискрет, выданных устройством ЧПУ по малой оси эллипса. При отработке дуги в пределах от  $24$  до  $90^\circ$  число циклов интерполяции равно числу дискрет по большой оси эллипса.

### Л и т е р а т у р а

1. Кашгальян И.А., Кочергин А.И., Зайцев В.Б. Поддержание заданного закона изменения подачи на токарных станках с ЧПУ. – В сб.: Машиностроение. Мн., 1979, вып. 2.

УДК 621.833

О.В.Берестнев, канд. техн. наук (ИНДМаш АН БССР), И.В. Жук, инженер (ИНДМаш АН БССР), С.П.Руденко, инженер (ИНДМаш АН БССР), Е.С.Яцура, канд. техн. наук (БПИ)

### ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В ЗУБЧАТЫХ ПАРАХ С ИСКУССТВЕННЫМИ КОНЦЕНТРАТОРАМИ

Развитие современного машиностроения требует дальнейшего повышения долговечности зубчатых передач и требований к их виброакустическим характеристикам.

Перспективным направлением поиска решений этих задач является создание конструкций зубчатых колес с упругими соединениями ободов и ступиц или повышенной упругой податливостью собственно зубчатых профилей за счет увеличения высоты зубьев или модификации их элементов. Увеличение упругой податливости зубчатых зацеплений позволяет снизить неравномерность распределения нагрузки по длине контактных линий, улучшить динамику сопряжений зубьев и виброакустические характеристики передач в целом.

На рис. 1 представлена конструкция зубчатого колеса [1], впадины зубьев которого имеют канавки (искусственные концентраторы) со следующими геометрическими параметрами: глубина  $H = (0,167 \dots 0,667)m$ ; радиус у вершины  $r = (0,1 \dots 0,3)m$ , где  $m$  – нормальный модуль зацепления. Угол профиля канавки равен двойному углу профиля исходного контура зубчатого колеса. Переход боковой поверхности концентратора в поверхность галтели впадины зуба выполнен также по некоторому радиусу  $R$ .

Для определения оптимальной глубины канавки была произведена оценка напряженного состояния модели зуба колеса,

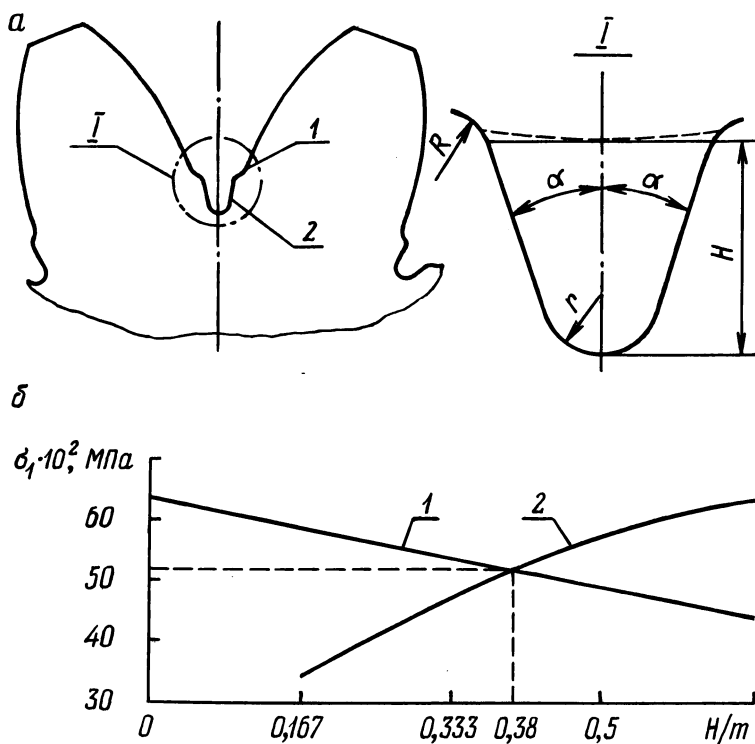


Рис. 1. Зубчатое колесо с искусственным концентратором (а) и распределение напряжений (б): 1 – в галтели зуба; 2 – в галтели канавки.

имеющего следующие параметры: число зубьев  $z = 45$ , модуль  $m = 3$  мм, угол профиля исходного контура  $\alpha = 20^\circ$ , угол наклона зубьев  $\beta = 0^\circ$ , коэффициент смещения  $x = 0$ , степень точности изготовления 7–В по ГОСТ 1643–72.

Расчет напряженного состояния производился методом конечных элементов (МКЭ) с использованием программы решения плоской задачи теории упругости [2]. При этом особенностью определения напряженного состояния зубчатых колес с помощью МКЭ является то, что: при зацеплении зубчатых колес обод находится в деформированном состоянии; расчету подвергается модель зубчатого колеса, представляющая собой пластину единичной толщины с одним зубом и прилегающей к нему областью прямоугольной формы высотой  $3m$  и длиной  $6m$ ; учитывая, что наиболее опасными в зубчатых передачах являются максимальные растягивающие напряжения на контуре зуба, аппроксимация

границ контура зуба, особенно в местах предполагаемой концентрации, проводилась с максимальной тщательностью.

С учетом указанных особенностей для пяти моделей зуба был произведен расчет максимальных растягивающих напряжений на контуре и величин перемещений точек, лежащих на вершинах зуба. Модель зуба без концентратора принята за эталонную, а остальные четыре модели имели канавки глубиной 0,167 м; 0,333 м; 0,5 м; 0,667 м и радиус  $r = 0,1$  м. На рис. 1 приведены результаты расчета напряжений от нагрузки 1 кН, приложенной нормально к эвольвенте у вершины зуба.

Из графика (рис. 1) видно, что при глубине канавки около 0,38 м наблюдается равенство максимальных растягивающих напряжений в галтелях зуба и канавки, причем максимальные значения напряжений в галтелях зуба на 24% ниже, чем у эталонной модели. При  $H \geq 0,38$  м вследствие увеличения плеча изгибающей силы и уменьшения площади зуба в опасном сечении зона максимальных растягивающих напряжений смещается в галтель канавки.

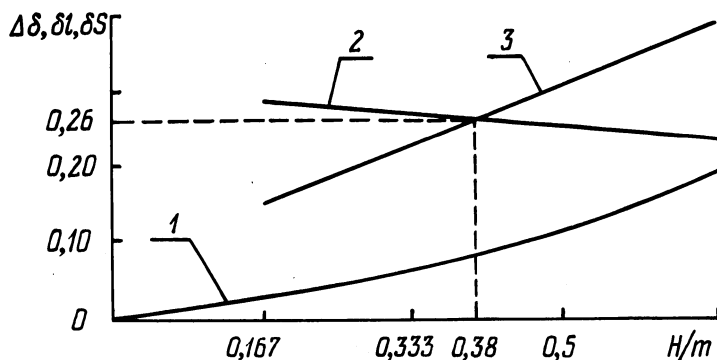


Рис. 2. Зависимости приращений: 1 — перемещений вершины зуба; 2 — толщины зуба у галтели концентратора; 3 — плеча изгибающей силы от глубины канавки.

Одновременно с понижением напряжений в галтели зуба происходит увеличение перемещений вершины зуба  $\delta$  (кривая 1, рис. 2), что свидетельствует об увеличении их податливости. При  $H = 0,38$  м перемещение вершины зуба на 7% больше, чем у эталонной модели. Увеличение податливости зуба приводит к повышению равномерности распределения нагрузки по длине контактных линий и уменьшению интенсивности динамического взаимодействия.

Эти выводы подтверждаются и расчетами по известным методикам расчета зубьев на изгиб. Например, по методике Д.Н.Решетова [3], зависимость для расчета номинальных напряжений в опасном сечении зуба имеет вид:

$$\sigma_{F \text{ ном}} = \frac{Q}{b \cdot S} \left( \frac{6 \cdot \cos \alpha_a \cdot l}{S} - \sin \alpha_a \right), \quad (1)$$

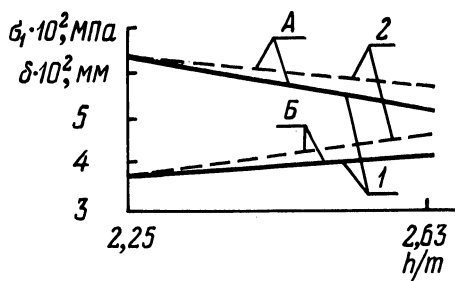
где  $Q$  – сила взаимодействия между зубьями;  $b$  – рабочая ширина зубчатого колеса;  $\alpha_a$  – угол у вершины зуба;  $S$  – толщина зуба в опасном сечении у корня зуба;  $l$  – плечо изгибающей силы.

При расчете номинальных напряжений в области канавки выражение (1) примет вид:

$$\sigma'_{F \text{ ном}} = \frac{Q}{b \cdot (S + \Delta S)} \left[ \frac{6 \cdot \cos \alpha_a (l + \Delta l)}{S + \Delta S} - \sin \alpha_a \right], \quad (2)$$

где  $\Delta S = S' - S$  и  $\Delta l = l' - l$  – соответственно приращения толщины зуба и плеча изгибающей силы; здесь  $S'$  – толщина зуба в области канавки и  $l'$  – плечо изгибающей силы для сечения  $S'$ .

Рис. 3. Напряжения в опасном сечении (А) и перемещения вершины зуба (Б) зубчатых колес: 1 – с концентратором ( $H=0,38 \text{ м}$ ); 2 – с  $h_a^*=1,15$ .



Из анализа выражения (2) и результатов расчета (рис. 2) следует, что при  $H = 0,38 \text{ м}$ , т. е. когда  $\delta l \approx \delta S$ , где  $\delta l$  и  $\delta S$  – относительные приращения плеча изгибающей силы и толщины зуба, достигается максимальное снижение номинальных напряжений изгиба (при неизменных значениях величин  $Q$  и  $\alpha_a$ ). В этом случае величина номинальных напряжений снижается по сравнению с эталонной моделью на 26%.

При увеличении глубины канавки больше, чем  $0,38 \text{ м}$ , эффективность снижения напряжений резко уменьшается вследствие быстрого роста напряжений в галтели канавки.

Концентратор глубиной меньше 0,38m не оказывает влияния на положение опасного сечения, а лишь перераспределяет напряжения в галтели в сторону их уменьшения.

МКЭ был произведен расчет напряженного состояния модели зуба зубчатого колеса с параметрами исходного контура:  $m = 3$ ;  $h_a^* = 1,15$ ;  $c^* = 0,33$ ;  $\alpha = 20^\circ$ . Результаты расчета приведены на рис. 3.

Из рис. 3 видно, что напряжения в опасных сечениях зуба с концентратором ( $H = 0,38m$ ) и зуба с увеличенной высотой ( $h_a^* = 1,15$ ) ниже, чем у эталонной модели соответственно на 21 и 13%. При высоте зубьев 2,63m перемещения вершины зуба у зубчатого колеса с предложенным исходным контуром больше перемещений вершины зуба с концентратором на 12, а по сравнению с эталоном – на 19%.

Из вышеизложенного следует, что при высоте зуба (2,6... 2,65)m величины растягивающих напряжений в галтелях зуба с увеличенной высотой и зуба с искусственным концентратором ниже, чем напряжения в галтели эталонного колеса при существенном повышении податливости зубьев и, следовательно, равномерности распределения нагрузки по длине контактных линий.

Проведенные экспериментальные исследования статической изгибной прочности, изгибной и контактной выносливости зубьев опытных зубчатых колес (с искусственными концентраторами) подтверждают возрастание этих характеристик и перспективность предложенной конструкции.

#### Л и т е р а т у р а

1. Зубчатое колесо / И.И.Янков, С.П.Руденко, И.В.Жук и др. Положительное решение по заявке № 2699943/25-28. 2. Уманский С.Э. Алгоритм и программа триангуляции двумерной области произвольной формы. – Проблемы прочности, 1978, № 6. 3. Решетов Д.Н. Детали машин. – М., 1975.



С.С.Костюкович, канд. техн. наук (БПИ),  
К.Ф.Горский, инженер (БПИ),  
П.И.Дривень, инженер (БПИ),  
В.Т.Минченя, инженер (БПИ)

## КОНСТРУКТОРСКО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ОБРАБОТКА ТОРМОЗНОГО УЗЛА ТРАНСПОРТЕРА

Одним из резервов повышения производительности автоматических линий является снижение времени, затрачиваемого на транспортировку деталей в зону обработки. Увеличение скорости транспортера в установившемся режиме достигается практически просто, однако увеличение средней скорости требует в свою очередь оптимизации переходных режимов движения (разгон, торможение). При всем многообразии конструктивных решений тормозных устройств обеспечение оптимального закона торможения представляет определенные трудности, особенно при высоких рабочих скоростях исполнительных органов гидропривода. Отсутствие четких рекомендаций по проектированию и расчету тормозных устройств и достаточных данных для оценки работоспособности разрабатываемых конструкций вызывает необходимость дальнейшего изучения процессов торможения в каждом конкретном случае.

В настоящей работе рассматривается вопрос определения конструктивных параметров тормозного узла гидроцилиндра транспортера с целью оптимизации процесса торможения. Условия работы транспортера следующие: перемещение деталей - в вертикальной плоскости; масса деталей  $m = 100$  кг; скорость установившегося движения  $V = 0,5$  м/с.

Известно, что наиболее оптимальное торможение обеспечивается в случае достижения закона постоянного ускорения, причем при жестком креплении деталей к подвижному элементу привода модуль предельного ускорения при торможении не должен превышать значения  $|a| = 3...4$  м/с<sup>2</sup>, а скорость подвода подвижного элемента к упору перед остановкой -  $V_{ост} = 0,03...0,05$  м/с [1, 2].

Схема торможения показана на рис. 1. Конструкция тормозного узла представляет собой сочетание дросселя постоянного сечения, встроенного в крышку гидроцилиндра, и дросселя переменного сечения, представляющего собой просверленные диаметрально в поршне отверстия разного диаметра (по пять

штук). Конструктивный путь торможения рассчитывается из условия обеспечения постоянства величины  $|a| = 3 \text{ м/с}^2$  при скорости установившегося движения  $V = 0,5 \text{ м/с}$ , т. е.  $l = \frac{V^2}{2|a|} = 42 \text{ мм}$ , причем время торможения в режиме постоянного ускорения составит  $t_{\text{тор}} = \sqrt{\frac{2l}{|a|}} = 0,166 \text{ с}$ . Для схемы,

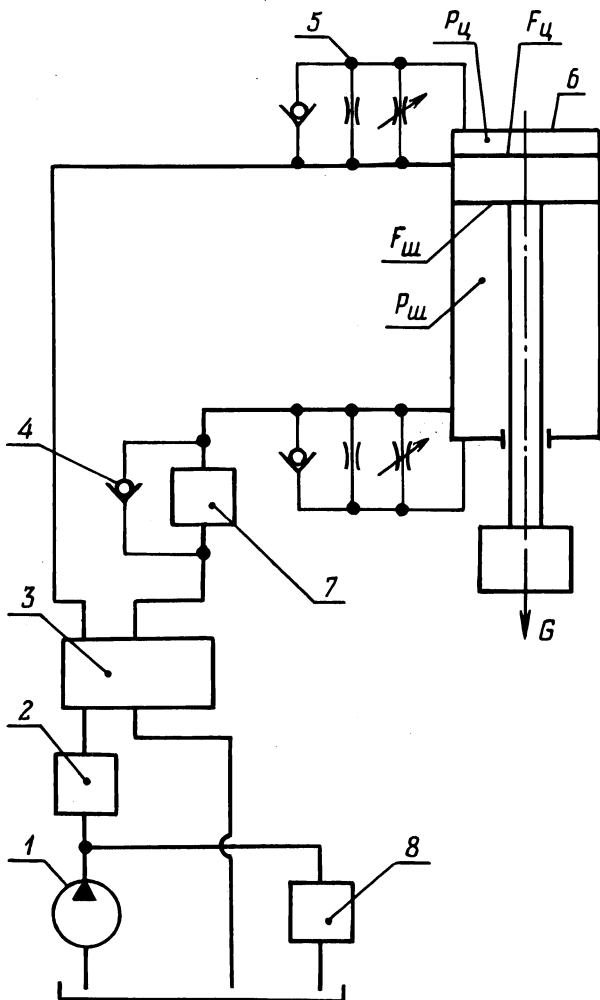


Рис. 1. Схема торможения: 1 – насос; 2 – регулятор расхода; 3 – распределитель; 4 – обратный клапан; 5 – тормозной узел; 6 – гидроцилиндр транспортера; 7 – напорный золотник; 8 – распределительная панель.

представленной на рис. 1, можно записать следующие уравнения движения исполнительного органа (ИО):

для хода вниз:

$$M_{\text{пр}} \cdot g + P_{\text{ц}} \cdot F_{\text{ц}} + M_{\text{пр}} \cdot \frac{dV_{\text{тр}}}{dt} = P_{\text{ш}} \cdot F_{\text{ш}} + R_{\text{тр}}; \quad (1)$$

для хода вверх:

$$M_{\text{пр}} \cdot g + R_{\text{тр}} + P_{\text{ц}} \cdot F_{\text{ц}} = P_{\text{ш}} \cdot F_{\text{ш}} + M_{\text{пр}} \cdot \frac{dV_{\text{тр}}}{dt}, \quad (2)$$

где  $P_{\text{ц}}$  и  $P_{\text{ш}}$  - давление масла соответственно в цилиндровой и в штоковой полостях;  $F_{\text{ц}}$  и  $F_{\text{ш}}$  - площадь поршня соответственно в цилиндровой  $V$  в штоковой полостях;  $R_{\text{тр}}$  - сила трения;  $M_{\text{пр}}$  - приведенная к ИО масса всех движущихся частей;  $V_{\text{тр}}$  - скорость движения ИО в период торможения;  $g$  - ускорение свободного падения.

Из (1) и (2), пренебрегая силами трения:

$$\frac{dV_{\text{тр}}}{dt} = \frac{P_{\text{ш}} \cdot F_{\text{ш}} - P_{\text{ц}} \cdot F_{\text{ц}} - M_{\text{пр}} \cdot g}{M_{\text{пр}}}; \quad (3)$$

$$\frac{dV_{\text{тр}}}{dt} = \frac{P_{\text{ц}} \cdot F_{\text{ц}} + M_{\text{пр}} \cdot g - P_{\text{ш}} \cdot F_{\text{ш}}}{M_{\text{пр}}}. \quad (4)$$

В (3) и (4) значения  $F_{\text{ц}}$ ,  $F_{\text{ш}}$ ,  $M_{\text{пр}}$ ,  $M_{\text{пр}} \cdot g$  - постоянные. Так как при ходе ИО вниз и вверх в момент торможения давления  $P_{\text{ц}}$  и  $P_{\text{ш}}$  равны давлению настройки клапана высокого давления разделительной панели, то в уравнении (3) величину  $P_{\text{ц}}$ , а в уравнении (4) величину  $P_{\text{ш}}$  можно принять также постоянными (без учета инерционных перепадов давления в гидромагистралях). Естественно, что тогда модуль ускорения при торможении будет зависеть от перепада давления на дросселе, который в свою очередь зависит от площади отверстия и определяется [2]:

$$\Delta P = \left( \frac{Q}{c \cdot F_{\text{др}}} \right)^2, \quad (5)$$

где  $Q$  - расход масла через дроссель;  $F_{\text{др}}$  - площадь сечения отверстия дросселя;  $c$  - поправочный коэффициент расхода (для дросселя с отношением  $\frac{l}{d} \approx 5$   $c = 0,85 \dots 0,87$ ) [3].

Из (5) следует:

$$F_{\text{др}} = \frac{Q}{c \sqrt{\Delta P}}. \quad (6)$$

Расход масла из соответствующих подпорных полостей гидроцилиндра при торможении составит

$$\text{для хода вниз: } Q = F_{\text{ш}} \cdot V; \quad (7)$$

$$\text{для хода вверх: } Q = F_{\text{ц}} \cdot V. \quad (8)$$

Период торможения, если пренебречь силами трения и считать, что установка напорного золотника на сливе из штоковой полости позволяет компенсировать вес перемещаемой детали, характеризуется действием только сил инерции. В этом случае

для хода вниз:

$$M_{\text{пр}} \cdot \frac{dV_{\text{тр}}}{dt} = P_{\text{ш}} \cdot F_{\text{ш}}; \quad (9)$$

для хода вверх:

$$M_{\text{пр}} \cdot \frac{dV_{\text{тр}}}{dt} = P_{\text{ц}} \cdot F_{\text{ц}}. \quad (10)$$

Отсюда следует, что давление  $P_{\text{ш}}$  и  $P_{\text{ц}}$  (т. е. перепад) выражаются соответственно:

$$\Delta P_{\text{ш}} = \frac{M_{\text{пр}} \cdot \frac{dV_{\text{тр}}}{dt}}{F_{\text{ш}}}; \quad (11)$$

$$\Delta P_{\text{ц}} = \frac{M_{\text{пр}} \cdot \frac{dV_{\text{тр}}}{dt}}{F_{\text{ц}}}. \quad (12)$$

Определив по (11), (12), (7) и (8) численные значения  $\Delta P$  и  $Q$ , находим из (6) величину  $F_{\text{др}}$ , причем учитывая, что в начальный период торможения ИО масло проходит как через дроссель постоянного сечения, так и через два первых диаметрально расположенных отверстия в поршне, то:

$$F_{\text{др}} = F_{\text{др.пост.}} + 2F_{\text{др.отв.№1}}. \quad (13)$$

Чтобы дроссель постоянного сечения в конце торможения обеспечивал посадку ИО на жесткий упор со скоростью, не превышающей величину  $V_{\text{ост}} = 0,05$  м/с, составляющей 0,1 от скорости установившегося движения  $V = 0,5$  м/с, значение  $F_{\text{др.пост}}$  также должно составлять 0,1 от величины  $F_{\text{др}}$ , т. е.  $F_{\text{др.пост}} = 0,1 F_{\text{др}}$ . Соответственно из (13) определяется  $F_{\text{др.отв.№1}}$ . Последующие отверстия в поршне выбираются на основании графика (рис. 2), построенного по зависимости между безразмерными величинами скорости  $U$  и пути торможения  $\xi$ , т. е.  $U = \sqrt{1 - \xi}$  [1] (кривая  $d = f(\xi)$  получена при пе-

реходе от площадей к диаметрам сечения дросселирующих отверстий).

На основании приведенного расчета был выполнен тормозной узел гидроцилиндра транспортера, дросселирующие отверстия которого располагались равномерно на конструктивном пути торможения  $l = 40$  мм

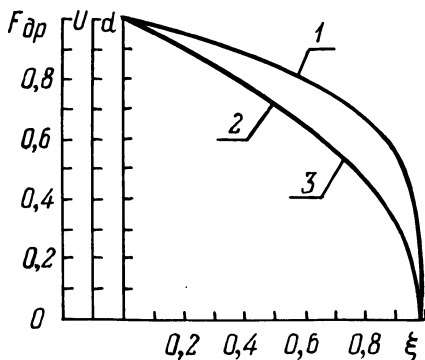
в штоковой полости:

$$\begin{aligned} d_{\text{др.пост}} &= 1,8 \text{ мм}; & d_1 &= 3,2 \text{ мм}; & d_2 &= 2,5 \text{ мм}; \\ d_3 &= 2;65 \text{ мм}; & d_4 &= 2,3 \text{ мм}; & d_5 &= 1,85 \text{ мм}; \end{aligned}$$

в цилиндровой полости:

$$\begin{aligned} d_{\text{др.пост}} &= 1,2 \text{ мм}; & d_1 &= 2,65 \text{ мм}; & d_2 &= 2,5 \text{ мм}; \\ d_3 &= 2,3 \text{ мм}; & d_4 &= 2,0 \text{ мм}; & d_5 &= 1,2 \text{ мм}. \end{aligned}$$

Рис. 2. Изменение скорости исполнительного органа 2, площади сечения 3 и диаметра отверстий 1 дросселя в зависимости от пути торможения  $\xi$  (в относительных величинах).



Экспериментальная проверка выявила, что, как при ходе вверх, так и при ходе вниз, имело место "доползание" ИО до жесткого упора. Это объясняется тем, что после перекрытия последнего дросселирующего отверстия ИО перемещается только на дросселе постоянного сечения, так как  $F_{\text{др.пост}} \ll F_{\text{др.пост}} + 2F_{\text{др.отв.№5}}$ . "Доползание" было ликвидировано продлением контактирования последнего дросселирующего отверстия со сливной магистралью. Для этого данное отверстие выполнялось с цековкой  $d = 5$  мм и глубиной  $l = 2,5$  мм. Окончательная проверка конструкции показала, что величины, характеризующие процесс торможения, близки к оптимальным (табл. 1).

Таблица 1

Ход вверх			Ход вниз		
$ a $ , м/с <sup>2</sup>	$V_{ост}$ , м/с	$t_{тор}$ , с	$a$ , м/с <sup>2</sup>	$V_{ост}$ , м/с	$t_{тор}$ , с
3,8	0,052	0,21	4,2	0,05	0,17

## Л и т е р а т у р а

1. Цуханова Е.А. Расчет тормозных устройств гидропривода автоматических станков и линий по заданному закону торможения. - М., 1963. 2. Брон Л.С., Тартаковский Ж.Э. Гидравлический привод агрегатных станков и автоматических линий. - М., 1974. 3. Хедер Г. Конструирование и расчеты. - Мл.-Л., 1931, т. 1.

УДК 621.91

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

К ВОПРОСУ О ДИНАМИЧЕСКОЙ ЖЕСТКОСТИ  
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ  
СТАНОК—ДЕТАЛЬ—ИНСТРУМЕНТ

В настоящее время наиболее простым и самым распространенным методом определения жесткости технологической системы СДИ является статический метод. Статическое нагружение элементов системы СДИ с большей или меньшей точностью дает представление о поведении элементов системы неработающего станка под нагрузкой, но не дает возможности правильно оценить жесткость технологической системы СДИ в условиях ее работы (резания), так как при статическом нагружении не учитываются все факторы, действующие в процессе резания.

Установлено [1], что деформации системы СДИ в динамическом состоянии в 1,2—2 раза больше, чем деформации системы в статическом состоянии. Динамическая жесткость системы зависит от параметров системы, параметров процесса резания и частоты возмущающей силы. Она характеризует способность системы СДИ противостоять деформирующему действию сил при конкретных условиях обработки деталей.

Различными авторами в разное время предложено несколько

способов определения динамической жесткости, которые можно объединить в пять групп.

К первой группе относятся способы определения динамической жесткости посредством обработки заготовок с неравномерным припуском:

- обтачивание эксцентричных заготовок [2];
- обтачивание заготовок, имеющих крутую конусность;
- обтачивание ступенчатых заготовок;
- обтачивание ступенчатых заготовок разной жесткости 3.

Динамическая жесткость системы СДИ для трех вышеприведенных методов определяется из выражения

$$j_{\text{сист}} = \lambda \cdot C_p \cdot s^{0,75} \frac{\Delta_{\text{заг}}}{\Delta_{\text{дет}}}, \quad (1)$$

где  $\lambda = \frac{P_y}{P_z}$  - отношение радиальной составляющей  $P_y$  к тангенциальной составляющей  $P_z$  силы резания;  $C_p$  - коэффициент, характеризующий обрабатываемый материал;  $s$  - подача;  $\Delta_{\text{заг}}$  - погрешность заготовки;  $\Delta_{\text{дет}}$  - погрешность детали.

Формула для определения динамической жесткости станка с помощью ступенчатого резания на двух оправках имеет вид

$$j_{\text{станка}} = \frac{(\Delta_{g_1} - \Delta_{g_2}) \cdot j_{\text{опр1}} \cdot j_{\text{опр2}}}{j_{\text{опр2}} \cdot \Delta_{g_2} - j_{\text{опр1}} \cdot \Delta_{g_1}}, \quad (2)$$

где  $\Delta_{g_1}$  и  $\Delta_{g_2}$  - величины перепада в радиусах на ступенчатом образце, обработанном на оправках, имеющих жесткость  $j_{\text{опр1}}$  и  $j_{\text{опр2}}$ .

Ко второй группе относятся способы определения динамической жесткости путем обработки гладких заготовок:

последовательная обработка заготовок при прямой и обратной подаче [4];

способ, основанный на сравнении заданной и фактической глубины резания [5].

Значение динамической жесткости для первого способа определяется по формуле

$$j_{\text{сист}} = \frac{\frac{2}{3} C_p s^{0,75} t}{D_{\text{п}} - D_{\text{по}}}, \quad (3)$$

где  $D_{\Pi}$  – диаметр поверхности, обработанной с прямой подачей;  $D_{\text{по}}$  – диаметр поверхности, обработанной с прямой и обратной подачами.

Значение динамической жесткости для второго способа определяется по формуле

$$j_{\text{сист}} = \frac{t_{\text{факт}}}{Y} \cdot C_p \cdot s^{UP} \cdot HB^n, \quad (4)$$

где  $t_{\text{факт}}$  – фактическая глубина резания;  $Y$  – величина упругого отжатия.

К третьей группе относятся специальные устройства [6], позволяющие определять динамическую жесткость системы непосредственно в процессе обтачивания контрольной заготовки.

Четвертую группу составляют расчетно-экспериментальные способы определения динамической жесткости [1, 7].

К пятой группе относятся аналитические способы определения динамической жесткости. Динамический коэффициент  $\mu$  при обработке гладкого цилиндрического валика в центрах с высокими скоростями резания определяется по формуле

$$\mu = \frac{1 - \alpha}{(1 - \alpha - \beta)(1 - \alpha + \beta)}, \quad (5)$$

где  $\alpha = \frac{V_{\Pi} l}{a \pi}$ ;  $a = \sqrt{\frac{Ej g}{F \gamma}}$ ;  $V_{\Pi}$  – скорость перемещения реза;  $l$  – длина обрабатываемой заготовки;  $F$  – площадь поперечного сечения заготовки;  $\gamma$  – удельный вес обрабатываемого металла;  $Ej$  – жесткость заготовки;  $\beta = \frac{\tau}{\tau_1}$  – отношение периода основного типа колебания обрабатываемой детали к периоду  $\tau_1 = \frac{2\pi}{\nu_{\Pi}}$  пульсирующей силы.

Недостатком формулы (5) является то, что рабочие узлы станка не абсолютно жестки, как принято при выводе формулы.

Способы определения динамической жесткости по формулам (1, 3, 4) не являются точными по следующим причинам: во-первых, отношение составляющих усилия резания  $\lambda = \frac{P_Y}{P_Z}$  колеблется в пределах 0,3...0,65; во-вторых, величина  $C_p$  колеблется в пределах 144...251; в-третьих, показатель степени при глубине резания в большинстве случаев не равен единице; в-четвертых, величина  $\frac{\Delta_{\text{заг}}}{\Delta_{\text{дет}}}$  зависит от точности измерения



перепадов в диаметрах, при этом особенно низкая точность измерения перепада  $\Delta_{\text{дет}}$ .

В связи с этим авторами предложен новый метод определения динамической жесткости системы СДИ при резании металлов, исключая вышеприведенные недостатки.

#### Л и т е р а т у р а

1. Колев К.С., Колев Н.С. О динамической жесткости технологической системы. – Вестник машиностроения, 1960, № 2. 2. Скраган В.А. Производственный метод определения жесткости металлорежущих станков. – М., 1950. 3. Якимов А.В., Казимирчик Ю.А. Оценка производственных методов определения жесткости металлорежущих станков. – В сб.: Изв. вузов. Машиностроение, 1962, № 2. 4. Кораблев П.А. Точность обработки на металлорежущих станках в приборостроении. – М., 1962. 5. Корсаков В.С. Точность механической обработки. – М., 1961. 6. Скраган В.А., Домажидов А.П. Устройство для контроля жесткости токарных станков производственным методом. – В кн.: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф.: "Жесткость машиностроительных конструкций". Брянск, 1976. 7. Колев К.С. Вопросы точности при резании металлов. – М., 1961.

УДК 621.822.6

И.П.Филонов, канд. техн. наук (БПИ),  
В.И.Клевзович, инженер (БПИ)

#### СРАВНИТЕЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНОГО РАССЕИВАНИЯ ЭНЕРГИИ В ПРИВОДЕ ПОДАЧ ФРЕЗЕРНОГО СТАНКА

При расчете реальных механических систем существенными факторами, влияющими на прочность, надежность и долговечность колеблющихся элементов, являются энергетические потери в системе. Причинами, приводящими к энергетическим потерям, являются: рассеяния энергии на необратимые процессы в циклически деформируемом материале колебательной системы, на трение в сочленениях и т. п. Из свойств колебательных систем станков способность демпфирования колебаний наименее изучена, что снижает, а часто и исключает возможность учета параметров колебательного движения при расчете их деталей на

прочность. Особенно важным является изучение демпфирования в механизмах подачи и в приводах в целом станков, у которых силовые воздействия имеют циклический характер, обусловленный переменным сечением среза (например, фрезерных).

Широкое использование в приводах подачи металлорежущих станков винтовых механизмов качения (ВМК) объясняется высокой точностью и равномерностью поступательного перемещения, повышенным КПД, возможностью полного устранения осевого зазора в резьбовом соединении. Однако отсутствие данных по демпфирующей способности ВМК затрудняет выполнение динамических расчетов.

На кафедре "Металлорежущие станки и инструменты" Белорусского политехнического института проведены экспериментальные исследования демпфирующей способности привода подачи фрезерного станка. В качестве последнего звена кинематической цепи привода подачи использовались шариковый (ШВМ) и роликовый (РВМ) винтовые механизмы. Их демпфирующая способность оценивалась в сравнении с винтовой парой скольжения (ВПС). При этом за основную характеристику демпфирующих свойств принимался коэффициент относительного рассеяния энергии за цикл колебаний  $\Psi$  (в некоторой литературе коэффициент диссипации), который определяется из [1]:

$$\Psi = \frac{\Delta W}{W}, \quad (1)$$

где  $\Delta W$  — энергия, рассеиваемая в системе за цикл колебаний;  $W$  — потенциальная энергия, соответствующая максимальной деформации (амплитуде) цикла.

При свободных колебаниях демпфирующие свойства обычно характеризуются декрементом колебаний  $\lambda$ , равным натуральному логарифмическому отношению двух соседних амплитуд. При малом затухании коэффициент относительного рассеяния энергии равен двум логарифмическим декрементом затухания:

$$\Psi = 2\lambda. \quad (2)$$

При значениях  $\lambda$ , близких к 1, наиболее точное соотношение между  $\Psi$  и  $\lambda$ , как показано в работе [2], выражается равенством:

$$\Psi = 2\lambda \frac{4\pi^2}{4\pi^2 - \lambda^2}. \quad (3)$$

Баланс рассеивания энергии колебаний в приводе подачи зависит от соотношения амплитуд колебаний отдельных звеньев привода. Учитывая последовательно-параллельное соединение

этих звеньев, относительное рассеивание энергии в системе можно определить по формуле [3]

$$\psi_{\Sigma} = \psi_1 \frac{K_{\Sigma}}{K_1} + \psi_2 \frac{K_{\Sigma}}{K_2} + \psi_3, \quad (4)$$

где  $K_{\Sigma}$  – жесткость упругой системы привода,  $K_{\Sigma} = \frac{K_1 \cdot K_2}{K_1 + K_2}$  (5);

$K_1$  – жесткость передачи винт – гайка;  $K_2$  – жесткость опор винта;  $\psi_1$  – относительное рассеяние энергии в передаче винт-гайка;  $\psi_2$  – относительное рассеяние энергии в опорах винта;  $\psi_3$  – относительное рассеяние энергии в направляющих.

Экспериментальное определение жесткости передач качения (ШВМ, РВМ) и скольжения (ВПС) производилось с использованием специального приспособления, установленного на столе горизонтально-фрезерного станка. Результаты исследований свидетельствуют о том, что наивысшей осевой жесткостью в диапазоне сил 1000...6000 Н обладает роликовый винтовой механизм, наименьшей – ВПС.

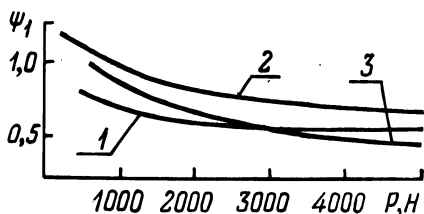


Рис. 1. Рассеивание энергии колебаний в механизмах винт-гайка: 1 – РВМ; 2 – ВПС; 3 – ШВМ.

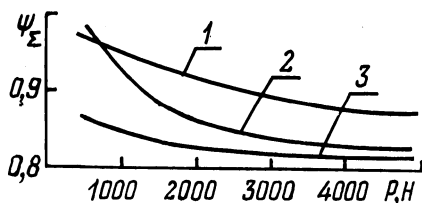


Рис. 2. Рассеивание энергии колебаний в приводе подач с различными винтовыми механизмами: 1 – ВПС; 2 – ШВМ; 3 – РВМ.

Относительное рассеяние энергии колебаний  $\psi_1$  для различных винтовых механизмов определялось по осциллограммам затухающих колебаний при действии на упругую систему привода кратковременной осевой нагрузки. Определив из осциллограмм логарифмический декремент затуханий по формуле (3), рассчитывали коэффициент  $\psi_1$ , изменение которого в зависимости от величины осевой нагрузки приведено на рис. 1. Приняв значения  $\psi_2 = 0,5$  [1],  $\psi_3 = 0,4$  [3], а  $K_2 \approx 2,0 \cdot 10^{-4}$  Н/м [4] и подставив их значения в формулу (4), определяем относительное рассеяние энергии в приводе подач  $\psi_{\Sigma}$ .

Полученные результаты, представленные на рис. 2, показывают, что относительное рассеяние энергии в приводе подач

наибольшее при использовании в качестве последнего звена кинематической цепи винтовых пар скольжения. Однако следует отметить, что при возрастании осевой нагрузки (амплитуды колебаний) рассеяние энергии в приводах с ВМК приближается к рассеянию энергии приводов с ВПС. Сравнительные исследования демпфирующей способности приводов подач с ШВМ и РВМ свидетельствуют, что ее отличие в диапазоне осевых сил 2500...5000 Н незначительно. Однако в диапазоне 800...2500 Н демпфирующая способность привода с ШВМ выше на 60...20%, чем у привода с РВМ. Объясняется это большей демпфирующей способностью площадок контакта у ШВМ по сравнению с РВМ, у которых контакт с поверхностями винта и гайки линейный.

Таким образом, проведенные исследования дали возможность количественно оценить демпфирующую способность различных винтовых механизмов, используемых в приводах подач металло-режущих станков.

Полученные результаты дадут возможность учитывать различный характер затухания колебательных процессов в приводах подач при исследовании параметров динамического качества станков.

#### Л и т е р а т у р а

1. Повышение демпфирования колебаний в приводе подач с числовым программным управлением: Метод. рек. - М., 1975.
2. Чернявский П.М., Локтев В.И. Количественные оценки рассеяния энергии механических систем. - В сб.: Изв. вузов. Машиностроение, 1979, № 3.
3. Шувалов В.Ю., Левина З.М., Решетов Д.Н. Демпфирование колебаний в передачах винт-гайка и опорах винтов. - Станки и инструмент, 1973, № 4.
4. Файнгауз В.М. Измерение коэффициентов демпфирования подшипников качения. - В сб.: Изв. вузов. Машиностроение, 1968, № 12.



катели  $BN$  и  $AL$ , выполненные в виде заостренных шупов, передают движение коромыслам  $NO_1F$  и  $LOC$ . Конец  $F$  коромысла  $NO_1F$  снабжен фрезой, конец  $C$  второго коромысла шарнирно скреплен с рабочим столом, совершающим плоско-параллельное движение, что дает возможность одновременно обрабатывать несколько деталей путем крепления на коромысле  $O_1F$  дополнительных фрез. В результате одновременного движения стола и фрезы последняя описывает на обрабатываемой детали некоторую кривую, форма которой определяется профилем кулачков. Нахождение этих профилей по заданной форме фрезеруемого контура и является целью настоящей работы.

При решении задачи будем считать заданными:

расстояние  $OO_1 = 2a$  между осями качаний коромысел;

длины  $OC = O_1F = r$  и  $OL = O_1N = l_0$  участков коромысел;

расстояние  $OK = O_1K = C$  между осью вращения кулачков и осями качаний коромысел;

длины шупов  $LA = BN = l_T$ ;

угол изогнутости коромысел  $\widehat{COL} = \widehat{FO_1N} = \beta$ ;

угол наклона шупов к коромыслу  $\widehat{OLA} = \widehat{O_1NB}$ .

По известным  $l_0$ ,  $l_T$  и углу  $\widehat{OLA}$  с помощью теоремы косинусов легко определяется расстояние  $l$  (от оси качания коромысла до точки соприкосновения шупа с кулачком) и угол  $\widehat{AOL} = \widehat{BO_1N}$ . Поэтому в дальнейшем  $l = OA = O_1B$  будем считать известным, а угол  $\widehat{COA} = \widehat{FO_1B} = \alpha - \widehat{LOA}$  обозначим  $\alpha$ .

Свяжем жестко с центром стола систему координат  $xSy$ . Тогда поставленная задача сведется к нахождению радиусов кулачков стола и фрезы в зависимости от координат  $x$ ,  $y$  точек фрезеруемого контура. Последние связаны с углами поворота коромысел  $\varphi$  и  $\psi$  системой уравнений (1), полученной из очевидных геометрических соображений:

$$\begin{cases} 2a = r \cos \varphi + x + r \cos \psi; \\ r \sin \varphi = r \sin \psi - y. \end{cases} \quad (1)$$

Систему (1) легко привести к виду

$$\begin{cases} \operatorname{tg} \frac{\varphi - \psi}{2} = \frac{y}{x - 2a}; \\ \operatorname{tg} \frac{\varphi + \psi}{2} = \frac{4r^2 - y^2 - (2a - x)^2}{y^2 + (2a - x)^2}. \end{cases} \quad (2)$$

Из второго уравнения (2) вытекает следующее ограничение на параметры конструкции:  $4r^2 > 4a^2 - 4ax + x^2 + y^2$ . Но очевидно, что при небольших размерах фрезеруемых контуров по

сравнению с размерами основных звеньев механизма легко добиться выполнения последнего неравенства, взяв  $r$  достаточно превосходящим  $a$ . Далее, так как  $\varphi + \psi < \pi$ , то при извлечении квадратного корня из обеих частей второго уравнения (2) надо брать перед корнем знак "+". В результате приходим к следующему решению системы (2):

$$\begin{cases} \varphi = \arctg \sqrt{\frac{4r^2 - y^2 - (2a - x)^2}{y^2 + (2a - x)^2}} + \arctg \frac{y}{x - 2a}; \\ \psi = \arctg \sqrt{\frac{4r^2 - y^2 - (2a - x)^2}{y^2 + (2a - x)^2}} - \arctg \frac{y}{x - 2a}. \end{cases} \quad (3)$$

Зная  $\varphi$  и  $\psi$ , определим углы  $\alpha_c$  и  $\alpha_\phi$ , необходимые для нахождения радиусов кулачков

$$\begin{cases} \alpha_c = \alpha - \varphi_0 - \varphi; \\ \alpha_\phi = \alpha - \varphi_0 - \psi, \end{cases} \quad (4)$$

где  $\varphi_0 = \arccos \frac{a}{c}$ . Из треугольников АОК и ВО<sub>1</sub>К с помощью теоремы косинусов найдем искомые радиусы

$$\begin{cases} r_c^2 = l^2 + c^2 - 2cl \cos \alpha_c; \\ r_\phi^2 = l^2 + c^2 - 2cl \cos \alpha_\phi. \end{cases} \quad (5)$$

Итак, для каждой точки фрезеруемого контура с координатами  $(x, y)$  найдены значения радиусов кулачков стола и фрезы, определяемые формулами (3 - 5).

Для выполнения соответствующих расчетов составлена универсальная программа на языке "Фортран" для ЭВМ "Минск-32". Разбивая заданный контур на  $n$  частей, определяем координаты точек деления, которые заносятся в массивы  $X(n)$ ,  $Y(n)$ . По этим данным на печать выдается таблица значений для радиусов кулачков  $r_c$  и  $r_\phi$ . Если теперь разбить две произвольные окружности на  $n$  равных частей и отложить на каждом из радиусов найденные значения  $r_c$  и  $r_\phi$  соответственно, то, соединяя полученные точки непрерывной плавной кривой, приходим к искомым профилям кулачков. Эту часть работы также может выполнить ЭВМ.

В качестве примеров проводились расчеты профилей кулачков для случаев, когда фрезеруемый контур представляет собой окружность, квадрат и скрипичный ключ. За исходные брались параметры фрезерно-копировального станка фирмы "Биллетер". Для скрипичного ключа -  $n = 77$ , в других случаях -  $n = 72$ .

На рис. 2 приведены полученные профили кулачков для окружности радиуса 15 мм. Надо отметить, что для получения замкнутых профилей при фрезеровании незамкнутых контуров необходимо дополнить контур до замкнутого с учетом холостого хода фрезы на этом участке.

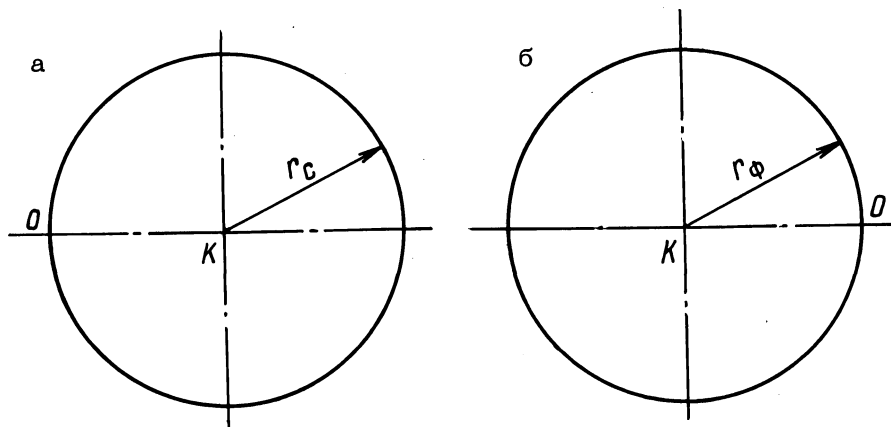


Рис. 2. Профили кулачков стола (а) и фрезы (б).

Приведенная схема дает универсальный и простой метод расчета кулачков описанного механизма, использование которого не ограничивается фрезерно-копировальными станками.

УДК 621.91

В.И.Ходырев, канд. техн. наук (ММИ),  
В.А.Молочков, инженер (ММИ),  
А.А.Рязанцев, инженер (ММИ)

#### ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТЕРЬ НА ТРЕНИЕ И ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА ПОДШИПНИКОВЫХ УЗЛОВ РОТАЦИОННОГО ИНСТРУМЕНТА

Технологические возможности ротационных инструментов в значительной мере определяются надежностью их подшипниковых узлов, работающих в весьма тяжелых условиях и имеющих конструктивные ограничения своих габаритов.

Для решения этой задачи необходимы сведения о потерях на трение и температурном режиме работы подшипниковых узлов ротационного инструмента в широком диапазоне изменения нагрузки и частоты вращения режущей части.



Для получения таких сведений были выполнены настоящие экспериментальные исследования влияния осевой и радиальной нагрузок и частоты вращения на температурный режим и потери на трение для различных вариантов конструкций подшипниковых узлов, наиболее широко используемых в ротационных инструментах.

Исследования выполнялись на специально разработанном стенде, который позволял в широком диапазоне изменять величины радиальной и осевой нагрузок, действующих на подшипниковый узел, а также частоту вращения этого узла. Схема нагружения и регистрации момента трения и температурного режима работы узла показана на рис. 1. В шпиндель 1 стенда устанавливался исследуемый подшипниковый узел 3, неподвижная ось которого нагружалась радиальной  $P_p$  и осевой  $P_o$  силами через тарированные динамометры сжатия. Момент трения, передаваемый рычагом 4, регистрировался с помощью тензорезисторов  $R_1$  и  $R_2$ , наклеенных на упругую балку 5 и включенных по мостовой схеме. Измерение выполнялось цифровым ампервольтметром Ф30 после температурной стабилизации.

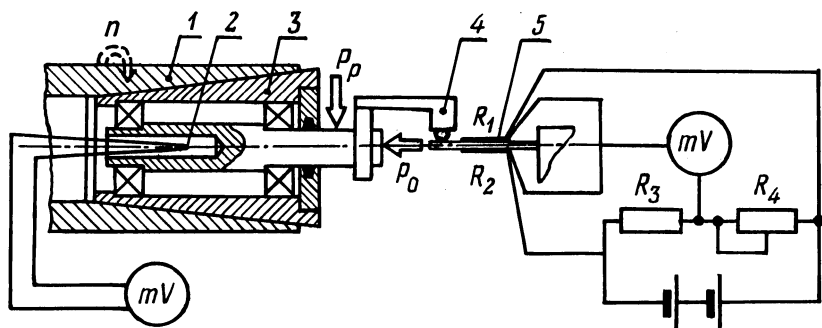


Рис. 1. Схема нагружения и измерения контролируемых параметров подшипниковых узлов.

Температура подшипникового узла регистрировалась термопарой 2, вводимой в отверстие неподвижной оси подшипникового узла. Термо-эдс измерялась тем же ампервольтметром Ф30, тарирование производилось непосредственно на собранном стенде путем приложения к оси подшипникового узла момента известной величины.

Исследуемые подшипниковые узлы, имея равные основные размеры (диаметры посадочных шеек под подшипники, расстояние между ними, а также расстояние от переднего подшипника

до точки приложения радиальной нагрузки), различались только используемыми подшипниками: роликовые радиально-упорные 7203 и шариковые радиально-упорные 46203 соответственно в узлах по схемам I и II. В узлах по схемам III-IV осевую нагрузку воспринимали шариковые упорные подшипники 801, а радиальную нагрузку - игольчатые подшипники 941/17, бронзографитовые подшипники скольжения БрОГ-9-3, железографитовые подшипники скольжения ЖГр-2 и бронзовые подшипники скольжения БрОНФ 10-1-1 соответственно.

Диапазон изменения радиальной и осевой нагрузок был принят в зависимости от типа используемых подшипников и составлял для подшипниковых узлов качения I-III 50...2500 Н, для подшипниковых узлов скольжения IV-VI 500...1200 Н. Частота вращения для всех используемых узлов изменялась в диапазоне 350...940 об/мин (скорость скольжения 0,29...0,76 м/с).

Результаты эксперимента представлены на рис. 2 в виде

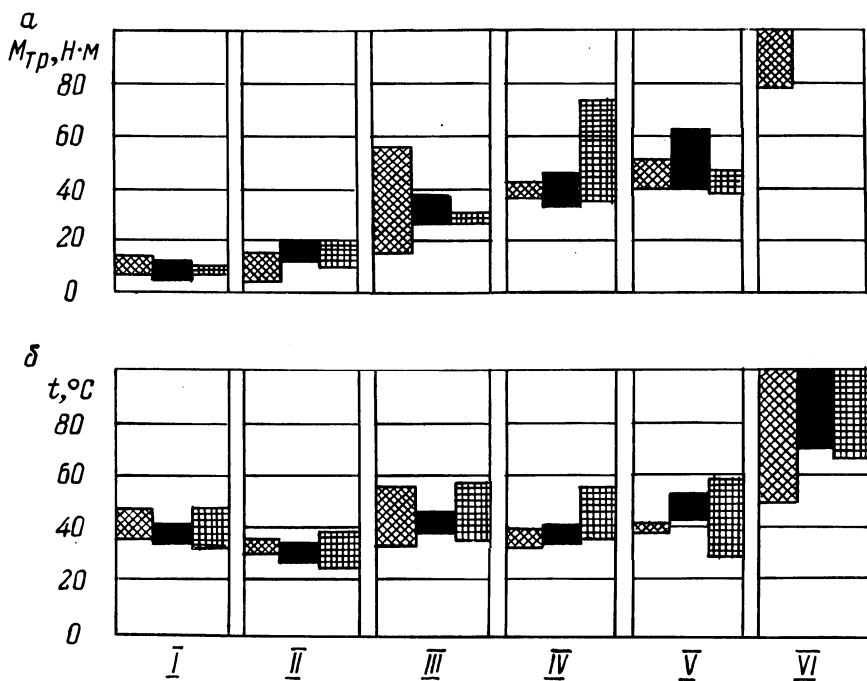


Рис. 2. Момент трения (а) и температура (б) в подшипниковых узлах I-IV в зависимости от: ■ - осевой нагрузки, ▨ - радиальной нагрузки, ▩ - частоты вращения.

диаграммы, показывающей диапазон изменения момента трения (рис. 2, а) и температуры (рис. 2, б) при изменении одного из исследуемых факторов и поддержании на постоянном уровне остальных факторов.

На основании полученных данных можно сделать следующее качественное сравнение исследованных вариантов подшипниковых узлов.

Наименьшими потерями на трение выделяется узел, выполненный по схеме II с шариковыми радиально-упорными подшипниками. Наименьшие значения температуры отмечены для узла с роликовыми радиально-упорными подшипниками.

В целом узлы по вариантам I-III (подшипники качения) способны воспринимать более высокие нагрузки, причем потери на трение и температурный режим в этих узлах ниже, чем у узлов по вариантам IV-VI (подшипники скольжения). Наиболее высокие значения температуры (свыше  $85^{\circ}\text{C}$ ) и момента трения (свыше  $120 \text{ Н}\cdot\text{м}$ ) зарегистрированы для подшипникового узла с подшипниками из бронзы БрОНФ 10-1-1. Температурный режим подшипниковых узлов с металлографитовыми опорами скольжения при нагрузках до  $1200 \text{ Н}$  лишь незначительно выше, чем у узлов по вариантам I и II, и практически одинаков с температурным режимом узла по варианту III.

Учитывая вышеизложенное и принимая во внимание повышенную виброустойчивость ротационных инструментов с металлографитовыми подшипниками скольжения, можно рекомендовать их использование во всех случаях, если скорость скольжения и удельное давление не достигают предельных значений для выбранного подшипника.

Для тяжело нагруженных ротационных инструментов, работающих с высокими частотами вращения, где невозможно применение узлов с подшипниками скольжения, следует использовать узлы, выполненные по схемам I, II или III, причем подшипниковый узел по варианту III следует использовать лишь при необходимости разработки инструмента с небольшими габаритными размерами.

#### Л и т е р а т у р а

1. Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А., Соусь А.В. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов. - Мн., 1972.

В.А.Данилов, канд. техн. наук  
(Новополоцкий политехн. ин-т),  
М.В.Бажин, инженер  
(Новополоцкий политехн. ин-т)

## АНАЛИЗ СПОСОБОВ ОБРАБОТКИ НЕКРУГЛЫХ ВАЛОВ НА УНИВЕРСАЛЬНЫХ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ

Некруглые валы применяются в профильных бесшпоночных соединениях, используемых для передачи крутящего момента или в качестве направляющих [1]. Такие соединения по сравнению с другими аналогичного назначения в ряде случаев имеют преимущества как в изготовлении, так и в эксплуатации [2]. Более широкое применение бесшпоночных соединений сдерживается из-за недостатка в специальных станках для их изготовления, поэтому практическое значение имеет использование для этой цели универсальных станков.

Формообразование некруглого профиля при механической обработке возможно посредством копиров, кинематической настройки, механизмов-построителей, фасонного инструмента и комбинированными методами. На универсальных станках наиболее просто реализуются первые два метода.

Применительно к точению обработка по копиру легко осуществляется на токарно-затыловочных станках. Для этого затыловочный кулачок заменяется соответствующим обрабатываемому профилю копиром, по которому возможна обработка как валов, так и сопряженных с ними втулок.

Метод кинематической настройки, основанный на сообщении инструменту и заготовке вращательных движений, характеризуется отсутствием инерционных нагрузок, универсальностью и простотой реализации, не требующей во многих случаях даже модернизации станка. Ниже описаны варианты обработки различными инструментами некруглых валов на резьбофрезерных станках, имеющих настраиваемую кинематическую цепь между инструментальным шпинделем и шпинделем, несущим обрабатываемое изделие (например, станок модели 561).

На рис. 1 изображен вариант обработки на станке модели 561 некруглого вала 1 резцовой головкой 2 с равномерно расположенными резцами 3. Валу и головке сообщаются одинаково направленные взаимосвязанные вращательные движения вокруг параллельных или скрещивающихся осей соответственно с угло-

выми скоростями  $\omega_1$  и  $\omega_2$ , а головке также продольное движение подачи  $s$ .

При параллельных осях вала и головки обрабатываемый профиль в системе координат с началом на оси вала описывается уравнениями:

$$\begin{aligned} x &= (r + R) \cos \omega_1 t - R \cos(\omega_2 - \omega_1)t; \\ y &= (r + R) \sin \omega_1 t + R \sin(\omega_2 - \omega_1)t, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $r$  – радиус вписанной в поперечное сечение вала окружности;  $R$  – радиус режущей головки;  $t$  – время.

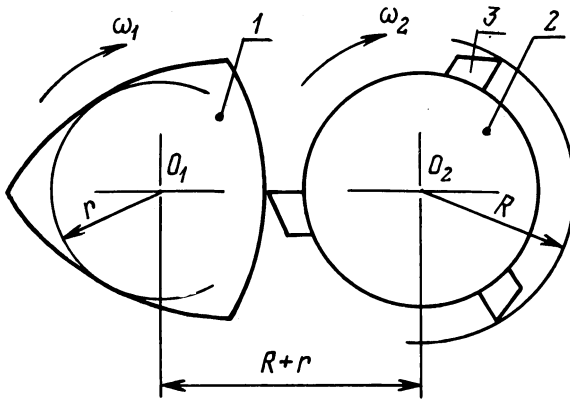


Рис. 1. Схема обработки многогранных валов режущей головкой.

Обработанный вал в данном случае имеет многогранную форму. Отношение  $i$  угловых скоростей  $\omega_2$  и  $\omega_1$  настраивается на станке, исходя из заданного профиля граней.

Из уравнений (1) следует, что формообразование вала с практически плоскими гранями возможно, если

$$i = \frac{\omega_2}{\omega_1} = 1 + \sqrt{1 + \frac{r}{R}}. \quad (2)$$

При больших значениях  $i$  грани имеют вогнутую форму, а при меньших – выпуклую. Например, при  $i = 1$  они спрофилированы по окружности с радиусом  $\rho = r + R$ , а при  $i = 2$  – по эллипсу, малая и большая полуоси которого равны соответственно  $r$  и  $r + 2R$ .

В последнем примере (при увеличении  $R$ ) грани вала приближаются к плоским, и при заданном отклонении  $[\Delta]$  профиля

грани от плоскости значения радиуса резцовой головки должны удовлетворять условию

$$R \geq r \left( \frac{b}{4\sqrt{2}[\Delta]r} - 0,5 \right), \quad (3)$$

где  $b$  – ширина грани.

Коррекция обрабатываемого профиля, описываемого уравнениями (1), достигается при скрещивающихся и пересекающихся осях изделия и головки, причем при скрещивающихся осях кривизна выпуклых граней уменьшается, а при пересекающихся – увеличивается.

Рассматриваемый вариант позволяет обрабатывать многогранные валы с прямыми и винтовыми ребрами. В первом случае должно соблюдаться условие

$$i = \frac{m}{pz}, \quad (4)$$

где  $m$  – число граней;  $z$  – число резцов у головки;  $p$  – целое число, задающее последовательность обработки граней и показывающее, через сколько граней осуществляется обработка изделия соседними резцами головки. Например, при  $p = 1$  грани обрабатываются последовательно, а при  $p = 2$  – через две (т.е. если первый резец головки обрабатывает первую грань, то второй резец – третью и т. д.). Изменяя последовательность обработки граней, одним инструментом можно обрабатывать грани различной формы, что обеспечивает универсальность инструмента. Следовательно, инструмент должен оснащаться  $z$  резцами, исходя из зависимости

$$z = \frac{m}{pi}. \quad (5)$$

При обработке винтовых граней с шагом  $t$

$$i = \frac{m}{pz \left( 1 \pm \frac{s}{t} \right)}, \quad (6)$$

где  $s$  – подача головки за один оборот обрабатываемого вала. Знак плюс соответствует обработке винтовых граней, закрученных в направлении, противоположном вращению заготовки, а минус – по направлению ее вращения. В этом случае количество резцов у головки составит

$$z = \frac{m}{ip \left( 1 + \frac{s}{t} \right)}. \quad (7)$$

При настройке станка частота вращения шпинделя с изделием задается по формуле

$$n_1 = \frac{v}{\pi(d + D_i)}, \quad (8)$$

где  $v$  – скорость резания, м/с;  $d$  – диаметр заготовки, м;  $D$  – диаметр режущей головки, м.

Технологические возможности кинематического профилирования существенно расширяются при использовании инструмента специальной формы. На рис. 2 изображен вариант обработки на резьбофрезерном станке модели 561 некруглых валов многолезвийным режущим инструментом, которому сообщается связанное с валом вращение и подача. Образующий профиль вала 1 имеет  $m$  конгруэнтных участков, каждый из которых обрабатывается за один оборот инструмента 2, поэтому передаточное отношение кинематической цепи станка между инструментом и обрабатываемым валом настраивается равным  $m$ .

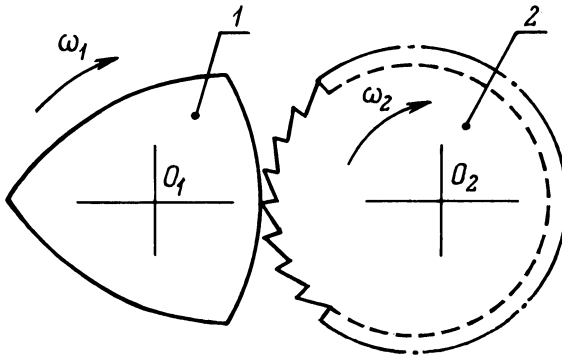


Рис. 2. Схема фрезерования некруглых валов.

Зубья инструмента расположены на поверхности, являющейся огибающей одного из участков профиля в его относительном движении вокруг оси вращения инструмента. Изображенный на рис. 2 профиль вала обеспечивается цилиндрическим инструментом, ось вращения которого смещена относительно его геометрической оси на величину, вдвое меньшую выступов профиля вала.

Обработка вала может осуществляться либо по встречной, либо по попутной схеме резания. При встречной схеме направления вращений инструмента и изделия одинаковы, а при попутной – противоположны, поэтому в первом случае скорость резания равна сумме окружных скоростей инструмента и вала в точке их контакта, а во втором – разности этих скоростей. Ис-

ходя из этого, частоты вращений вала и инструмента настраиваются по формулам:

$$n_1 = \frac{v}{\pi(2mR \pm d)}; \quad (9)$$

$$n_2 = mn_1, \quad (10)$$

где  $v$  – скорость резания, м/с;  $R$  – максимальный радиус инструмента относительно оси его вращения, м;  $d$  – диаметр заготовки, м; знак плюс соответствует встречной, а минус – попутной схемам резания.

Практический интерес представляет обработка некруглых валов ротационным инструментом с замкнутой режущей кромкой, имеющим повышенную стойкость. Схема ротационного точения некруглых валов изображена на рис. 3. Для обработки вала 1 используется круглый резец 2 радиусом  $R$ , ось 3 вращения которого на величину  $a$  не совпадает с его геометрической осью 4 и перпендикулярна оси 5 обрабатываемого вала. Такая схема обработки реализуется на шлицефрезерных и некоторых моделях резьбофрезерных станков (например, на станке модели 561), а также на модернизированных токарно-затягивочных станках,

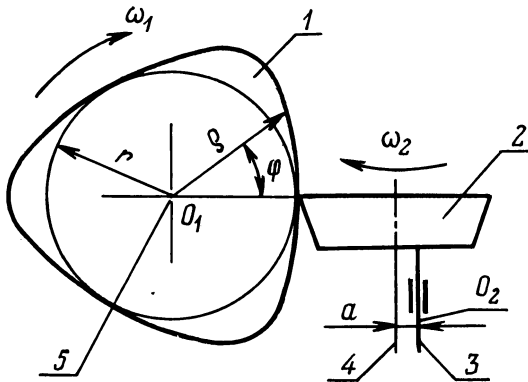


Рис. 3. Схема ротационного точения некруглых валов.

При сообщении резцу и заготовке взаимосвязанных вращательных движений с отношением их угловых скоростей  $i = \frac{\omega_1}{\omega_2}$ , равным числу выступов профиля, а резцу также продольного движения подачи  $s$  осуществляется обработка вала с синусоидным профилем. Уравнение этого профиля в полярных координатах с полюсом на оси вала имеет вид

$$\rho = r + a(1 + \cos i\varphi), \quad (11)$$



где  $\rho$  – радиус-вектор профиля вала;  $r$  – радиус вписанной в профиль вала окружности;  $\varphi$  – угол поворота вала (угловой параметр). Расстояние между осями вращения вала и резца устанавливается равным сумме значений  $r$ ,  $R$  и  $a$ . Форма вала определяется значениями параметров  $i$  и  $a$ . В зависимости от  $a$  профиль вала может быть выпуклым или выпукло-вогнутым.

При целом значении  $i$  профиль имеет  $m = i$  равномерно расположенных по окружности выступов высотой  $h = 2a$  с прямолинейными образующими. При  $i$ , не равном целому числу, наружная поверхность вала является винтовой синоидной. Значение  $i$  настраивается в этом случае с учетом подачи  $s$  инструмента и шага  $t$  винтовой поверхности по формуле

$$i = \frac{m}{1 \pm \frac{s}{t}} \quad (12)$$

При  $m = 1$  профиль вала близок к окружности, центр которой не совпадает с осью вращения вала, т. е. этот случай может использоваться, например, для предварительной обработки эксцентриков без смещения оси детали относительно оси центров станка. В соответствии с уравнением (11) профиль поперечного сечения вала не зависит от радиуса резца, поэтому изменение его, например, при переточке, не влияет на форму сечения, что имеет важное практическое значение. Технические возможности рассмотренной схемы обработки некруглых валов по форме обрабатываемых сечений расширяются при использовании некруглых резцов с замкнутой режущей кромкой [3].

Обработка некруглых валов по методу обкатки специальными червячными фрезами легко осуществима на зубо- и шлицефрезерных станках, а резцами – на зубодолбежных станках.

Рассмотренные способы могут быть использованы при изготовлении протяжек, выглаживающих и калибрующих инструментов для обработки отверстий в деталях профильных соединений.

#### Л и т е р а т у р а

1. Борович Л.С. Бесшпоночные соединения деталей машин. – М., 1951. 2. Чарнко Д.В., Тимченко А.И. Профильные соединения валов и втулок в машиностроении. – Вестник машиностроения, 1981, № 1. 3. А. с. 814595 (СССР). Способ обработки многогранных поверхностей / Данилов В.А., Бажин М.В. – Оpubл. в Б. И., 1981, № 11. 4. А. с. 663486 (СССР). Способ точения / Данилов В.А., Бажин М.В. – Оpubл. в Б. И., 1979, № 19.

Раздел 4. ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ  
ДЕТАЛЕЙ МАШИН МЕТОДОМ  
ПОВЕРХНОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ

УДК 620.22-419.8:621.793.74

Н.М.Скиба, инженер (БПИ),  
А.С.Никитина, инженер (БПИ),  
В.С.Ивашко, канд. техн. наук (БПИ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ  
КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Широкое применение для упрочнения быстроизнашивающихся деталей машин в настоящее время нашли износостойкие композиционные сплавы, содержащие карбиды вольфрама. Нашей промышленностью выпускаются сплавы ВСНГН-35, ВСНГН-80 (ТУ 48-19-214-76, ТУ 48-19-213-76), применение которых успешно решает проблему увеличения срока службы деталей в различных условиях эксплуатации.

Однако ограниченные запасы вольфрама и большие потребности в нем в различных отраслях народного хозяйства препятствуют широкому внедрению сплавов с этим материалом для защиты деталей от износа.

В связи с этим большое значение приобретает поиск заменителя карбида вольфрама в самофлюсующихся твердых сплавах.

К материалам, применение которых перспективно в композиционных сплавах, по нашему мнению, в первую очередь можно

Таблица 1

Напыляемый материал (сплав)	Объем компонента			
	%			
	С	В	Р	Cr
ПГ-СрЗ	0,4-0,7	2,0-2,8	0,04	13,5-16,5
К-1	75% сплава ПГ-СрЗ			
К-2	"-			
К-3	"-			
К-4	"-			

отнести карбиды и бориды титана, хрома, карбиды бора, кремния и др.

В данной работе исследуются композиционные материалы, полученные методом плазменного напыления и содержащие твердые боридные и карбидные частицы, скрепленные вязкой матрицей сплава ПГ-СрЗ (ГОСТ 21448-75).

Химсостав композиций представлен в табл. 1.

Напыление покрытий производилось на установке УПУ-3 с источником питания ИПН-160/600 с помощью плазмотрона, имеющего два независимых ввода порошка. Компоненты покрытия, подавались в плазменную струю отдельно из двух бачков-питателей. Тугоплавкие карбиды и бориды вводились в канал сопла плазмотрона, а сплав-связка - на срез сопла. Такой способ нанесения композиционных материалов позволяет устранить перегрев и выгорание частиц легкоплавкой составляющей, регулировать соотношение компонентов.

Покрытие наносилось на дискообразные образцы из стали 45 диаметром 55 мм толщиной 10 мм. Поверхность образцов перед напылением подвергалась дробеструйной обработке. Затем наносился подслой из порошка ПГ-СрЗ толщиной 0,10..0,15 мм для увеличения прочности сцепления композиционного материала с основой. Толщина композиционного покрытия составляла 0,5... 0,8 мм.

Наиболее качественные покрытия получались при следующих режимах работы плазмотрона: напряжение 90 В; ток дуги 350 А; расход плазмообразующего газа 3,6 м<sup>3</sup>/ч; расход транспортирующего газа для подачи порошка в канал сопла плазмотрона 0,1 м<sup>3</sup>/ч, а на срез - 0,15 м<sup>3</sup>/ч.

В качестве плазмообразующего и транспортирующего газов использовался технический азот.

в сплаве			Объемный %			
Si	Fe	Ni	WC	TiB <sub>2</sub>	TiC	B <sub>4</sub> C
2,5-3,5	≤5,0	Оставшаяся часть	-	-	-	-
			25	-	-	-
			-	25	-	-
			-	-	25	-
			-	-	-	25

Грануляция порошков тугоплавких карбидов составляла 30...50 мкм, грануляция порошка ПГ-СрЗ - 63...100 мкм.

Исследование износостойкости указанных в табл. 1 композиционных материалов [1] проводилось на настольно-сверлильном станке мод. 2М112, переоборудованном для испытаний (рис. 1). Вращающееся контртело 4 (внешний диаметр 16 мм, внутренний диаметр 6 мм, HRC 62...65) скользит с постоянной скоростью 0,4 м/с по неподвижному образцу 5, помещенному в емкость, в которую залито индустриальное масло. Вращение подвижному образцу передается от электродвигателя 1 через ременную передачу и шпиндель. Нагрузка осуществляется грузом 3 через рычаг 2 и шпиндель-рейку 8. Давление в месте контакта составляет 7 МПа.

Одна партия образцов подвергалась оплавлению, другая испытывалась без оплавления. Прошлифованные образцы крепились в ванне гайкой. Постоянная температура поддерживалась с помощью теплообменника 7 и измерялась термометром 6. Время испытаний одного образца составляло 6 ч. Величина износа образцов определялась по методике [2] на профилографе-профилометре мод. 252. В качестве постоянной базы использовались нерабочие участки поверхности. За один проход иглы записывали профили нерабочего, изношенного и вновь нерабочего участков. Средняя величина линейного износа определялась при известном масштабе вертикального увеличения профилограммы.

В результате исследований был получен ряд износостойкости композиций (рис. 2). Определено, что наиболее высокой изно-

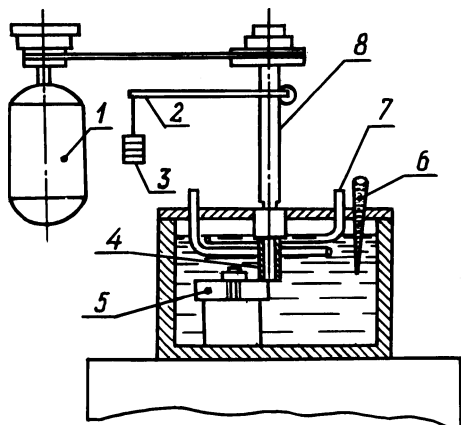


Рис. 1. Установка для ускоренных испытаний образцов на изнашивание.

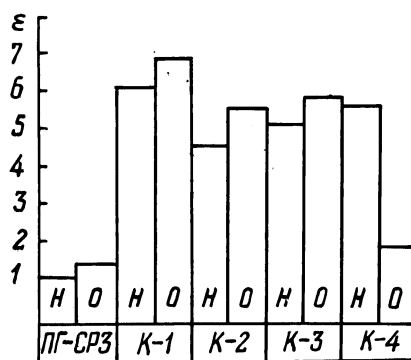


Рис. 2. Диаграмма относительной износостойкости композиционных материалов: Н - неоплавленных; О - оплавленных.

состоятельностью обладает композиция, содержащая карбид вольфрама. Установлено увеличение износостойкости оплавленных покрытий по сравнению с неоплавленными, что связано с более высокими механическими характеристиками оплавленных покрытий.

Снижение при оплавлении покрытия износостойкости композиции, содержащей карбид бора, можно объяснить тем, что частицы  $B_4C$  всплывают на поверхность и затем уносятся при шлифовании в процессе подготовки образцов к испытаниям.

Композиции из сплава ПГ-СрЗ с диборидом титана, а также с карбидами титана и бора без оплавления приближаются по износостойкости к композиции с карбидом вольфрама.

Рассмотренные материалы требуют дальнейших исследований и могут быть с успехом применены для защиты детали от износа.

### Л и т е р а т у р а

1. Васильев Н.П. О методике ускоренной оценки износостойкости металла. – Заводская лаборатория, 1976, № 3. 2. Дьяченко П.Е., Слушкова Т.В. Влияние направления следов механической обработки на изнашивание свинцовистой бронзы. – В сб.: Трение и износ в машинах. М., 1953, вып. 7.

УДК 621.91

О.С.Кобяков, канд. техн. наук (БПИ)

### НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ СФЕРИЧЕСКИХ ВОЛЬФРАМОВЫХ ПОРОШКОВ ВЫСОКОЙ ЧИСТОТЫ

Широкое использование металлических сферических порошков в процессах плазменной металлизации, а также в целом ряде областей науки и техники предъявляет все новые повышенные требования к чистоте исходных порошковых материалов. Например, наличие посторонних примесей в порошках, используемых при плазменном напылении, оказывает существенное влияние на прочностные и износостойкие свойства напыленных слоев и способствует формированию пористости в оплавленных покрытиях (1). В случае зонного переplava порошков наличие примесей приводит к формированию дефектов кристаллической структуры и возникновению микропористости в объеме монокристаллов (2).

Наиболее высокопроизводительным методом получения сферических вольфрамовых порошков является оплавление мелкодис-

сперсных порошков произвольной формы в струе низкотемпературной плазмы (3). Однако, ввиду значительного содержания кислорода в плазмообразующем газе, а также за счет подсоса воздуха в камеру в процессе оплавления наблюдается существенное окисление поверхности порошков.

Наименьшим содержанием примесей и прежде всего кислорода обладают порошки, полученные в вакууме с использованием электронного нагрева металла. Нами исследован процесс кристаллизации таких порошков путем оплавления быстровращающегося образца и разбрызгивания расплава за счет центробежных сил с последующей кристаллизацией частиц в вакууме в процессе их свободного падения.

Содержание примесей в переплавляемых образцах (в мас. %) составляло: O -  $5 \times 10^{-3}$ , C -  $6 \times 10^{-3}$ , N -  $3 \times 10^{-3}$ , H -  $1 \times 10^{-4}$ , металлические примеси  $\sim 7 \times 10^{-4}$ .

Распыление частиц в вакууме обеспечивает высокие скорости охлаждения расплава при условии равномерного и всестороннего теплоотвода за счет потерь тепла лучеиспусканием,

Установлено, что процесс кристаллизации относительно крупных (50...100 мкм) частиц вольфрама аналогичен процессам, протекающим при быстрой кристаллизации микрослитков. Однако существенное отличие их обусловлено размерами и высокой скоростью кристаллизации частиц, что определяет некоторые особенности структуры и физико-механических свойств получаемых порошков.

Металлографическими исследованиями установлено, что поверхность частиц имеет своеобразную структуру (рис. 1, а) и состоит из отдельных субзерен, чаще всего шестигранной формы. Исследованиями поперечных шлифов частиц различного гранулометрического состава выявлена поликристаллическая крупнозернистая субструктура I и II порядков. При этом особенностью формирования структуры является наличие субзерен одного порядка (рис. 1, б) как для мелкой (20...50 мкм), так и для крупной (100...300 мкм) фракций частиц (рис. 2, б).

Нами проанализирована взаимосвязь скорости охлаждения от диаметра частиц. Установлено, что с уменьшением диаметра скорость охлаждения частиц быстро возрастает.

При этом можно выделить три наиболее характерные области скорости охлаждения частиц. Первая область - с умеренными скоростями охлаждения порядка ( $10^3$ ... $10^4$  К/с) при диаметре частиц 100...200 мкм. Вторая для средних значений охлаждения ( $10^4$  К/с) при диаметре частиц в интервале 50...

100 мкм. Третья область для наиболее мелкой фракции частиц 1...25 мкм с относительно большими скоростями охлаждения ( $10^5 \dots 10^6$  К/с).

Металлографическими исследованиями поперечных шлифов наиболее мелкой фракции частиц (10...15 мкм) было установлено, что межкристаллитные границы раздела полностью отсутствуют.

Учитывая весьма высокие скорости кристаллизации частиц, можно предположить, что отсутствие межкристаллитных границ раздела может служить признаком перехода металла к аморфному состоянию.

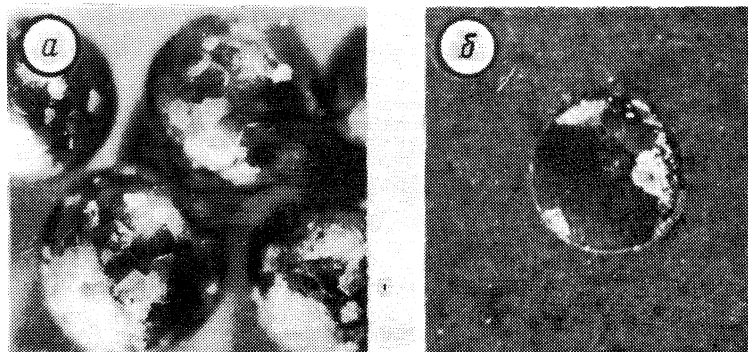


Рис. 1. Структура поверхности сферических частиц  $\varnothing$  100 мкм,  $\times 200$  (а); субструктура шлифа сферической частицы  $\varnothing$  20–50 мкм,  $\times 200$  (б).

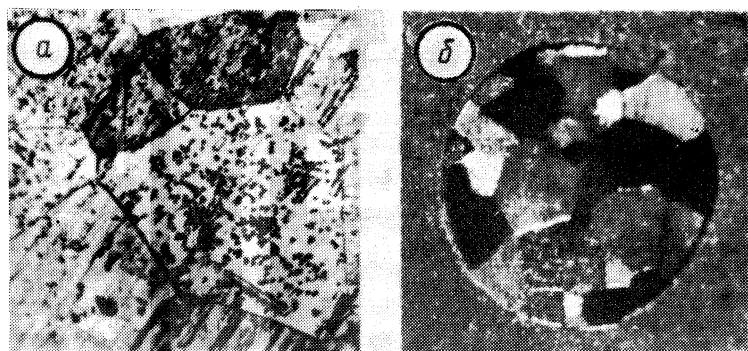


Рис. 2. Субструктура шлифа крупной фракции частиц  $\varnothing$  300 мкм,  $\times 200$  (а); монокристаллическая структура субзерен сферических частиц, ориентация  $\langle III \rangle$ ,  $\times 750$  (б).

Методом дислокационного травления поперечных шлифов выявлена тонкая структура отдельных субзерен сферических частиц. Обнаружено, что отдельные субзерна часто имеют структуру монокристаллов (рис. 2, а), причем предпочтительной является кристаллографическая ориентация  $\langle 111 \rangle$ . Отдельные монокристаллические зерна сильно (до  $90^\circ$  и более) разориентированы относительно друг друга. Преимущественный рост зерен в направлении  $\langle 111 \rangle$  можно объяснить неравновесными условиями кристаллизации и большой величиной переохлаждения на фронте кристаллизации в момент остывания частиц, что характерно при росте кристаллов из расплава с ориентацией  $\langle 111 \rangle$ .

В вольфрамовых сферических частицах, обладающих достаточно высокой чистотой в качестве основной примеси, выступающей в роли второй фазы, можно считать углерод, который образует термодинамически стабильный дикарбид вольфрама  $W_2C$ . Вследствие этого сферические частицы можно рассматривать как сплав вольфрама с углеродом. Кристаллизация таких частиц происходит в крайне неравновесных термодинамических условиях, приводящих к неравномерному распределению углерода. Методом контрастного цветового травления установлено наличие примесных карбидных фаз, группирующихся по границам зерен металла. Характерными особенностями таких сферических частиц являются неспособность к формованию в холодном состоянии и свойство сверхпластичности при горячем прессовании, что объясняется хорошей ползучестью основной матрицы металла. Эффект упрочнения определяется многими факторами, однако основным является выделение упрочняющей фазы по границам зерен металла, что наиболее характерно для больших скоростей кристаллизации расплава. Причем пониженной пластичностью обладают крупнозернистые структуры, у которых протяженность границы раздела на единицу площади зерна имеет минимальное значение.

Нами установлено, что состав и содержание примесей в объеме отдельной частицы не превышает значений, характерных для монокристаллического вольфрама, полученного двумя проходами зоной: O -  $8 \times 10^{-4}$ , C -  $4 \times 10^{-3}$ , N -  $2 \times 10^{-4}$ , H -  $1 \times 10^{-4}$ , металлические примеси  $1 \times 10^{-4}$  (мас. %).

Сферические вольфрамовые порошки высокой чистоты обладают достаточно хорошей свариваемостью частиц и относительно большим насыпным весом (до  $13...15 \text{ г/см}^3$ ), что позволяет в ряде технологических процессов исключить операцию прессования и эффективно использовать их при получении пористых



эммитеров и катодов с организованной пространственной структурой, а также в качестве исходных материалов при плазменной металллизации и нанесении тугоплавких покрытий и при выращивании монокристаллов.

Таким образом, проведенные исследования показывают, что кристаллизация сферических частиц вольфрама высокой чистоты в вакууме в процессе свободного ладения происходит при значительных скоростях охлаждения расплава, что способствует формированию своеобразной структуры внутри и на поверхности частиц, а также определяет некоторые особенности физико-механических и технологических свойств получаемых порошков.

### Л и т е р а т у р а

1. Ходосевич В.Г., Спиридонов Н.В., Шевцов А.И. Исследование процесса электротермического оплавления покрытий из самофлюсующихся сплавов. – В сб.: Машиностроение и приборостроение. Мн., 1977, вып. 9. 2. Кобяков О.С., Михайлов С.М., Петушков Е.Е. Некоторые особенности удаления примесей при электронной зонной плавке вольфрама и молибдена. – В сб.: Металлические монокристаллы, получение и исследование свойств. М., 1976. 3. Порошковая металлургия жаропрочных сплавов и тугоплавких металлов / В.С.Раковский, А.Ф.Силаев, В.И.Ходкин, О.Х.Фаткуллин. – М., 1974.

УДК 621.81.004.67

В.Г.Ходосевич, канд. техн. наук (БПИ),  
А.И.Шевцов, канд. техн. наук (БПИ),  
Г.Г.Еженков, инженер (БПИ)

### АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ ПОКРЫТИЙ ПРИ ИНДУКЦИОННОЙ НАПЛАВКЕ

При наплавке деталей машин в условиях производства возникает необходимость обоснованного нормирования наплавочной операции с определением машинного и вспомогательного времени.

Цель предлагаемой работы заключается в анализе условий формирования покрытия при индукционной наплавке порошковой шихтой с выводом расчетной зависимости для определения длительности периода затвердевания наплавленного металла от параметров процесса.

При использовании шихты, состоящей из смеси порошкового самофлюсующегося сплава и флюса на основе буры, покрытие формируется в такой последовательности. Вначале поверхностный слой подложки нагревается до температуры, превышающей температуру плавления металлической части шихты. Плавится флюс, смачивая подложку и частицы порошкового сплава. Завершается период нагрева образованием жидкой ванны сплава на подложке. При этом флюс, растворив оксидные включения, всплывает на поверхность расплава и образует слой шлака, изолирующий поверхность расплава от контакта с воздухом.

После отключения индукционного нагрева начинается период затвердевания жидкого сплава на подложке. Процесс формирования покрытия по данной технологии характеризуется условиями однозначности, учет которых позволяет упростить математический аппарат исследований. К этим условиям относятся: наличие идеального контакта между наплавленным слоем и подложкой; отсутствие потерь теплоты с поверхности металлической жидкой ванны; аккумуляция более массивной подложкой всей теплоты затвердевания покрытия.

Количество теплоты ( $q$ ), выделяющееся при затвердевании единицы поверхности наплавленного слоя, равно:

$$q = q_{\text{пер}} + q_3 = \xi_1 c_1 \gamma_1 (T_{\text{ж}} - T_3) + \xi_1 \gamma_1 \rho_1, \quad (1)$$

где  $q_{\text{пер}}$  — теплота перегрева расплава, Дж/м<sup>2</sup>;  $q_3$  — теплота кристаллизации, Дж/м<sup>2</sup>;  $c_1$  — удельная теплоемкость сплава, Дж/кг·К;  $\gamma_1$  — плотность сплава, кг/м<sup>3</sup>;  $\rho_1$  — удельная теплота кристаллизации сплава, Дж/кг;  $\xi_1$  — толщина наплавленного слоя, м;  $T_{\text{ж}}$  — максимальная температура жидкой ванны, К;  $T_3$  — температура затвердевания расплава, К.

Количество теплоты, аккумулированное подложкой ( $q_{\text{ак}}$ ), определяется из дифференциального уравнения Фурье, которое связывает скорость передачи теплоты с температурным градиентом по сечению подложки:

$$\frac{\partial q_{\text{ак}}}{\partial \tau} = -\lambda_2 \frac{\partial T}{\partial x}, \quad (2)$$

где  $\tau$  — время затвердевания наплавленного металла, с;  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности материала подложки, Вт/м·К;  $x$  — текущая координата по сечению подложки, начало которой находится на границе подложка—покрытие, м.

Решение задачи о затвердевании металла с использованием дифференциального уравнения (2) возможно лишь в случае ис-

пользования вышеприведенных условий однозначности, характеризующих данный конкретный процесс наплавки. Для случая идеального контакта температурный градиент равен:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = -T_k \frac{e^{-\frac{x^2}{4a\tau}}}{\sqrt{\pi a \tau}}, \quad (3)$$

где  $T_k$  - температура контакта подложка - покрытие, К;  $a$  - коэффициент температуропроводности материала подложки,  $m^2/c$ ,

$$a = \frac{\lambda_2}{c_2 \delta_2}.$$

После подстановки (3) в (2) и дифференцирования полученного уравнения найдем выражение, связывающее количество аккумулированной теплоты с параметрами наплавки. Имеем

$$q_{ак} = 2\sqrt{\frac{\lambda_2 c_2 \delta_2}{\pi}} \cdot T_k \sqrt{\tau}. \quad (4)$$

Составим уравнение теплового баланса:

$$q_{ак} = q_{пер} + q_3. \quad (5)$$

Или

$$2\sqrt{\frac{\lambda_2 c_2 \delta_2}{\pi}} T_k \sqrt{\tau} = \xi_1 c_1 \delta_1 (T_{ж} - T_3) + \xi_1 \delta_1 \rho_1. \quad (6)$$

Выразим зависимость времени затвердевания наплавленного слоя от теплофизических свойств материала и технологических параметров наплавки

$$\sqrt{\tau} = \frac{\xi_1 c_1 \delta_1 (T_{ж} - T_3) + \xi_1 \delta_1 \rho_1}{2\sqrt{\frac{\lambda_2 c_2 \delta_2}{\pi}} T_k}. \quad (7)$$

Итак, нами получена расчетная зависимость времени затвердевания наплавленного слоя от теплофизических и технологических параметров процесса наплавки. Формула может быть использована для количественной оценки времени выдержки деталей в позиции наплавки после отключения индуктора ТВЧ, что немаловажно для обоснованного нормирования технологического процесса наплавки в крупносерийном и массовом производстве.

И.Л.Баршай, канд. техн. наук (БПИ)

О ТЕХНОЛОГИЧНОСТИ КОНСТРУКЦИИ  
УПРОЧНЯЕМЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

В процессе химико-термического упрочнения, применяемого для зубчатых колес из хромомарганцевых сталей с титаном (18ХГТ, 25ХГТ и 30ХГТ), происходит снижение точности венца. Так, по отдельным параметрам зубчатого венца (колебание измерительного межосевого расстояния на одном зубе, погрешность направления зуба и др.) точность после химико-термического упрочнения снижается на 2-3 степени.

Конструктивно-размерные параметры зубчатого колеса в значительной степени определяют величину погрешностей венца после химико-термического упрочнения. В связи с этим задача, связанная с обеспечением технологичности конструкции зубчатых колес, является особенно актуальной в аспекте повышения качества продукции.

Соотношение диаметров зубчатого венца и отверстия колеса ( $D_e/d_o$ ), а также асимметрия расположения ступицы относительно венца оказывают влияние на изменение погрешности цилиндрических зубчатых колес при упрочнении. Первый фактор характеризует "деформационную жесткость" зубчатого колеса, то есть способность противостоять деформациям, возникающим при химико-термическом упрочнении. Второй фактор был выбран на основе анализа опубликованных результатов исследований, проведенных различными авторами. Величина асимметрии характеризовалась коэффициентом асимметрии  $k_{ac}$ . Этот коэффициент определялся отношением разности расстояний ( $s$ ) средних плоскостей ступицы ( $L$ ) и зубчатого венца ( $b$ ) от одного из торцов последнего к ширине венца  $k_{ac} = s/b$ , где  $s = 1/2(L - b)$ .

Оценка погрешности зубчатых колес после химико-термического упрочнения проводилась по величине коэффициента изменения ( $k_{изм}$ ) [1].

$$k_{изм} = \Delta_{X-TU} / \Delta_{мех}$$

где  $\Delta_{X-TU}$  - среднее арифметическое значение величины погрешности партии колес после химико-термического упрочнения;  $\Delta_{мех}$  - то же после механической обработки.

Экспериментальное определение зависимостей изменения погрешностей  $F_{ir}''$ ,  $f_{ir}''$  и  $F_{\beta r}$  венца от указанных конструктивно-размерных параметров колес проводилось с применением математического планирования эксперимента [2].

В результате реализации матрицы планирования были получены следующие уравнения:

$$K_{изм F_{ir}''} = 1,2370 - 0,0695 D_e / D_o + 0,0425 k_{ас}; \quad (1)$$

$$K_{изм f_{ir}''} = 1,3715 - 0,1065 D_e / D_o + 0,0620 k_{ас}; \quad (2)$$

$$K_{изм F_{\beta r}} = 1,4002 - 0,0962 D_e / D_o + 0,0908 k_{ас}. \quad (3)$$

Полученные зависимости позволяют, варьируя величины "деформационной жесткости" и асимметрии ступицы, проектировать технологичные цилиндрические зубчатые колеса, подвергаемые химико-термическому упрочнению.

Обобщение зависимостей изменения погрешностей зубчатых колес проведено на основе построения номограмм. На рис. 1 изображены номограммы для колебания измерительного межосевого расстояния за оборот колеса ( $F_{ir}''$ ). Аналогичные номо-

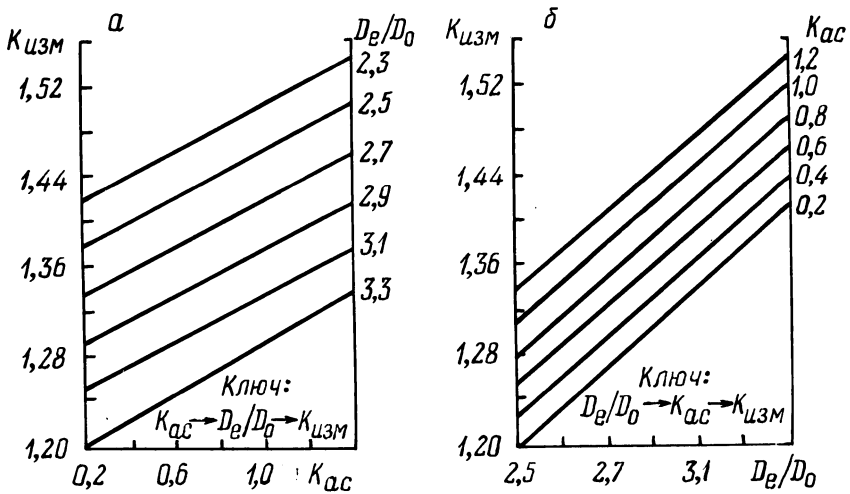


Рис. 1. Номограммы для определения погрешности  $F_{ir}''$  после химико-термического упрочнения в зависимости от "деформационной жесткости" (а) и от асимметрии расположения ступицы (б).

граммы получены для колебания измерительного межосевого расстояния на одном зубе и погрешности направления зуба.

### Л и т е р а т у р а

1. Шрайбман С.М., Погорелов В.С. Влияние закалки зубчатых колес с нагревом ТВЧ на их точность. – Станки и инструменты, 1966, № 2. 2. Баршай И.Л., Алешкевич И.Л. Влияние некоторых параметров зубчатых колес на исполнение точности при химико-термической обработке. – В сб.: Машиностроение и приборостроение, Мн., 1975, вып. 7.

УДК 621

В.А.Лубочкин, инженер (БПИ),  
Г.М.Яковлев, докт. техн. наук (БПИ)

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ГРАНИЦ СМЕЩЕНИЯ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛИ ОТНОСИТЕЛЬНО ФОКУСА ОПТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ЛАЗЕРА

При фокусировании лазерного луча на поверхности металла или другого непрозрачного материала возникает эффективное тепловое воздействие на нее. В отличие от известных в настоящее время источников света, с помощью которых невозможно создать без существенных потерь направленный пучок светового потока, лазерный луч может быть сконцентрирован с помощью специальной оптической системы в ее фокусе с большой удельной мощностью. Однако в силу волновых свойств излучения и аберраций оптической части сфокусированное пятно не является геометрической точкой, а имеет конечные размеры (как в плоскости, так и по глубине фокуса), т. е. реально  $g_f \ll \infty$  (рис. 1).

Известно [1], что диаметр и площадь центрального светового пятна дифракционной картины (пятна Эйри), где собрана практически вся мощность светового потока, выражаются соответственно:

$$D_f = 1,22 \frac{f}{D} \lambda; \quad (1)$$

$$S_f = 1,169 \left(\frac{f}{D}\right)^2 \lambda^2, \quad (2)$$

где  $f$  – фокусное расстояние фокусирующей системы;  $\lambda$  – длина волны генерируемого светового потока;  $D$  – диаметр параллельного пучка (определяется диаметром апертуры лазера).

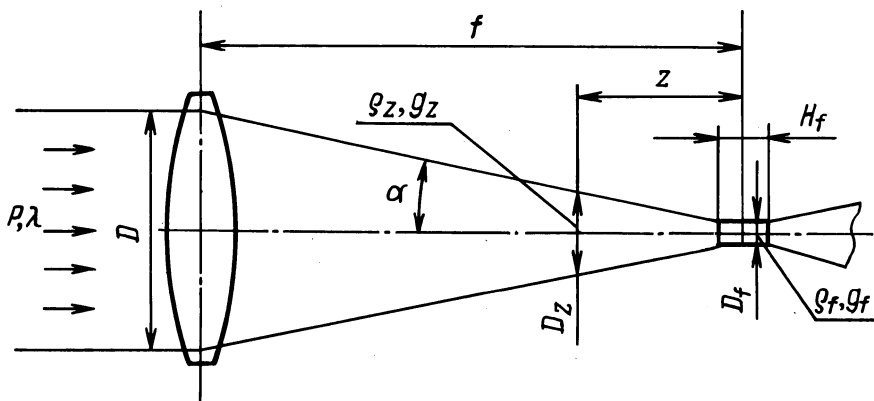


Рис. 1. Ход лучей в реальных лазерных фокусирующих системах.

Тогда плотность мощности в плоскости фокуса равна

$$g_f = \frac{P}{S_f} \tau_f = \frac{P}{1,169 \left(\frac{f}{D}\right)^2 \lambda^2} \tau_f, \quad (3)$$

где  $\tau_f$  - коэффициент пропускания фокусирующей системы;  $P$  - мощность лазерного луча.

Экспериментально установлено, что в реальных лазерных системах диаметр сфокусированного пучка имеет размеры, значительно превышающие рассчитанные по формуле (1). Это связано с существенным влиянием модового состава излучения, который необходимо учитывать, вводя специальный множитель  $M$  [2], тогда

$$D_f = 1,22 \frac{f}{D} \lambda M^2. \quad (4)$$

Глубина фокуса зависит также от указанных факторов и определяется

$$H_f = \frac{8\lambda}{\pi} \left(\frac{f}{D}\right)^2 \cdot M^2. \quad (5)$$

Для практики интересны случаи определения удельной мощности в любом сечении светового конуса ( $g_z$ ), а также определения оптимальных границ смещения поверхности детали от фокальной плоскости ( $Z_{\text{опт}}$ ), в которых будет происходить термообработка "вблизи" или на критических режимах, дающих наиболее эффективные результаты. Кроме того, при использовании фокусирующей системы с достаточно большими границами  $Z_{\text{опт}}$  открывается возможность обрабатывать детали с широкими до-

пусками без перенастройки (в пределах  $\delta \leq Z_{\text{опт}}$ ), снизить требования к точности фокусирующей оптики, уменьшить влияние субъективных особенностей оператора и т. д.

Диаметр светового пятна ( $D_z$ ) в любом сечении светового конуса (см. рис. 1) равен:

$$D_z = D_f + 2Z \cdot \text{tg } \alpha. \quad (6)$$

Зная эту величину, легко можно определить удельную мощность интересующего сечения ( $g_z$ ).

Для получения оптимального теплового воздействия с заданной величиной  $g_{\text{кр}}$  необходимо выдержать смещение, удовлетворяющее условию

$$g_{\text{пов}} = g_{\text{кр}} \pm \Delta g, \quad (7)$$

где  $\Delta g$  - изменение удельной мощности, не оказывающее существенного влияния на характер термообработки.

С другой стороны,

$$g_{\text{пов}} = (1 - R) g_z, \quad (8)$$

где  $R$  - коэффициент отражения рассматриваемой поверхности;  $g_{\text{кр}}$  - критическая удельная мощность, при которой достигается максимальное термическое воздействие, не приводящее к изменению класса шероховатости поверхности.

Изменение удельной мощности при смещении поверхности детали нормально к распространению сфокусированного луча лазера пропорционально квадрату смещения. Отсюда, учитывая (7), можно определить величину оптимального смещения ( $Z_{\text{опт}}$ ) и допускаемые границы смещения:

$$Z_{\text{опт}}(\delta) = \sqrt{\frac{P}{(g_{\text{кр}} \pm \Delta g) \Omega}}, \quad (9)$$

где  $\Omega$  - телесный угол ( $\Omega = \frac{2\pi\alpha}{180}$ ).

$$\text{При } g_{\text{пов}} \cong g_f, \quad Z_{\text{опт}} = H_f \pm Z_{\text{опт}}(\delta).$$

Анализируя зависимость (9), можно отметить, что  $g_{\text{кр}}$  и  $\Delta g$  для конкретного материала есть величины, постоянные для установленного времени воздействия.  $P$  (мощность) определяется конструктивными особенностями данного лазера, и не всегда представляется рациональным достигать равенства  $g_{\text{пов}} = g_f$  за счет изменения  $P$ . В связи с указанным, следует обратить внимание на возможность получения  $g_{\text{пов}} = g_f$  путем измене-



ния угла светового конуса ( $\Omega$ ), т. е. применяя фокусирующую систему, выполненную по принципу "плавающего" фокуса.

#### Л и т е р а т у р а

1. Пекара А. Новый облик оптики. - М., 1973. 2. Ejection M. Materials processing with lasers. - IEEE Spectrum, 1972, v. 9.

УДК 621.793

Е.А.Бондарев, инженер (БПИ),  
Н.И.Луцко, инженер (БПИ),  
Е.А.Вершина, инженер (БПИ),  
О.Г.Девойно, инженер (БПИ)

#### К ВОПРОСУ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ГАЗОПЛАМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ

Газопламенное напыление применяется в тех случаях, когда оно является экономически выгодным, потому что дешевле других методов или потому что его применение удлинит срок службы машин и сокращает простои.

Повышение эффективности процесса газопламенного напыления значительно снижает себестоимость нанесения покрытий и расширяет область его применения [1].

При сравнительных испытаниях за критерий эффективности процесса напыления принимают: производительность процесса; коэффициент использования порошка; возможность напыления порошков более крупной фракции, так как они дешевле; сокращение перебоев в работе оборудования, связанных с его профилактикой, что расширяет возможность автоматизации процесса.

В табл. 1 представлены результаты сравнительных испытаний сопла фирмы "Метко" (патент США № 2961335) и сопла, разработанного в Белорусском политехническом институте (а. с. № 562316 [2]) (рис. 1). Сопло фирмы "Метко" выбрано для сравнительных испытаний, так как газопламенное оборудование этой фирмы наиболее совершенно.

Напыление производилось самофлюсующимся порошком на основе Ni марки ПГ-Ср4 ОМ ГОСТ 21448-75.

Грануляция порошка при испытании сопла "Метко" составляла 63...120 мкм (использование порошков более крупной гра-

Таблица 1

Размеры и форма образца	Тип соплового наконечника			
	БПИ		"Метко"	
	Производительность напыления, кг/ч	Коэффициент использования порошка, %	Производительность напыления, кг/ч	Коэффициент использования порошка, %
Плоская поверхность 150x150	9,1	92...94	8,6	80...85
Цилиндр $\phi$ 60 мм, длина 150 мм	9,1	85...90	8,6	78...82
Цилиндр $\phi$ 20 мм, длина 150 мм	9,1	70...75	8,6	65...70

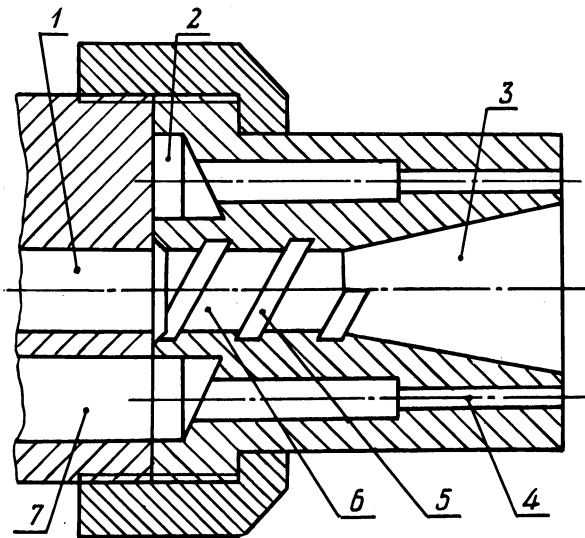


Рис. 1. Сопло горелки газопламенного порошкового напыления конструкции БПИ.

нуляции приводит к засорению порошковых каналов и перебоям в работе, связанным с их прочисткой).

Грануляция порошка при испытании отечественного сопла составляла 63...120 мкм, однако возможно применение порошка грануляцией 200 и более микрон, стоимость которого ни-

же приблизительно в 1,5 раза. Дистанция напыления во всех случаях составляла 180...200 мм.

Из табл. 1 видно, что коэффициент использования порошка при напылении горелкой, оснащенной соплом БПИ, выше, чем горелкой фирмы "Метко" (в среднем на 5%). Это достигается особенностью конструкции сопла БПИ, повышающей равномерность распределения частиц порошка в поперечном сечении факела пламени.

Центральный цилиндрической формы канал сопла (рис. 1) на выходе переходит в конусообразную расходящуюся полость, причем на цилиндрическом участке канала расположен турбулятор 5.

Устройство работает следующим образом. Смесь горючего газа и газа-окислителя подают от источников питания по каналу 7 в кольцевой паз 2, из которого горючая смесь выходит по ряду каналов 4 наружу. При воспламенении смесь образует у поверхности сопла кольцо пламени, переходящее в факел.

По каналу 1 в сопло транспортирующим газом подается порошок материал, подлежащий напылению. При движении смеси транспортирующего газа и частиц порошкового материала по цилиндрической части канала 6, имеющего винтовую канавку 5, поток приобретает винтовое движение по направлению спирали канавки.

Таким образом, частицы порошкового материала, находящиеся под действием вращательного движения, перемешиваются, в результате чего осуществляется равномерное распределение частиц в поперечном сечении и уменьшается линейная скорость их полета.

Проходя расходящуюся конусообразную полость 3, поток смеси расширяется, что приводит к дополнительному снижению линейной скорости частиц порошка и, следовательно, к увеличению их относительной скорости, что соответствует наиболее благоприятным условиям теплообмена - нагреву частиц до высокопластичного состояния за счет существенного увеличения времени пребывания частиц в пламени.

В результате наличие турбулятора обеспечивает повышение коэффициента использования порошка при более высокой производительности и качестве напыленного слоя, а также возможность применения менее дорогих порошков отечественного производства с размером частиц более 200 мкм.

Исключается налипание порошка на торцевую поверхность сопла, что расширяет возможность автоматизации процесса, так как сокращается количество перебоев в работе.

## Л и т е р а т у р а

1. Кречмар Э. Напыление металлов, керамики и пластмасс. - М., 1966. 2. А. с. 562316 (СССР). Сопло горелки для газопламенного напыления порошковых материалов/Е.А.Бондарев, Е.Д.Манойло, А.Г.Сбриджер и др. - Опубл. в Б.И., 1977, № 23.

УДК 621.785

В.А.Лубочкин, инженер (БПИ),  
Г.М.Яковлев, докт. техн. наук (БПИ),  
Н.В.Спиридонов, канд. техн. наук (БПИ),  
В.А.Протасевич, инженер (БПИ)

### НЕКОТОРЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ЛАЗЕРНОГО УПРОЧНЕНИЯ

К числу наиболее новых и перспективных направлений, получивших значительное развитие за последнее время в технологии машиностроения, относится обработка поверхностей деталей машин и различного технологического оборудования лучом лазера.

Существенное значение имеют уникальные свойства лазерного излучения и специфические эффекты, возникающие при его воздействии на твердые тела, и, в частности, упрочнение металлов и их сплавов.

Исключительно большие возможности лазерного упрочнения материалов базируются на целом ряде замечательных свойств лазерного излучения.

Отличительными особенностями лазерного луча являются:

- высокие энергетические характеристики потока электромагнитной энергии;
- широкий (от 0 до  $10^{15} \dots 10^{17}$  Вт/см<sup>2</sup> и даже выше) диапазон варьирования потоком энергии;
- высокая направленность распространения электромагнитной энергии;
- высокая монохроматичность;
- высокая когерентность и др.

Характер обработки металлов и их сплавов определяют энергетические характеристики: мощность, плотность мощности, длительность воздействия, пространственное распределение плотности мощности излучения, отражательная способность материала, его теплофизические свойства.

Основу всех процессов обработки материалов лучом лазера составляют физические явления, происходящие при взаимодействии луча лазера с веществом и влияющие на структуру и свойства материалов.

Известные в настоящее время работы, посвященные выявлению физического механизма действия луча лазера на структуру материалов, показали, что основным механизмом является тепловой, который описывается тепловой моделью воздействия лазерного луча на непрозрачные среды [2]. Процесс взаимодействия лазерного излучения с материалами в целом можно представить в виде четырех последовательных стадий:

- а) поглощение потока электромагнитной энергии и превращение ее в тепловые колебания решетки;
- б) нагрев, вплоть до температуры испарения (сублимации);
- в) разрушение материала, его испарение;
- г) охлаждение.

Длительность каждой стадии зависит от плотности мощности светового потока и теплофизических свойств материала.

Важным моментом при проведении лазерного поверхностного упрочнения является выбор и определение критической плотности мощности ( $g_{кр}$ ).

Критическая плотность мощности, при которой начинается плавление, имеет вид

$$g_{кр} = \frac{T_m \lambda_m \sqrt{\pi}}{2 \sqrt{\alpha \tau}}, \quad (1)$$

где  $T_m$  – температура плавления облучаемого металла;  $\lambda_m$  – коэффициент теплопроводности;  $\alpha$  – коэффициент температуропроводности;  $\tau$  – время воздействия.

Также при практическом использовании лазерного излучения существенным является определение баланса энергии луча лазера, взаимодействующей с металлом, и учет доли отраженной энергии. В работе [2] показано, например, что величина отраженной энергии в течение светового импульса меняется. Это связано с изменением отражательной способности металлов с ростом температуры и при фазовом переходе. Минимум величины отражательной способности ( $R$ ) за время импульса соответствует по времени максимальной энергии луча, причем уменьшение  $R$  показано даже для одиночного пика.

Процесс изменения отражательной способности ( $R$ ) со временем состоит из нескольких качественных участков [1]. Его можно наглядно показать на качественной диаграмме (рис. 1).

На диаграмме можно выделить участок, где термобработка будет происходить наиболее эффективно (участок 1<sup>\*</sup>). Термообработка на подобранных режимах в пределах указанного участка характеризуется высоким КПД использования энергии луча, максимальной зоной воздействия, большой производительностью, высоким качеством обработки и т. д.

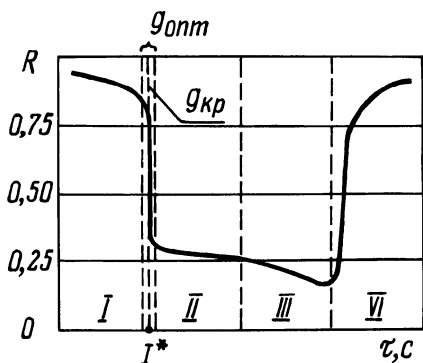


Рис. 1. Изменение отражательной способности во времени: I – начальный нагрев до плавления поверхностного слоя (при  $\lambda$  10,6 мкм для металлов без поглощающего покрытия R велико); II – плавление при постоянной температуре (вся подводимая мощность тратится на прохождение волны плавления в глубь металла); III – рост толщины расплавленного слоя, увеличение теплового сопротивления (уменьшается количество энергии, подводимой к границе твердой и жидкой сред, температура поверхности возрастает и отражательная способность (R) уменьшается);

IV – падение плотности мощности при переходе через максимум интенсивности излучения (рост отражательной способности из-за охлаждения); I<sup>\*</sup> – зона эффективной термообработки.

Итак, лазерная термобработка материалов является эффективным высокоэнергетическим методом воздействия на материалы.

Энергетические характеристики взаимодействия луча лазера с поверхностью материалов изменяются во времени, так как меняется отражательная способность (R).

Оптимальные условия термобработки достигаются в зоне I<sup>\*</sup> (см. рис. 1), где  $g_{\text{опт}} = g_{\text{кр}} \pm \Delta g$ .

#### Л и т е р а т у р а

1. Миркин Л.И. Физические основы обработки материалов лучами лазера. – М., 1975.
2. Действие излучения большой мощности на металлы / С.И.Анисимов, Я.Л.Имас, Г.С.Романов, Ю.В.Ходыко. – М., 1970.

А.С.Никитина, инженер (БПИ),  
 Н.М.Скиба, инженер (БПИ),  
 В.С.Ивашко, канд. техн. наук (БПИ)

## ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ СЦЕПЛЕНИЯ НАПЫЛЕННЫХ ПОКРЫТИЙ ОТ ВРЕМЕНИ ВЫДЕРЖКИ МЕЖДУ ПОДГОТОВКОЙ ПОВЕРХНОСТИ И НАПЫЛЕНИЕМ

В работе [1] приведена зависимость прочности сцепления напыленных покрытий от времени выдержки перед напылением при дробеструйной обработке. Однако в некоторых случаях при напылении самофлюсующихся твердых сплавов с последующим оплавлением применять дробеструйную обработку не целесообразно. Поэтому целью данной работы является установление зависимости прочности сцепления напыленных покрытий от времени выдержки между операциями подготовки поверхности, исключающей образование напыленного слоя, и напылением. Исследования проводились по методике работы [1].

Зависимость прочности сцепления от времени выдержки представлена на рис. 1.

Прочность сцепления изменяется по закону убывания

$$\sigma = a + bt + ct^2, \quad (1)$$

где  $\sigma$  – прочность сцепления, МН/м<sup>2</sup>;  $t$  – время, ч;  $a, b, c$  – коэффициенты.

Тогда для верхней границы функция  $\sigma = f(t)$  запишется следующим образом:

$$\sigma_{\text{в}} = 1,27 - 0,01t - 0,000067t^2.$$

Для нижней границы

$$\sigma_{\text{н}} = 0,85 - 0,029t + 0,00034t^2.$$

Прочность сцепления с увеличением времени выдержки между операциями подготовки поверхности и напыления уменьшается. Это происходит за счет роста окисной пленки на поверхности металла.

Нами проводилось исследование электрохимических потенциалов металла при помещении его в электролит.

В настоящее время многими исследованиями доказано, что растворение металлов – результат протекания анодной и катодной реакций, которые характеризуются общей величиной потенциала на границе раствор – металл.

Из этого следует, что величина потенциала должна меняться в зависимости от свойств поверхности металла, помещенного в раствор. Данное положение использовалось при изучении защитных поверхностных пленок, образующихся на воздухе. Исследовалось изменение потенциала образца из стали 45, помещенного в разбавленный раствор хлористого цинка, по отношению к хлорсеребряному ЭВЛ-1М1 электроду сравнения с потенциалом относительно нормального водородного электрода  $-201 \pm 3$  мВ. Исследования проводились в электрохимической ячейке ЯСЭ-2 при температуре  $18 \pm 1^\circ\text{C}$ . Перед каждым опытом раствор перемешивали магнитной мешалкой. Измерения проводились высокоомным вольтметром потенциостата П-5827 М. Изменения потенциала образца от времени записывались двухкоординатным потенциометром ПДП-4-002. Кривые изменения потенциала представлены на рис. 2. Как видно из рисунка, все линии стремятся к одной и той же величине потенциала. Установившееся значение будет соответствовать пассивному состоянию металла. Переход кривых через потенциал пассивного состояния при выдержке на воздухе до 65 ч.

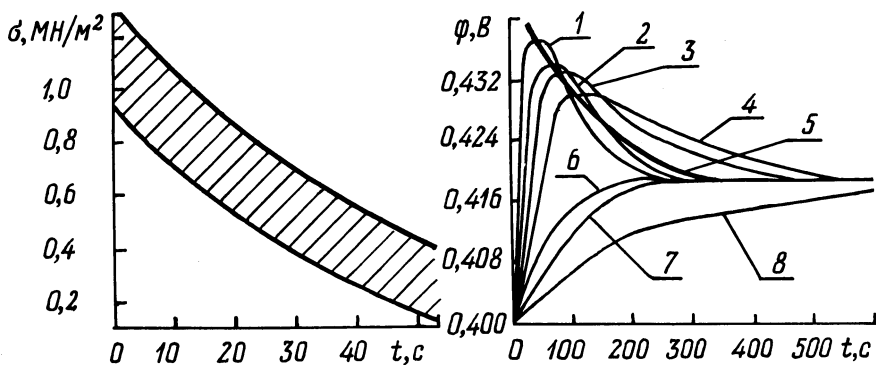


Рис. 2. Изменение потенциала от времени при следующих выдержках после механической обработки: 1 - 30 с; 2 - 5 мин; 3 - 1,5 ч; 4 - 10 ч; 5 - изменение максимумов потенциалов; 6 - 65 ч; 7 - 80 ч при температуре  $18^\circ\text{C}$ ; 8 - 20 мин при температуре  $200^\circ\text{C}$ .

Закон изменения максимумов потенциалов  $\varphi$  от времени выдержки  $\varphi = f(t)$  идентичен закону изменения прочности сцепления  $\sigma$  от времени выдержки  $\sigma = f(t)$ .

По нашему мнению, подобный характер зависимости потенциала от времени выдержки после механической обработки обусловлен прежде всего отклонением от стехиометрического со-



става пленки [2]. Действительно, наличие в решетке окисла избыточного металла или кислорода определяет электронный или дырочный тип его проводимости и влияет на его потенциал.

Исходя из проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

1. Характер кривой изменения максимумов потенциалов от времени соответствует характеру кривой изменения прочности сцепления от времени выдержки после механической обработки.

2. Описанный метод исследования потенциала при травлении может быть рекомендован для изучения прочности сцепления напыленных покрытий с основным металлом.

### Л и т е р а т у р а

1. Ивашко В.С. Прочность сцепления покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов. – В сб.: Машиностроение. Мн., 1979, вып. 2. 2. Оше Е.К., Розенфельд И.Л. Новые методы исследования коррозии металлов. – М., 1973.

УДК 621,91

В.В.Бабук, канд. техн. наук (БПИ),  
С.Г.Бохан, инженер (БПИ)

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ОБКАТКИ РОЛИКАМИ НА КИНЕТИКУ ЗОНЫ ПОВЕРХНОСТНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Формирование микрорельефа при обкатывании поверхности роликами в значительной степени определяется кинетикой течения металла в поверхностном слое обрабатываемой детали.

Упругопластическая деформация происходит по всей поверхности контакта ролика с деталью и в окрестностях его. Площадка контакта имеет в зависимости от геометрии инструмента различную форму и различные геометрические параметры. При вращении детали и подаче ролика вдоль ее оси каждый участок поверхности детали подвергается многократной деформации. Количество циклов деформации участка поверхности зависит от величины подачи и определяется степенью перекрытия следа ролика при каждом последующем обороте детали.

Для анализа течения металла процесс обкатки условно может быть разделен на два элемента: вдавливание инструмента в неподвижную поверхность и относительное движение инструмента и детали в направлениях скорости  $v$  и подачи  $s$ .

В первом случае металл равномерно выдавливается во все стороны от ролика и для любого сечения углы охвата металлом ролика относительно его оси симметрии  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$  (рис. 1) будут одинаковы. При вращении детали и продольной подаче ролика вокруг пятна контакта ролика с деталью образуется неравномерная по периметру контакта упругопластическая волна, а углы внедрения ролика в деталь существенно изменяют свои значения по сравнению с простым вдавливанием [1, 2, 3, 4].

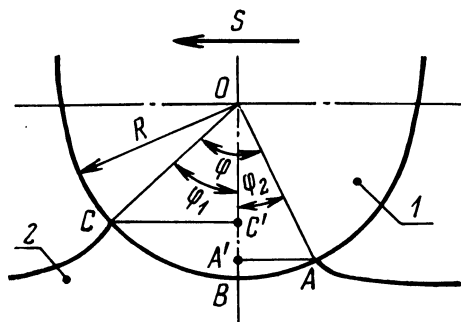


Рис. 1. Схема зоны поверхностной пластической деформации: 1 — ролик; 2 — деталь.

Если рассматривать процесс образования волны в продольном сечении, то можно выделить два направления течения металла. При обкатке с некоторой продольной подачей ролика перед ним образуется волна металла, высота которой и угол охвата ею ролика зависят от нормального усилия и величины подачи.

Угол  $\varphi_1$  отсчитывается из центра профиля ролика от оси симметрии ролика до вершины волны (см. рис. 1). В точке В на поверхности находится зона затормаживания металла [5]. На участке АВ происходит пластическое течение металла в сторону, противоположную подаче. Металл выдавливается за ролик, и поверхность детали при окончательном формировании ее микропрофиля искажается [1, 4].

При рассмотрении продольного сечения детали величина деформации металла в процессе обкатки определяется углом охвата  $\varphi$  ролика металлом. Высота волны металла, возникающей перед роликом в направлении подачи, определяется углом  $\varphi_1$ ; величина волны металла, возникающей за роликом в направлении, обратном подаче, определяется углом  $\varphi_2$ .

Исследование изменения рассматриваемых углов охвата металлом ролика проводилось в зависимости от основных режимов обкатки (продольной подачи и нормального усилия обкаты-

вания). Заготовки диаметром 30 мм из стали 20 (HB121) обкатывались роликом радиусом рабочего профиля 2 мм с усилием обкатывания P (2800, 3400, 4000, 4600 Н) и с подачами s (0,15; 0,09; 0,175; 0,35; 0,7 мм/об). В процессе обкатки велась фотосъемка зоны пластической деформации. Для этого использовалось специальное приспособление типа кронштейна, позволяющее установить фотоаппарат "Зенит-Е" с фотоприставкой на резцедержатель токарно-винторезного станка 16К20. При включении подачи фотоаппарат двигался вместе с резцедержателем, в котором было закреплено обкатное приспособление таким образом, что зона пластической деформации оставалась все время в кадре. Съемка производилась с выдержкой 0,002 с в проходящем свете, что позволяло четко выявить зоны пластического течения металла. Использовалась фотопленка "Свема" чувствительностью 65 ед. ГОСТ. Примеры полученных фотографий приведены на рис. 2. Для определения степени увеличения была сфотографирована масштабная линейка с тем же увеличением. Углы  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$  находились из соотношений:

$$\varphi_1 = \arcsin \frac{CC'}{R}, \quad \varphi_2 = \arcsin \frac{AA'}{R},$$

где AA' и CC' (см. рис. 1) – отрезки, определяемые по фотографиям.

По полученным данным были построены графики зависимости углов охвата ролика волной пластической деформации (рис. 3).

Как видно из рис. 3, а, величина угла  $\varphi_1$  уменьшается с увеличением подачи и при подачах, больших 0,35 мм/об, стремится к некоторой постоянной для каждого усилия обкатки величине.

Угол  $\varphi_2$  (рис. 3, б) с увеличением подачи увеличивается и при подачах, больших 0,35 мм/об, также стабилизируется. Анализируя весь интервал исследованных подач, можно отметить, что при подачах до 0,7 мм/об течение металла происходит в основном в направлении подачи, т. е. перед роликом. При обработке с усилием 3400 Н и подачей 0,05 мм/об перед роликом образуется значительная волна пластического течения металла (см. рис. 2, б). Деформация поверхности при этих режимах носит совершенно иной характер, чем при вдавливании ролика в неподвижную деталь с этим же усилием (см. рис. 2, а). С увеличением подачи происходит перераспределение металла в зоне пластической деформации: увеличивается волна металла, возникающая в направлении, противоположном подаче (т. е. за роликом), а волна металла перед роликом уменьшается. Соот-

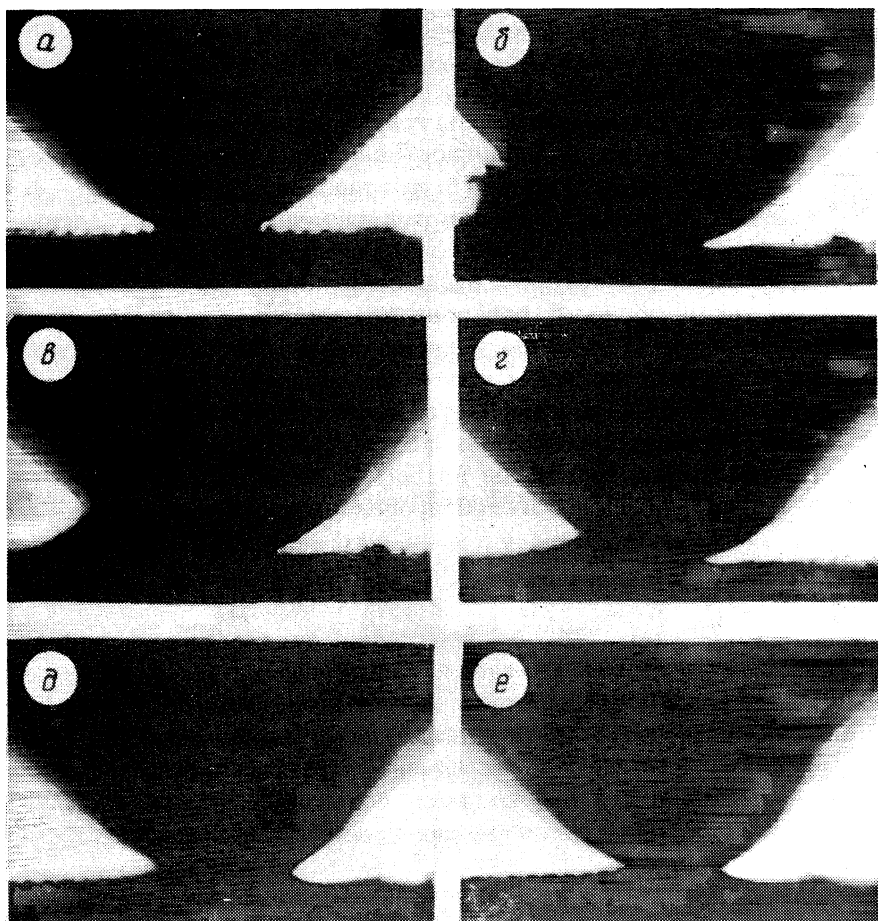


Рис. 2. Фотографии зоны пластической деформации поверхности детали роликом  $R=2$  мм при  $P=3400$  Н и  $n=100$  об/мин при подаче  $s$ , равной: а - 0 ( $n=0$ ); б - 0,05; в - 0,09; г - 0,175; д - 0,35; е - 0,7.

ветственно изменению картины деформации поверхности должно происходить перераспределение составляющих усилия обкатывания, напряжений в зоне деформации и, как следствие, изменение физико-механических свойств поверхностного слоя. Усилие обкатывания влияет на изменение углов охвата металлом ролика при обкатке в гораздо меньшей степени, чем подача. Графики зависимости углов  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$ ,  $\varphi$  от усилия обкатывания  $P$  при постоянных значениях подачи параллельны оси абсцисс,

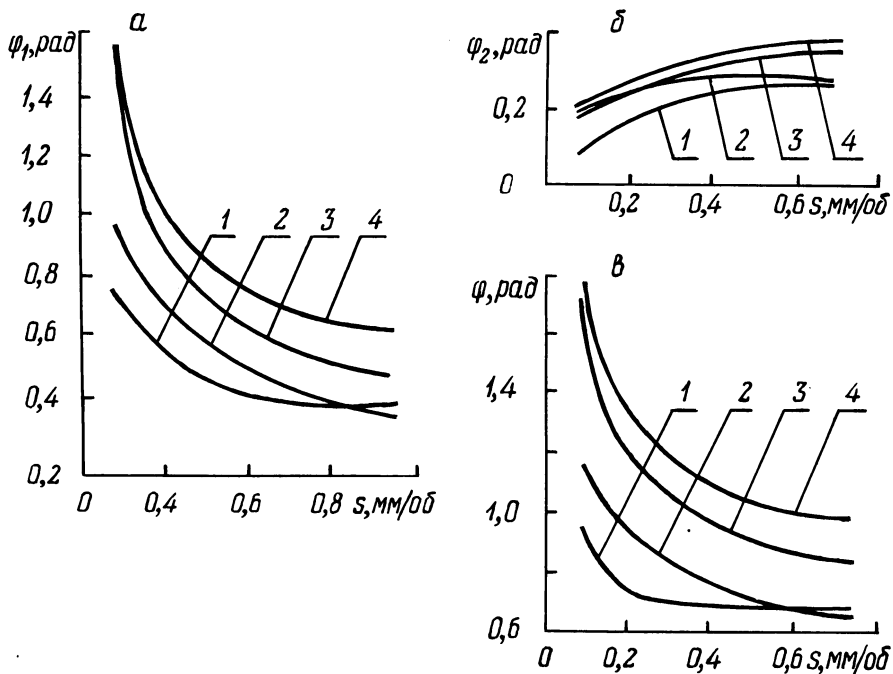


Рис. 3. Графики зависимостей углов охвата ролика металла от подачи при усилии обкатки  $P$ , равном: 1 – 2800; 2 – 3400; 3 – 4000; 4 – 4600 Н.

кроме участков, соответствующих усилиям, меньшим 3400 Н, на которых значения углов несколько снижаются.

Таким образом, характер течения металла в поверхностном слое при обкатке детали роликом в значительной степени определяется величиной продольной подачи, с изменением которой наблюдается существенное перераспределение объемов металла перед роликом и за ним. При этом с увеличением подачи волна металла перед роликом уменьшается, а за роликом – увеличивается. Это явление имеет важное значение для оптимизации режимов поверхностной пластической деформации.

#### Л и т е р а т у р а

1. Браславский В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами. – М., 1975.
2. Каледин Б.А., Чепя П.А. Повышение долговечности деталей поверхностным деформированием. – Мн., 1974.
3. Лурье Г.Б. Упрочняюще-отделочная об-

работка рабочих поверхностей деталей машин поверхностным пластическим деформированием. – М., 1971. 4. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. – М., 1978. 5. Сегал В.М. Технологические задачи теории пластичности. – Мн., 1977.

УДК 620.169:621.923.77

А.С.Шамшур, канд. техн. наук (БПИ),  
В.А.Федорцев, инженер (БПИ)

### ПОВЕРХНОСТНОЕ УПРОЧНЕНИЕ И ВОССТАНОВЛЕНИЕ СЛОЖНЫХ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ МЕТАЛЛИЗАЦИЕЙ С ПОСЛЕДУЮЩИМ ОПЛАВЛЕНИЕМ

В процессе обработки металлов резанием в работе непосредственно участвует только активная режущая (поверхностная) часть инструмента, а все остальное составляет корпус, необходимый для обеспечения формы, геометрии, жесткости инструмента и для его крепления. В большинстве случаев корпус сложных инструментов (протяжек, фрез, круглых чашечных и фасонных резцов и др.), а также и их режущая часть выполняются из дорогих высоколегированных инструментальных сталей или твердых сплавов.

Как правило, после незначительного износа рабочих частей таких сложных инструментов требуется восстановление режущих свойств этих частей или полная замена инструмента.

В настоящее время вполне разрешима задача изготовления сложных режущих инструментов из более дешевых конструкционных сталей – 10; 20; 45; 20Х, 40Х и др. с последующим упрочнением рабочих поверхностей инструментов износостойкими, обладающими высокими режущими свойствами материалами.

Существуют различные способы поверхностного упрочнения металлорежущих инструментов. В этой связи особенного внимания заслуживает металлизация напылением с последующим оплавлением нанесенных слоев.

Выпуск отечественной промышленностью самофлюсующихся твердых материалов типа ВСНГ, СНГН, ПГ-ХН80СР 4 и других позволяет значительно повысить производительность процесса напыления. Сравнительно низкая температура плавления этих сплавов (1050–1100<sup>0</sup>С) при оплавлении их газопламенным нагревом или в печах с регулируемой атмосферой, а также при

помощи индукционного нагрева обеспечивает высокие физико-механические свойства напыленных слоев. Такой метод создания износостойких оболочек позволяет наносить слой любой толщины на любую поверхность, а также получать беспористые покрытия с хорошим диффузионным соединением напыленного слоя с основным металлом [1].

Возможность практического использования металлизации напылением с последующим оплавлением для поверхностного упрочнения и восстановления сложных металлорежущих инструментов была проверена при изготовлении и эксплуатации двух рабочих элементов комбинированного инструмента (рис. 1, а) – чашечного резца 1 и опоры шара 2. По условиям работы инструмента эти детали должны быть износостойкими и иметь высокую твердость, так как они являются ответственными элементами конструкции. Обычно этим требованиям удовлетворяют твердые сплавы группы ТК или ВК, а также быстрорежущие закаленные стали и лучше всего сталь P18 [2].

В нашем случае указанные элементы (рис. 1, б) были изготовлены из дешевых конструкционных сталей 10 и 45, а их рабочие поверхности с целью упрочнения были подвергнуты металлизации с последующим оплавлением напыленных слоев ацетилено-кислородным пламенем, после чего все изделия охлаждались в ящике с песком. В результате этого толщина покрытия изделий порошковыми материалами типа СНГ и ВСНГ после оплавления составляла 1,5...2 мм.

На рис. 2 приведены микроструктуры напыленных и оплавленных слоев полученных изделий.

Исследования микротвердости структурных составляющих покрытий и их фазовый рентгеноструктурный анализ показали, что микроструктура напыленных и оплавленных слоев изделия при использовании сплава типа СНГ (рис. 2, а) состоит из твердого раствора на основе никеля сложной эвтектики, первичных кристаллов боридов ( $Ni_3B$  и  $Ni_2B$ ;  $CrB$ ,  $Cr_2B$  и  $Cr_5B_3$ ) и карбидов ( $Cr_7C_6$  и  $Cr_{23}C_6$ ), а также более сложных соединений типа карборидов, имеющих микротвердость до 40000 МПа.

При использовании сплава ВСНГ (рис. 2, б) в его микроструктуре, кроме перечисленных первичных кристаллов, имеющих место в сплаве СНГ, четко видны карбиды вольфрама.

Твердость напыленных и оплавленных слоев изделий для сплава СНГ составляла HRC 58...60, а для сплава ВСНГ – 59...62.

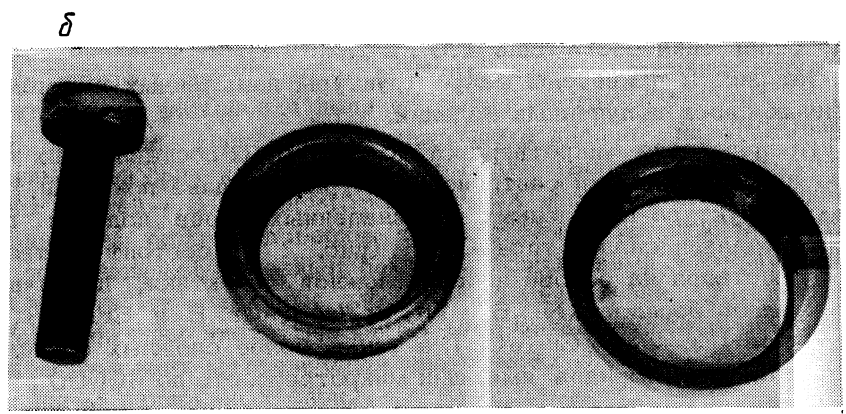
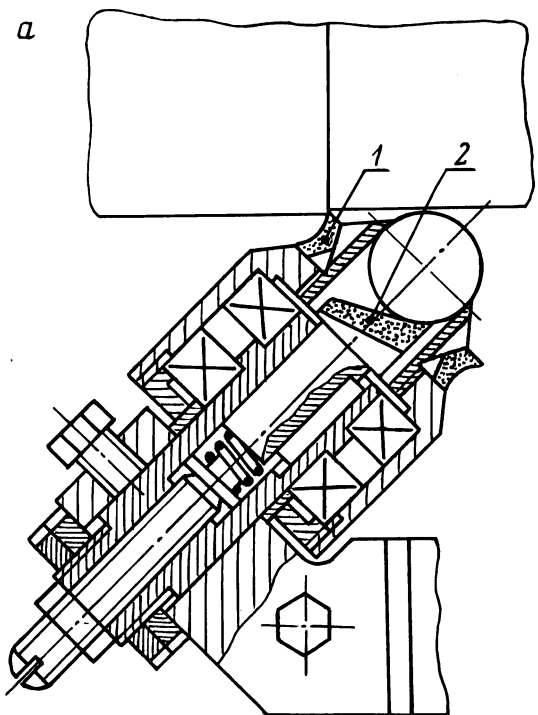


Рис. 1. Конструкция комбинированного ротационного инструмента (а) и его рабочие элементы (б).



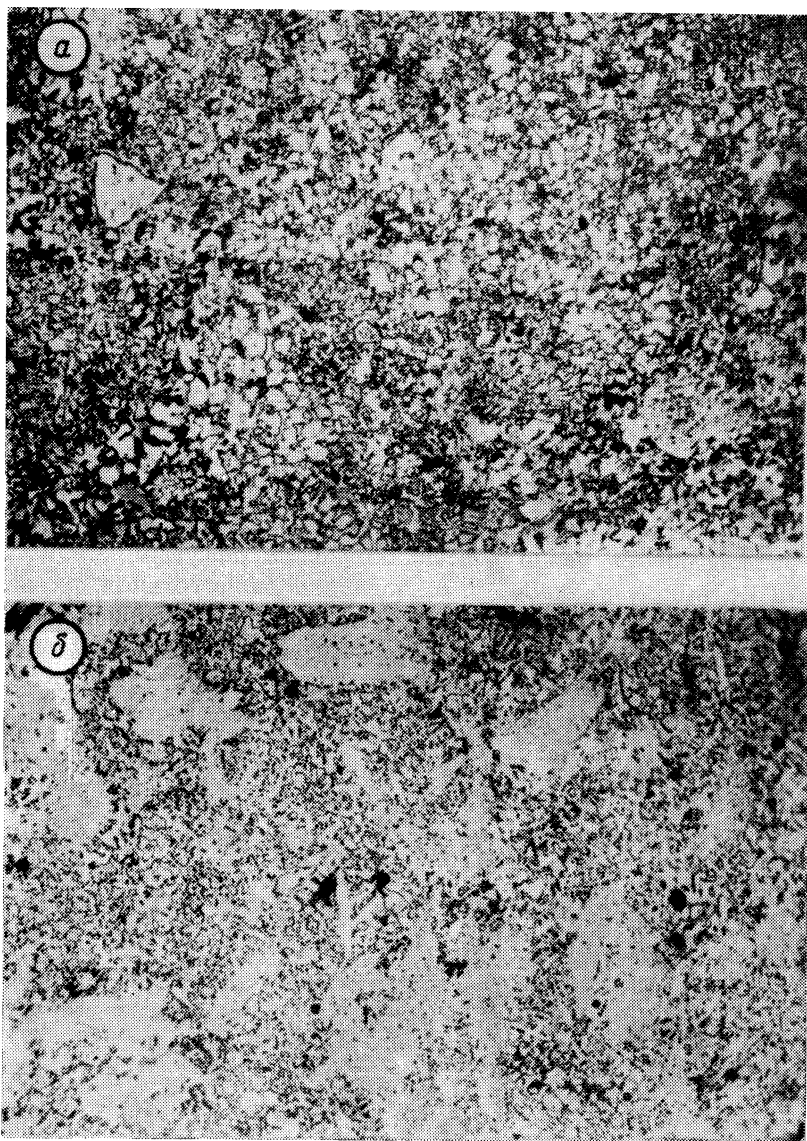


Рис. 2. Микроструктура напыленных и оплавленных слоев (x200): а – сплав СНГН; б – сплав ВСНГ.

Нужно отметить, что такой метод металлизации наружных поверхностей инструмента не исключает различных видов последующей термической обработки корпуса инструмента.

Заточка и доводка полученных поверхностей рабочих элементов осуществлялась на универсально-заточном станке модели ЗВ642 абразивными заточными кругами ПП150х10х32 из карбида кремния зеленого К325СМ18К, а получаемая при этом шероховатость рабочих поверхностей соответствовала 10...11 классу.

Изготовленные таким образом круглые чашечные резцы и опоры шара были испытаны при работе комбинированного ротационного инструмента, которым производилось резание и накатывание деталей типа валов диаметром 80 мм из сталей 10 и ШХ15 на токарно-винторезном станке модели 16К20 с охлаждением 5%-ной эмульсией на следующих режимах: сталь 10 – скорость обработки около 100 м/мин, подача 0,08...0,16 мм/об, глубина 0,5...0,8 мм; сталь ШХ15 – скорость обработки около 80 м/мин, подача 0,08...0,16 мм/об, глубина 0,5...0,8 мм.

Результаты испытаний положительные. Рабочая часть круглого вращающегося резца хорошо сохраняла режущие свойства и почти не выкрашивалась, т. е. обладала значительной прочностью в процессе резания. Наростообразования (налипание материала обрабатываемой детали на резец) не наблюдалось. Опорный элемент под накатным шаром не изнашивался. Шероховатость обрабатываемой поверхности деталей соответствовала R 0,8...0,4 мкм.

#### Л и т е р а т у р а

1. Шамшур А.С., Федорцев В.А., Королько А.А. Исследование температуры нагрева и физико-механических свойств покрытий, полученных методом плазменной металлизации. – В кн.: Новая техника и прогрессивная технология: Сб. докл. Республ. науч.-метод. конф. по механико-технол. специальностям. Мн., 1969. 2. А. с. 255739 (СССР). Комбинированный инструмент / Е.Г.Коновалов, Л.А.Гик, В.А.Федорцев. – Оpubл. в Б. И., 1969, № 33.

Н.Н.Дорожкин, докт. техн. наук (ИНДМаш АН БССР),  
В.Н.Гимельфарб, инженер (ИНДМаш АН БССР)

## ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ ЗА СЧЕТ СНИЖЕНИЯ ОКИСЛЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

Порошки самофлюсующихся твердых сплавов системы Ni - Cr - В - Si предназначены для восстановления и упрочнения быстроизнашивающихся деталей машин путем нанесения их в виде покрытий. Введение в состав исходных порошков определенного количества легирующих элементов обусловлено необходимостью формирования наиболее высоких физико-механических свойств сплава. Поэтому заметное снижение их содержания в сплаве приводит к снижению эксплуатационных характеристик покрытия [1, 2]. Однако во время нагрева и выдержки при высоких температурах происходит выгорание легирующих элементов.

Кинетика окисления сплавов данной системы изучена недостаточно, а количественные сведения об угаре легирующих элементов в литературе отсутствуют. Отмечено лишь, что из-за высокого сродства бора, кремния и хрома с кислородом окисная пленка должна состоять преимущественно из  $V_2O_5$ ,  $SiO_2$  и  $Cr_2O_3$  [3]. В работе [4] на основании термодинамического расчета было установлено, что шлак на 99,8% состоит из  $V_2O_5$  и  $SiO_2$ . Причем в зависимости от температуры содержания каждого из этих компонентов изменяется в широких пределах.

В предлагаемом сообщении рассмотрен метод определения количества легирующих элементов, переходящих в окисную пленку в процессе нанесения покрытий из порошковых материалов, посредством построения обобщенной параметрической диаграммы. В качестве исходного состояния исследуемого материала использовалась свободная насыпка порошка, широко применяемая при центробежном припекании и индукционной наплавке.

Эксперименты проводились на сферическом порошке самофлюсующегося твердого сплава ПГ-СР4 (ГОСТ 21448-75) зернистостью 160...200 мкм следующего состава (вес. %): Ni - 70,61; Cr - 16,5; В - 3,62; Si - 4,2; С - 0,65; Fe - 4,42.

Измерение массы бразца в процессе всего термического цикла контролировалось с помощью дериватографа Д-103Т фирмы

"МОН" (ВНР). Навеска порошка засыпалась в керамический тигель, площадь поперечного сечения которого была равна  $1 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$ , и непрерывно взвешивалась с точностью  $5 \cdot 10^{-4} \text{ г}$ . Скорость нагрева и охлаждения составляла  $0,3 \text{ К/с}$ , а длительность изотермической выдержки –  $1800 \dots 2400 \text{ с}$ . Целесообразность применения керамического тигля, который не взаимодействовал бы с исследуемым материалом, оценивалась по результатам контрольных опытов, выполненных в платиновом тигле. При этом величины увеличения масс образца, а также кривые ДТА и ДТ были идентичны результатам, полученным в керамическом тигле, что свидетельствует о возможности его использования.

Одной из особенностей окисления порошковых материалов в процессе спекания является значительное уменьшение свободной поверхности во время термического цикла. Поэтому величина удельного привеса определялась как отношение привеса к первоначальной массе образца.

Проведенные эксперименты показали, что увеличение массы порошка в процессе нагрева начинается при температуре выше  $1043 \dots 1073 \text{ К}$  и до  $1123 \text{ К}$  описывается логарифмическим законом. При дальнейшем повышении температуры изменение массы происходит по степенной зависимости:

$$G^n = k_0 t e^{-\frac{Q}{Rt}}, \quad (1)$$

где  $G$  – удельное увеличение массы образца, приходящееся на  $1 \text{ г}$  порошка,  $\text{мг/г}$ ;  $n$  – показатель степени;  $Q$  – эффективная энергия активации процесса окисления,  $\text{дж/моль}$ ;  $R$  – универсальная газовая постоянная,  $\text{дж/моль} \cdot \text{град}$ ;  $T$  – температура,  $\text{К}$ ;  $t$  – время окисления,  $\text{с}$ ;  $k_0$  – коэффициент, зависящий от свойств материала и условий окисления.

Расчеты, проведенные по кинетическим (рис. 1, а) и температурным (рис. 1, б) зависимостям увеличения массы образца, показали, что кинетика окисления исследуемого порошка при температуре  $1123 \dots 1423 \text{ К}$  описывается выражением:

$$G^{1,31} = 320 t e^{-\frac{8692,5}{T}} \quad (2)$$

По классификации [5] это соответствует сложнопараболлическому закону. Скорость протекания процесса в данном случае лимитируется как химической реакцией, так и диффузионными процессами в окисной пленке. Такая же зависимость сохраня-

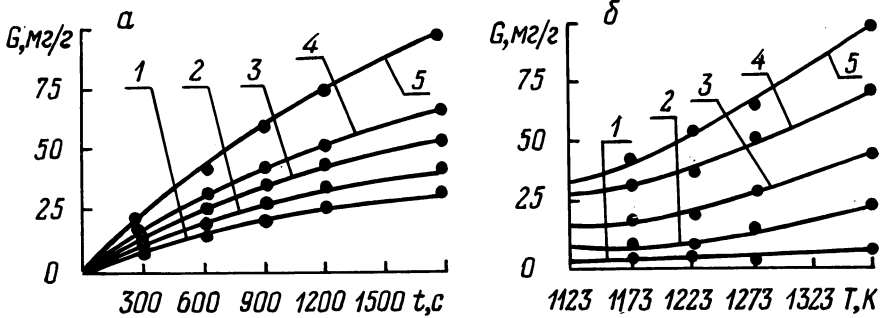


Рис. 1. Зависимости увеличения массы образца: кинетическая (а): 1 – 1373, 2 – 1273, 3 – 1223, 4 – 1173, 5 – 1123 К; температурная (б): 1 – 1800 с, 2 – 1200, 3 – 600, 4 – 300, 5 – 60 с.

ется и при охлаждении сплава до 1173 К, после чего увеличение массы образца прекращается.

При получении покрытий из порошков самофлюсующихся сплавов наиболее важной является температура выше 1123 К, а так как построение параметрической диаграммы возможно только для одного закона окисления, то дальнейшие исследования проводились в диапазоне температур 1123...1423 К.

Прологарифмировав уравнение (1) и приняв в качестве параметра окисления [6]

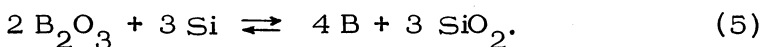
$$P = \frac{Q \lg e}{RT} - \lg t, \quad (3)$$

получим уравнение (1) в параметрической форме:

$$\lg G = \frac{\lg k_0}{n} - \frac{P}{n}. \quad (4)$$

Построенная по этому уравнению параметрическая диаграмма (рис. 2, а) позволяет рассчитать удельное увеличение массы образца для любой температуры и длительности изотермической выдержки в исследованном диапазоне. Совмещение диаграммы с вспомогательной номограммой (рис. 2, б) для некоторых постоянных значений времени дает возможность графически определить значение параметра окисления в исследованной температурно-временной области.

В работе [4] на основании термодинамического расчета показано, что окисная пленка в сплавах рассматриваемой системы на 99,8% состоит из  $B_2O_3$  и  $SiO_2$ . Там же указана целесообразность определения состава окисной пленки из условия равновесия только одной реакции:



Поэтому равновесный состав окисной пленки и содержание в ней легирующих элементов (рис. 2, в) рассчитывались из условия равновесия реакции (5).

Количество бора и кремния (мг на 1 г порошка), находящегося в окисной пленке (рис. 2, г), определяли, исходя из предположения, что увеличение массы образца в процессе выдержки при различных температурах происходит за счет поглощения кислорода из атмосферы.

Пунктирными линиями на рис. 2 показано определение количественного состава равновесной окисной пленки, образовавшейся на сплаве в процессе выдержки в течение 60 с при температуре 1273 К (70,8%  $\text{B}_2\text{O}_3$ ; 29,2%  $\text{SiO}_2$ ; 19,9% В; 14,95% Si; 65,9%  $\text{O}_2$ ). Количество бора и кремния, находящегося в шлаке при данных условиях, равно соответственно 1,68 и 1,12 мг на каждый грамм порошка (4,6% и 2,7% их содержания в сплаве).

Использование параметрической диаграммы возможно и при нестационарных режимах, например, на стадии нагрева. Для этого необходимо по формуле (6) рассчитать эквивалентное время выдержки при некоторой постоянной (эквивалентной) температуре, обеспечивающей такое же увеличение массы образца, как и при заданном законе изменения температуры [6].

$$t_{\text{эк}} = k e^{\frac{Q}{RT_{\text{эк}}}} \int_0^{t_{\text{к}}} e^{-\frac{Q}{RT(t)}} dt, \quad (6)$$

где  $t_{\text{эк}}$  – эквивалентное время выдержки, с;  $T_{\text{эк}}$  – эквивалентная температура, К (для повышения точности расчетов ее необходимо выбирать в середине диапазона изменения температуры);  $Q$  – эффективная энергия активации процесса окисления, дж/моль;  $R$  – универсальная газовая постоянная, дж/моль·град;  $T(t)$  – закон изменения температуры во времени;  $t_{\text{к}}$  – общая продолжительность окисления при переменной температуре, с;  $k$  – поправочный коэффициент (при нагреве  $k = 2,5$ , при охлаждении  $k = 1$ ).

Результаты расчета эквивалентного времени при различных скоростях нагрева до 1373 К (рис. 3, а) и охлаждения до 1173 К (рис. 3, б) показывают, что наиболее существенный переход легирующих элементов в окисную пленку происходит при нагреве вследствие значительной поверхности образца. Так,

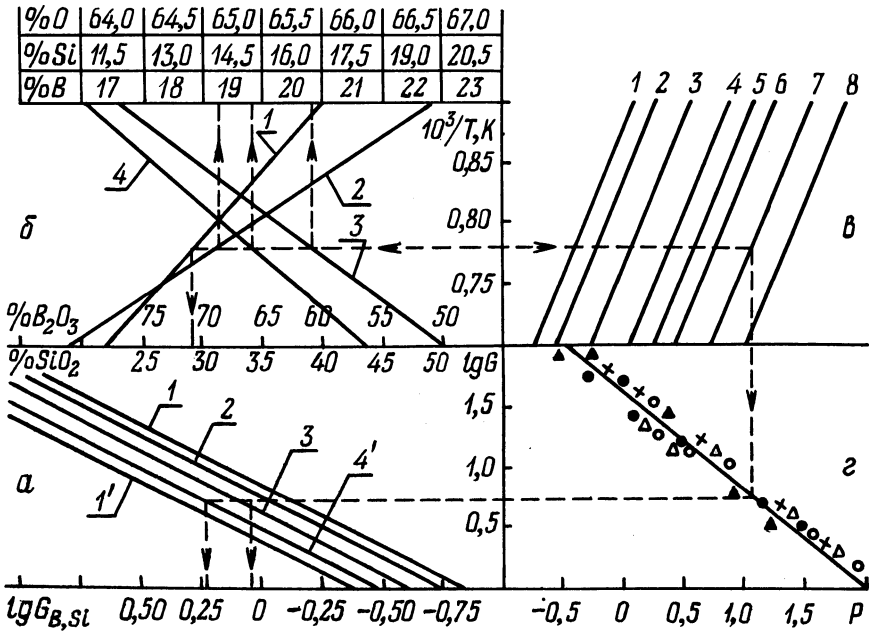


Рис. 2. Обобщенная параметрическая диаграмма: а) содержание в окисной пленке бора (1) и кремния (1-3) при температуре: 1 - 1500 К, 2 - 1400, 3 - 1200 К; б) равновесный состав окисной пленки (1 - окись кремния - окись бора, 2 - кремний, 3 - кислород, 4 - бор); в) график - номограмма при длительности изотермической выдержки: 1 - 1800 с, 2 - 1200, 3 - 600, 4 - 300, 5 - 180, 6 - 120, 7 - 60, 8 - 30 с; г) удельное увеличение массы в зависимости от параметра окисления (температура испытания - 1123 К, - 1173, - 1223, - 1273, - 1373 К).

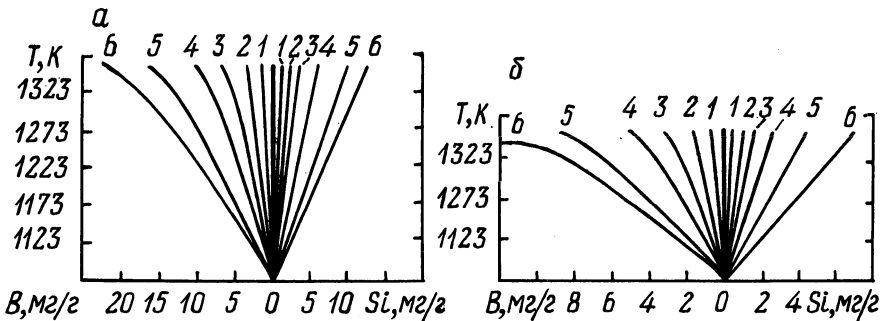


Рис. 3. Удельное содержание бора и кремния в окисной пленке в зависимости от скорости нагрева (а) и охлаждения (б): 1 - 0,3 К/с; 2 - 1; 3 - 3; 4 - 5; 5 - 10; 6 - 20 К/с.

при нагреве до 1373 К со скоростью 1 К/с угар бора превышает 10 мг/г (26% его содержания в сплаве), что, по данным работы [7], приводит к снижению твердости покрытия с 56 до 48 HRC.

Переход легирующих элементов в окисную пленку на стадии охлаждения в 2,5 раза ниже, чем во время нагрева. Это, вероятно, объясняется, с одной стороны, увеличением толщины окисной пленки, а с другой – снижением величины свободной поверхности уже спеченного порошка.

При использовании параметрической диаграммы следует учитывать, что в ней рассчитан равновесный состав окисной окисной пленки, соответствующий максимальной температуре. В процессе охлаждения возможны его изменения вследствие смещения равновесия реакции (5) вправо. Однако из-за значительных скоростей охлаждения, которые обычно имеют место при нанесении покрытий, и резкого снижения коэффициента диффузии бора в объем металла после его кристаллизации ( $\sim 1300$  К) происходит быстрое насыщение поверхности бором и скорость реакции замедляется.

Таким образом, смещение равновесия химической реакции на стадии охлаждения существенно не изменяет состав окисной пленки. Это подтверждается данными химического анализа шлака, образовавшегося в процессе индукционного нагрева сплава со скоростью 10 К/с до 1373 К и выдержки при этой температуре в течение 30 с. Содержание легирующих элементов, содержащихся в окисной пленке, следующее: 18,1% бора, 14,8 кремния, 0,3 железа, 0,9 хрома и 0,4% никеля, что хорошо согласуется с расчетными значениями, полученными по параметрической диаграмме (19,9% бора и 12,4% кремния). С другой стороны, эти данные свидетельствуют о близости системы окисная пленка – сплав к состоянию динамического равновесия.

Определение качественного состава окисной пленки производилось на спектрофотометре "Spicord 71-IR". Анализ спектрограмм показал наличие характеристических полос поглощения, соответствующих  $B_2O_3$  ( $1460\text{ см}^{-1}$ ) и  $SiO_2$  ( $1180$  и  $1070\text{ см}^{-1}$ ). Других соединений не обнаружено.

Разработанная методика расчета количественных изменений химического состава самофлюсующихся сплавов, происходящих в процессе нанесения покрытий, была использована при выборе оптимальных технологических режимов для упрочнения быстрознашивающихся деталей торцового уплотнения центробежных



насосов. В результате износостойкость рабочих поверхностей возросла в 4-6 раз по сравнению с ранее использовавшимися.

#### Л и т е р а т у р а

1. Дорожкин Н.Н. Упрочнение и восстановление деталей машин металлическими порошками. - Мн., 1975.
2. Дорожкин Н.Н., Кашицын Л.П. Физико-механические характеристики износостойких покрытий. - Порошковая металлургия, 1974, № 3.
3. Январев Е.И. Исследование процесса плазменного и газоплазменного напыления Ni - Cr - В - Si твердых сплавов. - Автореф. дис. канд. техн. наук. - М., 1972.
4. Гершензон С.М., Бороненков В.Н. О равновесном составе окисной пленки, образующейся при напылении и термообработке Ni - Cr - В - Si сплавов. - Цветная металлургия, 1978, № 3.
5. Жук И.П. Курс теории коррозии и защиты металлов. - М., 1976.
6. Никитин В.И. Расчет жаропрочности металлов. - М., 1976.
7. Гладкий П.В., Переплетчиков Е.Ф., Рабинович В.И. Плазменная наплавка в энергетическом арматуростроении. - М., 1970.

## СОДЕРЖАНИЕ

### Раздел 1. Технология производства деталей машин

И.А.Каштальян. Волнистость поверхностей, обработанных с модулированной подачей на токарных станках с ЧПУ. . . . .	3
А.К.Бубен, С.С.Костюкович. Метрологическое обеспечение производства конических зубчатых колес в соответствии с требованиями СТ СЭВ 186-75 . . . . .	5
Р.Н.Шадуро. Исследование точности шлицевых отверстий зубчатых колес, обрабатываемых с применением дорнования. . . . .	11
В.И.Шагунов. Некруглость поперечного сечения среднего цилиндра резьбы в зависимости от параметров метчика. . . . .	14
А.А.Жолобов, В.И.Ходырев. К вопросу работоспособности деталей формированных винтовыми вращающимися резами . . . . .	18
Г.В.Тилигузов, Е.С.Яцуря, Э.Ф.Капанец, В.В.Кулешов. Совершенствование структуры рабочего цикла бесцентрового врезного шлифования. . . . .	21
М.М.Кане. Изменение размеров отверстий цилиндрических зубчатых колес в процессе их химико-термической обработки . . . . .	26
П.С.Чистосердов, В.Г.Беляй. Кинематика точек, лежащих на поверхности деформирующего шара, при обработке плоских поверхностей комбинированным инструментом. . . . .	30

### Раздел 2. Исследование характеристик процесса механической обработки и конструкций инструментов

П.И.Ящерицын, Ю.Д.Новоселов, Н.Н.Попок. О сечении срезаемого слоя при ротационном резании . . . . .	36
Ю.Л.Вашенко, Н.И.Жигалко. Методологические аспекты автоматизированного проектирования конструкций и процессов изготовления режущих инструментов . . . . .	40
Н.Н.Попок. Расчет толщины срезаемого слоя при ротационном точении . . . . .	45
П.С.Чистосердов, О.В.Цумарев. Об одной из причин возникновения низкочастотных колебаний инструмента при накатывании поверхности деформирующим шаром. . . . .	49
Н.И.Жигалко. Уровень сил резания при протягивании труднообрабатываемых сталей и сплавов. . . . .	52
С.И.Миткевич. Определение скорости подачи инструмента с конической режущей частью и времени обработки отверстия при постоянном крутящем моменте на шпинделе станка. . . . .	55
С.И.Миткевич. Определение работоспособности силовых разверток по критерию размещения и вывода стружки из обрабатываемого отверстия . . . . .	64
П.И.Ящерицын, В.О.Сokolov, В.Д.Дорофеев. Исследование точности профилирования алмазно-абразивных кругов . . . . .	70
Э.М.Дечко, М.А.Корниевич. Оптимизация геометрических параметров шнекового сверла . . . . .	74
Е.Э.Фельдштейн. Стружкообразование при точении спеченных сталей. . . . .	76
Е.Э.Фельдштейн. Колебания реза при точении закаленной спеченной стали. . . . .	80

Хак А.К.М. Нурул, А.И.Кочергин. Статистический анализ износа резцов . . . . .	83
Н.Д.Добровольский. Исследование процесса формообразования при ротационном протягивании со свободным выходом стружки . . . . .	86

### Раздел 3. Изучение работоспособности узлов металлорежущего оборудования

И.А.Кашталъян, А.И.Кочергин. Регулирование подачи при обработке сферических поверхностей на токарных станках с ЧПУ . . . . .	93
О.В.Берестнев, И.В.Жук, С.П.Руденко, Е.С.Яцуря. Исследование распределения напряжений в зубчатых парах с искусственными концентраторами . . . . .	96
С.С.Костюкович, К.Ф.Горский, П.И.Дривень, В.Т.Минченя. Конструкторско-экспериментальная обработка тормозного узла транспортера . . . . .	101
В.А.Пацкевич, А.Е.Пацкевич. К вопросу о динамической жесткости технологической системы станок – деталь – инструмент. . . . .	106
И.П.Флонов, В.И.Клезович. Сравнительные исследования относительного рассеивания энергии в приводе подач фрезерного станка. . . . .	109
О.Н.Вяervillecкая, Е.Ф.Горماش. К расчету профилей кулачков фрезернокопировального станка . . . . .	113
В.И.Ходырев, В.А.Молочков, А.А.Рязанцев. Исследование потерь на трение и температурного режима подшипниковых узлов ротационного инструмента . . . . .	116
В.А.Данилов, М.В.Бажин. Анализ способов обработки некруглых валов на универсальных металлорежущих станках . . . . .	120

### Раздел 4. Повышение износостойкости деталей машин методом поверхностного упрочнения

Н.М.Скиба, А.С.Никитина, В.С.Ивашко. Исследование износостойкости композиционных материалов. . . . .	126
О.С.Кобяков. Некоторые особенности кристаллизации сферических вольфрамовых порошков высокой чистоты. . . . .	129
В.Г.Ходосевич, А.И.Шевцов, Г.Г.Еженков. Анализ процесса формирования покрытий при индукционной наплавке . . . . .	133
И.Л.Баршай. О технологичности конструкции упрочняемых зубчатых колес . . . . .	136
В.А.Лубочкин, Г.М.Яковлев. Определение оптимальных границ смещения поверхности детали относительно фокуса оптической системы лазера. . . . .	138
Е.А.Бондарев, Н.И.Луцко, Е.А.Вершина, О.Г.Девойно. К вопросу повышения эффективности процесса газопламенного напыления . . . . .	141
В.А.Лубочкин, Г.М.Яковлев, Н.В.Спирidonов, В.А.Протасевич. Некоторые технологические возможности лазерного упрочнения . . . . .	144
А.С.Никитина, Н.М.Скиба, В.С.Ивашко. Исследование прочности сцепления напыленных покрытий от времени выдержки между подготовкой поверхности и напылением. . . . .	147
В.В.Бабук, С.Г.Бохан. Исследование влияния режимов обкатки роликами на кинетику зоны поверхностной пластической деформации . . . . .	149
А.С.Шамшур, В.А.Федорцев. Поверхностное упрочнение и восстановление сложных металлорежущих инструментов металлизацией с последующим оплавлением . . . . .	154
Н.Н.Дорожкин, В.Н.Гимельфарб. Повышение износостойкости самофлюсующихся твердых сплавов за счет снижения окисления в процессе нанесения покрытий . . . . .	159

## РЕФЕРАТЫ

УДК 621.941.23

К а ш т а л ь я н И.А. Волнистость поверхностей, обработанных с модулированной подачей на токарных станках с ЧПУ.—Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 3 — 5.

Приведены экспериментальные зависимости величины волнистости обточенной цилиндрической поверхности от размаха модулированной подачи и жесткости технологической системы. — Ил. 2.

УДК 621. 833

Б у б е н А.К., Костюкович С.С. Метрологическое обеспечение производства конических зубчатых колес в соответствии с требованиями СТ СЭВ 186—75.—Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 5 — 11.

Рассматривается возможность метрологического обеспечения производства конических зубчатых колес в соответствии с требованием СТ СЭВ 186-75 и специфическими особенностями, связанными с видом контроля, методами и масштабами производства, типоразмерами и наличием средств контроля.

Приводится обоснование повышения качества изготовления конических зубчатых колес, необходимости разработки методов и средств операционного контроля для проверки и корректировки технологического процесса, определения точности оборудования и выявления причин брака. — Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 621. 787. 4

Ш а д у р о Р.Н. Исследование точности шлицевых отверстий зубчатых колес, обрабатываемых с применением дорнования.—Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 11 — 14.

Приводятся результаты исследований точности наружного диаметра и формы поперечного сечения шлицевых отверстий при различных вариантах технологического процесса с применением дорнования. — Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.993.042

Ш а г у н В.И. Некруглость поперечного сечения среднего цилиндра резьбы в зависимости от параметров метчика.—Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 14 — 17.

Рассмотрены причины образования некруглости, изложены данные результатов экспериментальных исследований по влиянию на некруглость параметров конструкции и геометрии метчика и приведены рекомендации по уменьшению некруглости. — Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.822

Ж о л о б о в А.А., Х о д ы р е в В.И. К вопросу работоспособности деталей, формированных винтовыми вращающимися резами.—Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 18 — 20.

Рассмотрена методика испытаний и приведены результаты исследований износостойкости деталей из стали 45 и X18H10T, предварительная обработка которых перед шлифованием производилась винтовыми вращающимися резами и резами, оснащенными твердосплавными непереключаемыми пластинками T15K6. — Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621. 923 — 621.924

Совершенствование структуры рабочего цикла бесцентрового врезного шлифования/ Г.В.Тилигузов, Е.С.Яцура, Э.Ф.Капанец, В.В.Кулешов.—Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 21 — 26.

Изложены технологические приемы, обеспечивающие повышение точности и производительности изготовления деталей на операциях бесцентрового врезного шлифования по сравнению с традиционной структурой рабочего цикла обработки. Приведены конструктивные решения станочных приводов и устройств управления для их реализации. — Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 621.831

К а н е М.М. Изменение размеров отверстий цилиндрических зубчатых колес в процессе их химико-термической обработки. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 26 — 30.

Приведены методика и результаты исследования изменения размеров шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес различных конструкций, применяемых в автотракторных трансмиссиях, при их химико-термической обработке. Показана возможность математического моделирования указанного явления с целью повышения точности изготовления цилиндрических зубчатых колес — Табл. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.9.06

Ч и с т о с е р д о в П.С., Б е л я й В.Г. Кинематика точек, лежащих на поверхности деформирующего шара, при обработке плоских поверхностей комбинированным инструментом. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 30 — 35.

Приведены зависимости для определения скорости и ускорения любой точки, лежащей на поверхности деформирующего шара на рабочем участке, а также времени контакта шара с обрабатываемой поверхностью в пределах одного оборота. — Ил. 1.

УДК 621.01

Я щ е р и ц ы н П.И., Н о в о с е л о в Ю.А., П о п о к Н.Н. О сечении срезаемого слоя при ротационном резании. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 36 — 40.

Описан единый для всех разновидностей ротационной обработки подход к определению сечения срезаемого слоя. Излагается методика определения сечения срезаемого слоя и его толщины на примере ротационного точения, получена формула для определения толщины срезаемого слоя, применимая ко всем разновидностям ротационного резания. — Ил. 2. Библиогр. 5.

УДК 658.512.621.753.5

В а щ е н к о Ю.Л., Ж и г а л к о Н.И. Методологические аспекты автоматизированного проектирования конструкций и процессов изготовления режущих инструментов. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 40 — 44.

Рассматриваются вопросы построения программных комплексов на примере автоматизированного проектирования конструкций и технологических процессов изготовления режущих инструментов. Охарактеризованы общие и индивидуальные способы их решения. — Библиогр. 9.

УДК 621.91

П о п о к Н.Н. Расчет толщины срезаемого слоя при ротационном точении. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 45 — 49.

Получены формулы, позволяющие при заданных условиях резания определить угловые параметры, входящие в выражение для определения толщины срезаемого слоя при ротационном точении. — Ил. 2.

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. Об одной из причин возникновения низкочастотных колебаний инструмента при накатывании поверхности деформирующим шаром. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 49 — 52.

Высказано предположение о влиянии опорного шарикоподшипника на вибрации деформирующего инструмента. Приводится кинематический анализ раскалывания поверхности отверстия шаром с опорой на шарикоподшипник. Дана формула для определения частоты колебаний и результаты экспериментальной проверки ее. — Ил. 2.

УДК 621.919.1

Ж и г а л к о Н.И. Уровень сил резания при протягивании труднообрабатываемых сталей и сплавов.—Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 52 — 55.

Данные по величине сил резания необходимы для расчета узлов станков, приспособлений и протяжек. Величины элементарных сил и удельных давлений на переднюю поверхность зуба протяжек при обработке труднообрабатываемых сталей и сплавов в 1,5...2,5 раза больше, чем при обработке обычных конструкционных сталей. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.951.012:531.3

М и т к е в и ч С.И. Определение скорости подачи инструмента с конической режущей частью и времени обработки отверстия при постоянном крутящем моменте на шпинделе станка.—Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 55 — 64.

Рассматривается метод снижения максимального значения крутящего момента на шпинделе станка путем его стабилизации при обработке отверстия инструментом с конической режущей частью (силовой разверткой). Определена подача инструмента в зависимости от пути его осевого перемещения для различных этапов обработки, при которой обеспечивается постоянный крутящий момент. Получены зависимости для определения основного времени обработки отверстия с изменяющейся по определенным законам подачи инструмента. — Ил. 3. Библиогр. 4.

УДК 621.951.7

М и т к е в и ч С.И. Определение работоспособности силовых разверток по критерию размещения и вывода стружки из обрабатываемого отверстия.—Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 64 — 70.

Анализируются условия размещения и вывода сливной стружки из обрабатываемого отверстия при работе силовой развертки в зависимости от различных факторов. Экспериментально установлено, что угол схода стружки при силовом развертывании определяется в основном величиной подачи, направлением винтовых зубьев и углом их наклона, а не кинематическим углом наклона режущего лезвия  $\lambda$ . Изложена методика проверки работоспособности силовых разверток по условию стружкообразования. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.922.34.029

Я щ е р и ц ы н П.И., С о к о л о в В.О., Д о р о ф е е в В.Д. Исследование точности профилирования алмазно-абразивных кругов.—Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 70 — 74.

Рассмотрена методика расчета погрешности профилирования алмазно-абразивных кругов на металлических связках электроэрозионным методом. — Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.951

Д е ч к о Э.М., К о р н и е в и ч М.А. Оптимизация геометрических параметров шнекового сверла.—Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 74 — 76.

Рассматривается методика и приводятся сравнительные результаты некоторых методов оптимизации геометрических параметров. Показана возможность использования метода Гаусса — Зейделя для оптимизации геометрических параметров шнекового сверла. — Библиогр. 2.

УДК 621.9

Фельдштейн Е.Э. Стружкообразование при точении спеченных сталей. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 76 — 79.

Рассматриваются вопросы стружкообразования при точении спеченных сталей резами из гексагита-Р. Показано влияние скорости резания и подачи на характер образующейся стружки и величину ее деформации. — Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.9

Фельдштейн Е.Э. Колебания реза при точении закаленной спеченной стали. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 80 — 83.

Показано влияние остаточной пористости на величину колебаний державки реза. При обработке спеченных сталей всегда существует диапазон скоростей резания, в котором возникает резонанс и снижается стойкость реза. — Библиогр. 4.

УДК 621.91.01

Хак А.К.М. Нурул, Кочергин А.И. Статистический анализ износа резцов. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 83 — 86.

Приведены гистограммы износа твердосплавных резцов, нормированная корреляционная функция для приращений износа, разделенных интервалами времени, и вывод о независимости этих приращений. — Ил. 4. Библиогр. 1.

УДК 621.911:621.919

Добровольский Н.Д. Исследование процесса формообразования при ротационном протягивании со свободным выходом стружки. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 86 — 92.

Представлены генераторная и профильная схемы при ротационном строгании-протягивании, рациональная область их применения и результаты исследования шероховатости обработанной поверхности в зависимости от подачи, шага режущих лезвий, числа заходов витков и угла поворота оси инструмента относительно направления главного движения резания. — Ил. 3.

УДК 621.941.23

Каштальян И.А., Кочергин А.И. Регулирование подачи при обработке сферических поверхностей на токарных станках с ЧПУ. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 93 — 96.

Установлено, что при интерполяции по методу оценочной функции дуги эллипса в первом квадрате число циклов интерполяции равно числу дискрет, выданных устройством ЧПУ по его малой оси, если обрабатывается дуга в пределах от 0 до 24°, и числу дискрет по его большой оси, если обрабатывается дуга в пределах от 24 до 90°. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.833

Исследование распределения напряжений в зубчатых парах с искусственными концентраторами/ О.В.Берестнев, И.В.Жук, С.П.Руденко, Е.С.Яцура. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 96 — 100.

Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований перераспределения напряжений в зубьях цилиндрических зубчатых колес с искусственными концентраторами в виде канавки во впадине колеса и зубьев с увеличенной высотой. Исследования показали, что при глубине канавки  $H = 0,38m$  (где  $m$  — модуль зацепления) или увеличенной высоте зуба до  $(2,6...2,65)m$  получены оптимальные значения растягивающих напряжений у галтели зуба при существенном повышении упругой податливости зубьев, снижении виброактивности передач. — Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 621.9.06 – 82

Конструкторско-экспериментальная отработка тормозного узла транспортера/ С.С.Костюкович, К.Ф.Горский, П.И.Дривень, В.Т.Минченя. – Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 101 – 106.

Рассмотрена методика расчета конструктивных параметров тормозного узла гидрощиндра транспортера для быстрых перемещений. Приведены результаты экспериментальной проверки методики. – Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.91

Пацкевич В.А., Пацкевич А.Е. К вопросу о динамической жесткости технологической системы станок – деталь – инструмент. – Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 106 – 109.

Приведены существующие представления о жесткостных характеристиках системы СДИ и классификация существующих производственных, расчетно-экспериментальных и аналитических способов определения динамической жесткости этой системы. Дан анализ существующих способов определения динамической жесткости. – Библиогр. 7.

УДК 621.822.6

Филонов И.П., Клевзович В.И. Сравнительные исследования относительно рассеивания энергии в приводе подач фрезерного станка. – Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 109 – 112.

Представлены результаты экспериментальных исследований относительного рассеивания энергии колебаний в приводе подач фрезерного станка, проведенных на кафедре "Металлорежущие станки и инструменты" Белорусского политехнического института. Исследования показали, что наибольшей демпфирующей способностью обладает привод подач при использовании в нем в качестве последнего звена кинематической цепи винтовой пары скольжения, наименьшей – привод подач с роликовым винтовым механизмом. – Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.835

Вярвьильская О.Н., Гормаш Е.Ф. К расчету профилей кулачков фрезерно-копировального станка. – Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 112 – 116.

Предлагается схема расчета профилей кулачков кулачково-коромыслового механизма фрезерно-копировального станка. Дан вывод формул, связывающих радиусы кулачков с координатами точек фрезеруемого контура. Приводятся примеры конкретных расчетов на основе универсальной программы для ЭВМ "Минск-32". – Ил. 2.

УДК 621.91

Ходырев В.И., Молочков В.А., Рязанцев А.А. Исследование потерь на трение и температурного режима подшипниковых узлов ротационного инструмента. – Машиностроение , 1982, вып. 7, с.116 – 119.

Приводятся данные экспериментальных исследований потерь на трение и температурного режима различных конструкций подшипниковых узлов ротационных инструментов. На основании их качественного анализа определены области рационального применения различных компоновок подшипниковых узлов. – Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.941.243:621.824.42

Данилов В.А., Бажин М.В. Анализ способов обработки некруглых валов на универсальных металлорежущих станках. – Машиностроение , 1982, вып. 7, с. 120 – 125.

Описаны реализуемые на универсальных металлорежущих станках способы обработки некруглых валов по методу кинематического профилирования при сообщении инструменту и заготовке взаимосвязанных вращательных движений.



Определены технологические возможности, кинематические и геометрические условия формообразования многогранных и синоидных профилей с плоскими, выпуклыми и вогнутыми гранями, имеющими прямые или винтовые ребра. — Ил. 3. Библиогр. 4.

УДК 620.22-419.8:621.793.74

Скиба Н.М., Никитина А.С., Ивашко В.С. Исследование износоустойчивости композиционных материалов. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 126 — 129.

Приведены результаты исследований износоустойчивости композиционных материалов на основе ПГ-Ср3 с добавкой 25% тугоплавких карбидов, боридов. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.91

Кобяков О.С. Некоторые особенности кристаллизации сферических вольфрамовых порошков высокой чистоты. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 129 — 133.

Приводятся результаты исследований вольфрамовых сферических частиц, используемых в процессах плазменной технологии, полученных оплавлением мелкодисперсных порошков в потоке низкотемпературной плазмы, а также методом электронной плавки.

Обсуждаются некоторые структурные и технологические особенности порошков высокой чистоты при кристаллизации частиц в вакууме и больших скоростях охлаждения расплава. — Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.81.004.67

Ходосевич В.Г., Шевцов А.И., Еженков Г.Г. Анализ процесса формирования покрытий при индукционной наплавке. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 133 — 135.

Выполнен анализ условий формирования покрытия при индукционной наплавке шихты, состоящей из смеси порошкового самофлюсующегося сплава и флюса на основе буры. Получена расчетная зависимость времени затвердевания наплавленного слоя от теплофизических и технологических параметров наплавки. Зависимость может быть использована для обоснованного нормирования технологического процесса наплавки в крупносерийном и массовом производстве.

УДК 621.833.531.7

Баршай И.Л. О технологичности конструкции упрочняемых зубчатых колес. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 136 — 138.

Изложены результаты влияния конструктивных особенностей цилиндрических зубчатых колес на изменение их точности при химико-термическом упрочнении. Приведенные результаты исследования позволяют проектировать технологичные, с точки зрения заданной точности, упрочненные зубчатые колеса. — Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621

Лубочкин В.А., Яковлев Г.М. Определение оптимальных границ смещения поверхности детали относительно фокуса оптической системы лазера. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 138 — 141.

Рассматриваются особенности фокусировки лазерного луча. Определяются величины оптимального смещения и допускаемые границы смещения при получении заданного теплового воздействия. — Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.793

К вопросу повышения эффективности процесса газопламенного напыления / Е.А.Бондарев, Н.И.Луцко, Е.А.Вершина, О.Г.Девойно. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 141 — 144.

Излагается физическая сущность процесса напыления. Указываются факторы, влияющие на эффективность процесса. Приводятся конструкции сопловых наконечников, с помощью которых решается поставленная задача. — Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.785

Некоторые технологические возможности лазерного упрочнения/ В.А.Лубочкин, Г.М.Яковлев, Н.В.Спиридонов, В.А.Протасевич. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 144 — 146.

Рассматриваются особенности воздействия лазерного луча на металлические поверхности. Приводится качественная зависимость отражательной способности обрабатываемых лазером поверхностей от времени воздействия луча. Определена оптимальная зона взаимодействия лазерного луча с поверхностью. — Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.81

Никитина А.С., Скиба Н.М., Ивашко В.С. Исследование прочности сцепления напыленных покрытий от времени выдержки между подготовкой поверхности и напылением. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 147 — 149.

Приведена зависимость прочности сцепления напыленных покрытий от времени выдержки между операциями подготовки поверхности и напыления. Показано, что прочность сцепления изменяется по такому же закону, как и максимумы потенциалов стали при помещении ее в разбавленный раствор хлористого цинка. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.91

Бабук В.В., Бохан С.Г. Исследование влияния режимов обкатки роликами на кинетику зоны поверхностной пластической деформации. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 149 — 154.

Изложены результаты исследования кинетики образования волны поверхностной пластической деформации в зависимости от режимов процесса обкатывания. Приведены зависимости углов охвата ролика металлом от подачи инструмента. — Ил. 3. Библиогр. 5.

УДК 620.169:621.923.77

Шамшур А.С., Федорцев В.А. Поверхностное упрочнение и восстановление сложных металлорежущих инструментов металлизацией с последующим оплавлением. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 154 — 158.

Описывается метод поверхностного упрочнения и восстановления сложных металлорежущих инструментов металлизацией с последующим оплавлением напыленных слоев и приводится пример использования этого метода для изготовления рабочих элементов комбинированного ротационного инструмента. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.762:669.094.3

Дорожкин Н.Н., Гимельфарб В.Н. Повышение износостойкости самофлюсующихся твердых сплавов за счет снижения окисления в процессе нанесения покрытий. — Машиностроение, 1982, вып. 7, с. 159 — 165.

Исследованы особенности окисления порошков самофлюсующихся твердых сплавов в процессе нанесения покрытий. Построена обобщенная параметрическая диаграмма окисления для температур 1120 — 1420 К. Показано, что при температуре 1070 — 1120 К окисление материала описывается логарифмической зависимостью, а в диапазоне 1120 — 1420 К — степенной. При нагреве до 1040 — 1070 К и при охлаждении ниже 1170 К увеличение массы образца не зарегистрировано. — Ил. 3. Библиогр. 7.

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

**Выпуск 7**

Редактор *Л.Н.Козловская*  
Худож. редактор *Ю.С.Сергачев*  
Мл. редактор *Т.И.Досаева*  
Техн. редактор *Г.А.Лакишик*  
Корректоры *Н.И.Бондаренко, З.Б.Звонарева*  
График *Н.В.Журавлева*  
Оператор *Е.Г.Полойко*

ИБ № 1355

Подписано к печати 11.12.81. АТ 20665. Формат 60х90 1/16. Бумага офсет. Офсет печать. Усл.печ.л. 11. Уч.-изд.л. 9.45. Усл.кр.-отг. 11,375. Тираж 800 экз. Заказ 5499. Цена 1 р.40 к.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048. Минск, пр. Машерова, 11.

Типография "Победа. Молодечно, ул. Тавляя, 11.

Отпечатано с оригинала-макета, подготовленного в издательстве "Вышэйшая школа".