

Министерство высшего и среднего специального образования
БССР

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени
политехнический институт

РЕСПУБЛИКАНСКИЕ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЕ СБОРНИКИ

МАШИНОСТРОЕНИЕ

ВЫПУСК 5

Минск
"Вышэйшая школа"
1980

621.7
МЗБ

Главный редактор П.И.Ящерицын, заслуженный деятель
науки и техники БССР, академик АН БССР

Редакционный совет:

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

Излагаются результаты научно-исследовательских работ по созданию прогрессивных технологических процессов, характеризующихся повышением точности и долговечности деталей и узлов машин. Содержатся работы по совершенствованию конструкции металлорежущих станков и инструментов, приводятся результаты исследований в области обработки резанием жаропрочных и других труднообрабатываемых материалов.

Предназначен для инженерно-технических работников машиностроительных заводов и СКБ, научных работников, а также для преподавателей, аспирантов и студентов старших курсов вузов машиностроительного профиля.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Выпуск 5

Редактор Л.Н.Козловская. Худож.редактор Ю.С.Сергачев. Техн. редактор Л.И. Жук. Корректоры А.М.Апель, З.Б.Боборыко. График Н.В.Журавлева. Оператор А.И.Маль.

ИБ 976

Подписано к печати 4.06.80 г. АТ 08563. Формат 60x90 1/16. Бумага офсет. Офсет.печать. Гарнитура "Сенчури". Усл. печ. л. 7,25. Уч.-изд.л. 6,89. Тираж 750 экз. Зак. 6764. Изд. № 79-151. Цена 1 руб.

Издательство "Высшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048, Минск, Парковая магистраль, 11.

Типография "Победа". Молодечно, Привокзальный пер., 11.

М $\frac{70104-169}{304(05)-80}$ 80-79 2704010000

© Издательство "Высшая школа", 1980

МИКРОТВЕРДОСТЬ И ГЛУБИНА НАКЛЕПА ПРИ СВЕРЛЕНИИ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ

Известно, что верхние слои детали из пластичного металла, обработанной резанием, имеют более высокую микротвердость по сравнению со слоями сердцевины металла, и что залегающие на разных горизонтах слои деформируются различно [1].

Степень и глубина наклепа поверхностных слоев зависят от усилий резания и температурного поля, образующегося при этом. Имея данные об общей глубине наклепа, расположении деформированных слоев в наклепанной области, можно планировать последующий технологический процесс. Зная глубину и твердость наклепанной поверхности, можно правильно выбрать технологический припуск под последующую обработку и добиться значительного уменьшения шероховатости поверхности.

Нами были проведены исследования по определению глубины и степени наклепа поверхности при глубоком сверлении стали 12Х21Н5Т. Глубину наклепа узнавали по методу косых срезов путем измерения микротвердости слоев, залегающих на разных горизонтах [1]. При вдавливании алмазной пирамиды в исследуемую поверхность на ней образовывались достаточно четкие отпечатки. Для каждого отпечатка, полученного под нагрузкой 0,5Н, определялась средняя длина двух его диагоналей. Величина микротвердости подсчитывалась по формуле [1]

$$H = 1,8544 \cdot 10^7 \frac{P}{d^2} \text{ Па,}$$

где P — нагрузка на пирамиду, Н; d — диагональ отпечатка, мм.

При перемещении алмазной пирамиды по поверхности косо шлифа через каждые 50 мкм определялась микротвердость. Строились картины падения микротвердости наклепанных слоев по мере удаления от обработанной поверхности (рис. 1). Степень наклепа вычисляли как отношение величины микротвердости на поверхности отверстия к микротвердости основного металла. Для обрабатываемого материала и принятых режимов резания (табл. 1) степень наклепа составляла 120—145%. Действительная глубина наклепанных слоев определялась по методике [1].

Для описания зависимости глубины наклепа от режимов резания нами использован метод дробного факторного эксперимента (табл. 1).

Т а б л и ц а 1. Матрица планирования и результаты экспериментов

№ опыта	t_1	t_2	t_3	d , мм	n , об/мин	s/d	\bar{h} , мм	$\overline{\lg h}$	$\widehat{\lg h}$	\widehat{h} , мм
1	-1	-1	+1	10	160	0,0084	0,100	$\bar{1},000$	$\bar{1},000$	0,100
2	-1	+1	-1	10	250	0,0047	0,077	$\bar{2},8865$	$\bar{2},8865$	0,077
3	+1	-1	-1	16	160	0,0047	0,072	$\bar{2},8573$	$\bar{2},8573$	0,072
4	+1	+1	+1	16	250	0,0084	0,050	$\bar{2},6990$	$\bar{2},6990$	0,050

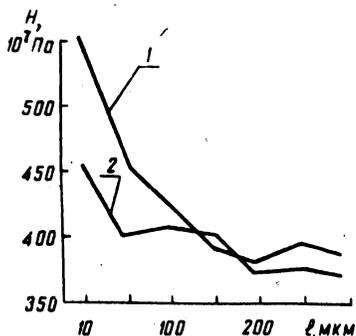


Рис. 1. Изменение твердости по поверхности косого среза ($v = 8$ м/мин, $s = 0,07$ мм/об) :
1 - по гребешку, 2 - по впадине:

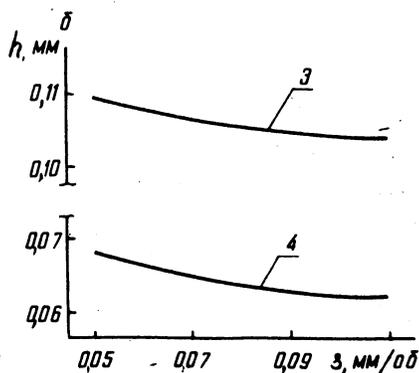
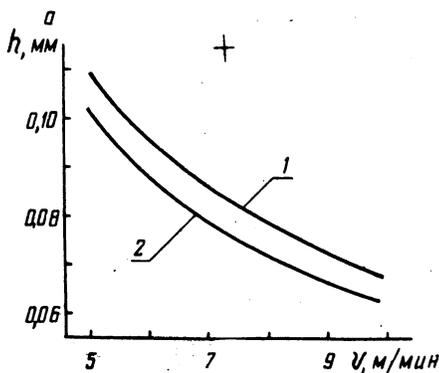


Рис. 2. Влияние скорости резания (а) и подачи (б) на глубину наклепа при сверлении стали 12Х21Н5Т ($d = 10$ мм) :

1 - $s = 0,05$ мм/об; 2 - $s = 0,11$ мм/об; 3 - $v = 5$ м/мин; 4 - $v = 10$ м/мин.

В результате обработки экспериментальных данных по методу наименьших квадратов получена расчетная формула (1) зависимости глубины наклепанного слоя от режимов резания.

$$\hat{h} = \frac{0,263}{\sqrt{0,70 s_{0,09} d_{0,02}}} \quad (1)$$

Установлено, что наибольшее влияние на глубину наклепа поверхностного слоя стали 12Х21Н5Т оказывает скорость резания (рис. 2). При увеличении ее от 5 до 10 м/мин повышается температура резания, что приводит к разупрочнению поверхностных слоев, и глубина наклепа уменьшается от 100 до 68 мкм. Увеличение подачи и диаметра сверла в исследуемых пределах незначительно влияет на изменение глубины наклепанной поверхности, так как в этом случае температура в зоне резания повышается меньше, чем при увеличении скорости резания. Следовательно, ее разупрочняющее действие меньше и глубина наклепа уменьшается менее интенсивно. Полученные данные хорошо согласуются с результатами исследований [1].

Таким образом, изменяя скорость резания при сверлении стали 12Х21Н5Т от 5 до 10 м/мин и подачу от 0,05 до 0,13 мм/об, а, следовательно, силы и температуру в зоне резания, можно получить глубину наклепа поверхностного слоя в пределах 50—100 мкм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Я к о б с о н М.О. Шероховатость, наклеп и остаточные напряжения при механической обработке. — М., 1956.

УДК 621.919.1

Н.И.ЖИГАЛКО

ПЕРСПЕКТИВЫ РАСШИРЕНИЯ ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ СКОРОСТНОГО ПРОТЯГИВАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

Протягивание, как высокопроизводительный и сравнительно точный процесс обработки, получает все более широкое распространение. Особенно эффективным является его применение при обработке деталей сложных профилей, изготовленных из нержавеющей, жаростойких и жаропрочных труднообрабатываемых сталей

и сплавов. Однако обработка указанных материалов до настоящего времени осуществляется фрезерованием, шлифованием и в отдельных случаях протягиванием с низкими скоростями резания (v до 1...5 м/мин).

Повышение скоростей резания до 30...50 м/мин является одним из резервов повышения производительности процесса протягивания и уменьшения шероховатости протянутой поверхности (до 7...8 класса), а также открывает возможности широкого использования более износостойких твердосплавных протяжек. В связи с этим были проведены исследования основных характеристик процесса скоростного протягивания представителей основных групп труднообрабатываемых сталей и сплавов (30ХГСА, 70СЗА, 20ХЗМВФ (ЭИ415), 2Х13(ЭЖ2), 4Х12Н8Г8МФБ (ЭИ481), 3Х19Н9МВТ (ЭИ572), ВТ8, ЖС6К) с НВ до 300...400 даН/мм². Опыты осуществлялись на скоростных протяжных станках и стендах конструкции СКБ ПС в широком диапазоне скоростей резания ($v = 1...100$ м/мин) и толщины среза (подъемов на зуб протяжки $s_z = 0,01...0,2$ мм).

Передние и задние углы зубьев протяжек изменялись в широких пределах: $\gamma = -15...+20^\circ$, $\alpha = 30^1...7^\circ$. Протягивание производилось быстрорежущими (Р18, Р6М5, Р9К5Ф2, Р18Ф2К8М) и твердосплавными (Т5К12В, Т5К10, Т14К8, ВК6М, ВК100М, ВК15М) протяжками. Обработка осуществлялась как всухую, так и с использованием при низких скоростях протягивания СОЖ со смазывающими, а при высоких — с охлаждающими свойствами.

Опыты производились с использованием однофакторного и многофакторного эксперимента. В результате выполнения комплексных экспериментов были измерены составляющие сил резания P_z , P_y , P_x , определен уровень температур в зоне резания, установлен характер износа и уровень скоростей протягивания, изучены основные характеристики качества протянутой поверхности (шероховатость, микротвердость, напряжения) и влияние СОЖ на указанные характеристики, а также исследован процесс срезания и размещения стружки в канавках протяжки.

Ниже в качестве примера приводятся уравнения регрессии для расчета температуры резания $T^\circ\text{C}$ и тангенциальной составляющей силы резания P_z при протягивании сплава на никелевой основе ЖС6К:

$$T = 698,8 - 78,9X_1 + 61,3X_2 - 48,4X_3 - 10X_1X_2 - 162,5X_1X_3 + 50X_2X_3 - 106,6X_1^2 - 99,7X_2^2 + 50,04X_3^2 ;$$

$$P_z = 60,1 - 25,4X_1 + 21,25X_2 + 30,5X_3 - 18,8X_1X_2 - \\ - 13,3X_1X_3 + 19,8X_2X_3 + 28,9X_1^2 + 55,2X_2^2 - 12,8X_3^2,$$

где X_1, X_2, X_3 — независимые переменные v, s_z, γ в нормализованном виде.

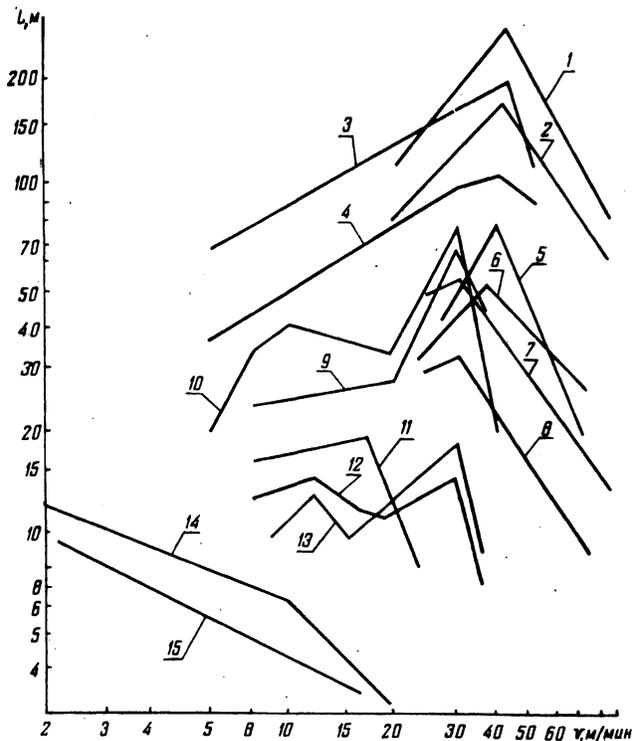


Рис. 1. Зависимость линейной стойкости протяжек от скорости резания при обработке жаропрочных материалов при $s_z = 0,05$ мм:

1, 2, 9 — сталь 2Х13 протяжками из Т5К10, Т5К12В и Р18Ф2К8М; 3, 4 — сплав ВТ8 протяжками из ВК6М и ВК8; 5, 6, 12, 13 — сталь ЭИ415 протяжками из Т14К8, Т5К10, Р18 и Р9К5Ф2; 7, 8, 11 — сталь ЭИ572 протяжками из Т14К8, Т5К10 и Р18К5Ф2; 10 — сталь 70С3А протяжкой из Р18; 14, 15 — сплав ЖС6К протяжками из ВК15М и ВК8.

С увеличением скоростей резания с 1...5 до 30...80 м/мин минутная, или временная, стойкость протяжек из быстрорежущей стали и твердого сплава по аналогии с обработкой конструкционных сталей и чугуна повышенной прочности чаще всего уменьшается.

ется, однако их линейная стойкость (суммарная длина протягивания) при определенных режимах обработки может повышаться.

Из рис. 1 видно, что в зависимости от свойств обрабатываемого материала и режимов обработки наибольшую линейную стойкость ($L = 200, 150, 55, 45, 10$ м) имеют твердосплавные протяжки соответственно при протягивании мартенситной нержавеющей стали 2Х13 (при $v = 40...50$ м/мин), титанового сплава ВТ8 (при $v = 25-50$ м/мин), перлитной стали ЭИ415 ($v = 30...45$ м/мин), аустенитной стали ЭИ572 ($v = 25...40$ м/мин) и литейного сплава на никелевой основе ЖС6К ($v = 2...10$ м/мин). Некоторое увеличение линейной стойкости быстрорежущих протяжек (L до $15...20$ м) наблюдается также при обработке сталей ЭИ415 и ЭИ572 с небольшой толщиной среза (a до $0,05...0,06$ мм).

Кривые зависимости высоты неровностей протянутой поверхности от скорости резания $R_z = f(v)$ (рис. 2) при обработке конструкционных и особенно жаропрочных сталей и сплавов имеют горбообразный характер, что связано в большой степени с образованием нароста, который имеет наибольшие размеры при обработке конструкционных сталей со скоростями протягивания $v = 15...30$ м/мин, а для жаропрочных сталей с повышенными механическими характеристиками скорости уменьшаются до $v = 5...15$ м/мин. Несколько иную форму имеет кривая $R_z = f(v)$ при обработке сталей со структурой зернистого перлита (например, ШХ15). Здесь при малых скоростях протягивания (v до $5...10$ м/мин) на обработанной поверхности имеются поперечные углубления, что связано с разрывами обрабатываемого материала. В целом при высоких скоростях резания ($v > 20...50$ м/мин) шероховатость протянутой поверхности (7—8 класс) практически не зависит от свойств обрабатываемого материала, подъема на зуб и степени износа зубьев протяжки.

По результатам многофакторных экспериментов получены уравнения для расчета высоты неровностей обрабатываемой поверхности. Ниже в качестве примера приводится уравнение в нормализованном виде для сплава ЖС6К:

$$R_z = 2,28 + 0,098X_1 + 0,39X_2 + 0,348X_3 + 0,165X_1X_2 + 0,177X_1X_3 + 0,14X_2X_3 + 0,098X_1^2 + 0,04X_2^2 + 0,45X_3^2 - 0,132X_4^2.$$

Известно, что состояние поверхностного слоя протянутой поверхности (глубина и степень наклепа, микротвердость, остаточные напряжения) оказывает влияние на эксплуатационные свойства деталей машин. С увеличением скорости протягивания уменьшаются микротвердость и глубина наклепанного слоя (рис. 3).

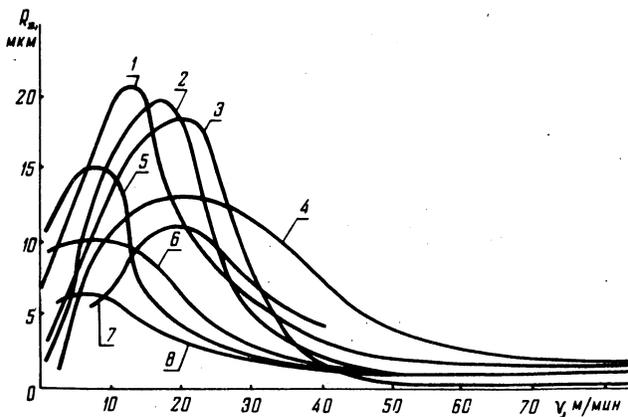


Рис. 2. Зависимость высоты неровностей от скорости резания при протягивании:

1, 2, 3 – стали ЭИ415 при $S_Z = 0,15$; 0,1 и 0,05 мм; 4, 5 – сталей 40 и ЭИ572 при $S_Z = 0,05$ мм; 6 – ЭИ736Ш с $S_Z = 0,05$ мм; 7 – 70С3А при $S_Z = 0,15$ мм; 8 – ВТ8 с $S_Z = 0,1$ мм.

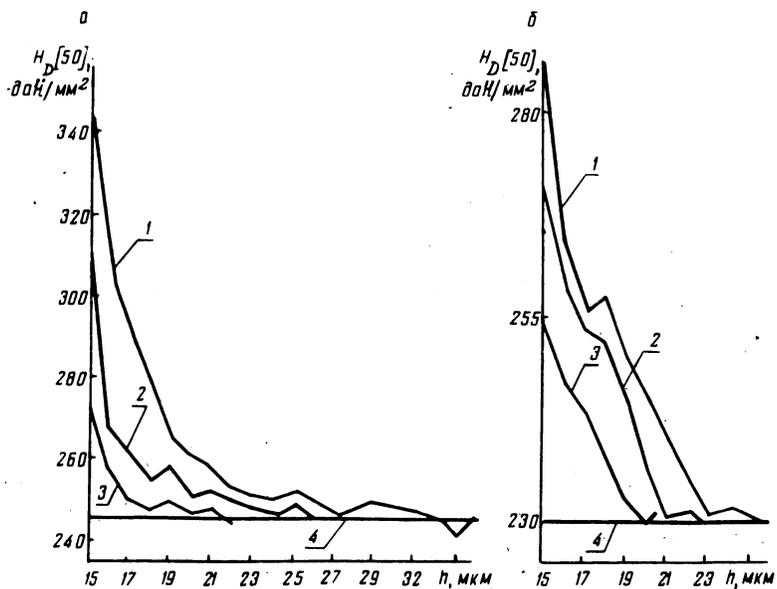


Рис. 3. Зависимость микротвердости и глубины наклепа от скорости протягивания при обработке:

а – стали ЭИ415, б – стали 45 с $S_Z = 0,05$ мм; 1, 2, 3 – при скоростях резания 5, 20 и 60 м/мин; 4 – исходный металл.

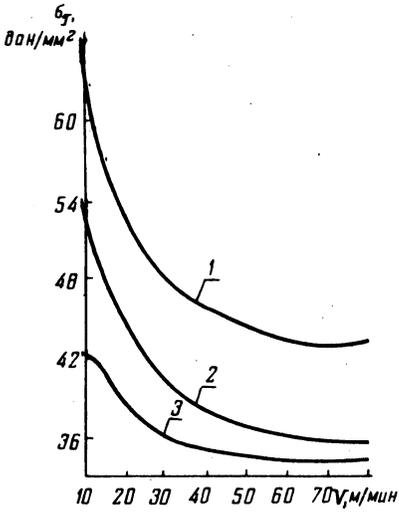


Рис. 4. Влияние скорости резания на величину остаточных напряжений при протягивании с $s_z = 0,05$ мм сталей: 1 – ЭИ415; 2 – 2Х13, 3 – 45.

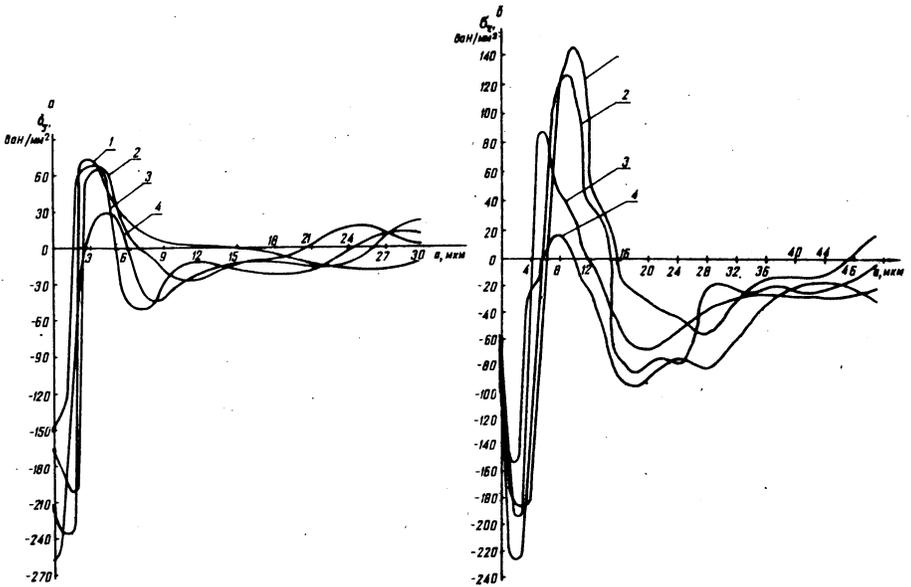


Рис. 5. Остаточные напряжения σ_r на различной глубине протянутой поверхности при обработке с $s_z = 0,06$ мм со скоростями резания: 1, 2, 3, 4 – 20, 10, 5, 2 м/мин : а – стали ЭИ572; б – ЖС6К.

На величину остаточных тангенциальных напряжений, кроме других факторов, большое влияние оказывает скорость резания (рис. 4). С увеличением ее обычно повышается температура в зоне резания и уменьшаются силы резания. Последние оказывают влияние на величину и знак остаточных напряжений, формируемых в поверхностном слое протянутой поверхности. При возрастании скорости резания свыше 10...20 м/мин наблюдается монотонное уменьшение остаточных напряжений. Максимальные по величине напряжения бывают при обработке конструкционных сталей при v до 20...30 м/мин, а для жаропрочных сталей ЭИ415 и 2Х13 — при $v = 10$ и 5 м/мин. К тому же при повышенных скоростях резания (рис. 5) эпюра тангенциальных напряжений характеризуется более глубоким проникновением в металл ветвей растягивающих и сжимающих напряжений, т.е. кривые зависимости величины напряжений σ_{τ} от глубины их проникновения a для повышенных скоростей смещены вправо. Это явление в большей степени наблюдается у сплава ЖС6К по сравнению со сталью ЭИ572, что объясняется повышенными физико-механическими характеристиками сплава по сравнению со сталью.

При исследовании процесса срезания и размещения стружки в канавках протяжки было установлено увеличение наружного диаметра срезаемых стружечных валиков с увеличением скорости резания (рис. 6). В связи с этим при конструировании протяжек для обработки с высокими скоростями резания величину минимального коэффициента заполнения канавок протяжки стружкой следует увеличивать до 4...5.

Полученные данные по комплексным исследованиям всех характеристик процесса скоростного протягивания позволяют сделать следующие выводы.

1. При обработке жаропрочных сталей и сплавов твердосплавными протяжками с повышенными скоростями резания обеспечивается повышение стойкости протяжек.

2. С увеличением скоростей протягивания с 1...5 до 20...60 м/мин обеспечивается уменьшение шероховатости обработанной поверхности с 4...6 по 7...8 класс. Уменьшаются также микротвердость и остаточные напряжения в протянутой поверхности.

3. Твердосплавные протяжки необходимо оснащать более прочными твердыми сплавами марок ВК15М, ВК6М, ВК100М, ТТ7К12, Т5К12В, Т5К10, Т14К8. Зубья следует затачивать и доводить алмазными кругами с $\gamma = 5...10^\circ$ и $\alpha = 4...6^\circ$ и упрочняющими фасками по передней поверхности $f_n = 0,05...0,2$ мм с $\gamma_{\Phi} = -5...15^\circ$ и по задней f_3 до 0,1 мм с $\alpha_{\Phi} = 1-3^\circ$. Подъемы на черновые зубья протяжек не должны превышать $s_z = 0,02...0,08$ мм.

Размеры стружечных (междузубых) канавок следует рассчитывать с учетом минимального коэффициента заполнения $K = 4...5$.

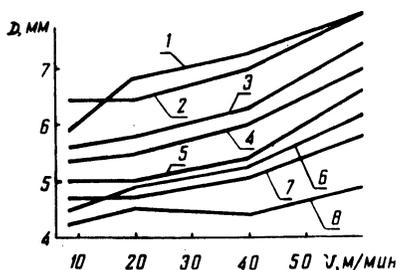


Рис. 6. Зависимость изменения диаметра стружечного валика от скорости резания при $S_z = 0,1$ мм, $v = 60$ м/мин и при различных размерах стружечных канавок:
1, 3, 4, 6 — сплав ЖС6К с $h = 7, 6, 5, 4$ мм; 2, 5, 7, 8 — сталь ЭИ572 с $h = 7, 6, 5, 4$ мм.

Рекомендуется по возможности применять протяжки со свободным отводом стружки. Последние имеют повышенную стойкость по сравнению с обычными. Для восприятия ударной нагрузки первые один-два зуба протяжек делаются усиленными с увеличенным в 1,2...1,5 раза шагом.

УДК 621.933.015

В.И.ШАГУН, В.Г.СОЛОНЕНКО

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ КОНСТРУКЦИИ МАШИННЫХ МЕТЧИКОВ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЗЬБЫ В ЧУГУНЕ

Шероховатость поверхностей резьбы сказывается на износостойкости резьбовых пар движения, жесткости стыков скрепляемых деталей и других показателях работоспособности узлов машин. Поэтому изыскание путей управления шероховатостью практически важно. С целью решения этой задачи выполнены эксперименты по изучению влияния параметров конструкции метчика на шероховатость боковых поверхностей нарезаемой им резьбы.

Сквозную резьбу М16х2 длиной 25 мм в образцах из чугуна СЧ 18—36 нарезали на вертикально-сверлильном станке 2А125 методом самозатягивания со скоростью 10 м/мин с применением керосина в качестве СОЖ. Метчики четырехперые разных конструкций, а именно, метчики генераторной схемы резания: тип А — затылованные по профилю на всей ширине пера; тип Б — затылованные по профилю на 2/3 ширины пера; тип М — с бочкообразными зубьями на ведущей части [1] на базе метчиков типа А;

метчики комбинированной схемы резания (генераторная + профильная) с расчетной толщиной среза боковыми кромками 0,025 мм и остальными параметрами метчиков типа А или Б. Стружечные канавки метчиков прямые, передний угол 15° , задний 5° , угол заборной части $14^\circ 50'$, обратная конусность 0,001, величина затылования по профилю 0,135 мм на угловом шаге перьев метчиков типа А и 0,4 мм — типа Б. Поперечная шероховатость опорных сторон резьбы 0 и им противоположных П (рис. 1) измерена на микроскопе МИС-11 в трех сечениях по длине резьбы: 1 — начало резьбы (заход метчика); 2 — середина длины резьбы; 3 — конец резьбы.

Анализ результатов экспериментов, приведенных в таблице, показывает, что R_z резьбовых отверстий изменялась в условиях опыта в достаточно широких пределах — от 4,0 до 8,0 мкм. Однако недостаточно высокая разрешающая способность эксперимента позволяет утверждать, что математически значимо лишь влияние радиального биения режущих кромок на заборной части метчика типа А: с увеличением биения шероховатость поверхностей резьбы увеличивается.

Опыты выявили заметное влияние осевых сил на формирование микрорельефа поверхностей резьбы. Опорные стороны резьбы, нарезанной метчиками типа А, менее шероховаты, чем противоположные (см. табл. 1, результаты большой выборки). Причиной тому является подчистка опорных сторон боковыми кромками метчика. Первые нитки резьбы менее шероховаты, чем последующие, так как они сформированы большим числом опорных кромок метчика. Изменение шероховатости на сторонах резьбы, противоположных опорным, обратно по характеру: от первого витка к последнему R_z уменьшается, так как уменьшаются ступеньки С на этих сторонах (см. рис. 1) в результате уменьшения отставания

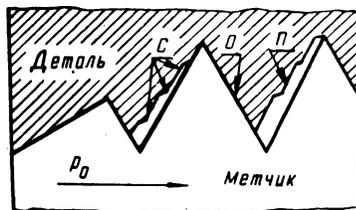


Рис. 1. Формирование профиля резьбы под действием осевых сил P_0 .

осевого перемещения метчика и вызываемого им подрезания опорных сторон резьбы из-за уменьшения удельных давлений от силы P_0 по мере захода метчика в отверстие. Приведенные соображения подтверждаются работой метчиков с опорными кромками, лишенными режущей способности (кромки завалены), мет-

Т а б л и ц а 1. Шероховатость поверхностей резьбы

Исследуемый параметр	Тип метчи-ков	Значения параметра	Значения R_z , мкм					
			опорная сторона резьбы			противоположная сторона		
			сечения			сечения		
			1	2	3	1	2	3
Ширина пера, мм	А	2,6	5,3±1,0	5,8±0,9	5,7±1,2	4,6±0,7	4,5±0,7	4,9±0,9
		3,5	5,2±1,3	5,3±1,2	5,8±1,6	4,9±1,0	5,1±1,0	4,9±1,2
		4,4	4,6±1,0	5,6±0,9	5,4±1,2	5,0±0,7	4,9±0,7	4,9±0,9
Радиальное биение перьев на заборной части, мм	А	0,06	4,2±1,0	5,1±0,9	4,8±1,2	5,7±0,7	4,4±0,7	4,5±0,9
		0,20	5,8±1,3	5,0±1,2	5,7±1,5	6,3±1,0	6,3±1,0	6,7±1,2
		0,37	6,9±1,0	6,8±0,9	7,7±1,2	6,9±0,7	7,2±0,7	6,6±0,9
	Б	0,06	5,4±1,0	6,6±0,9	6,4±1,2	6,9±0,7	7,3±0,8	6,8±0,9
		0,21	5,8±1,0	7,0±0,9	7,9±1,2	6,6±0,7	6,4±0,8	6,4±0,9
		0,43	6,9±1,6	7,4±1,4	9,1±2,0	6,2±1,2	7,4±1,2	8,0±1,5
Завалены опорные кромки	А		6,5±1,0	7,0±0,9	7,0±1,2	5,0±0,7	5,0±0,8	5,0±0,9
	Б		6,0±1,0	6,0±0,9	6,0±1,2	6,0±0,7	6,5±0,8	6,0±0,9
Комбинированная схема резания	А		4,5±1,0	3,5±0,9	4,0±1,2	4,0±0,7	4,0±0,8	3,5±0,9
	Б		4,5±1,6	4,0±1,5	4,0±2,0	4,0±0,7	4,5±1,2	4,0±1,4
	М		3,0±1,0	4,0±0,9	5,0±1,2	6,0±0,7	4,0±0,8	3,5±0,9
Большая выборка	А		5,4±0,2	6,0±0,2	6,9±0,3	6,7±0,2	6,3±0,2	5,8±0,2
	Б		6,0±0,4	7,1±0,4	7,2±0,5	5,8±0,3	5,9±0,3	5,7±0,4

чиками типа М, исключаящими подрезание опорных сторон резьбы на третьем и последующих витках, а также метчиками типа А и Б комбинированной схемы резания, формирующими профиль резьбы боковыми кромками последнего режущего зуба. Эти метчики обеспечивают одинаковую шероховатость обеих сторон резьбы на всей длине отверстия (см. табл.).

Установленное влияние осевых сил позволяет предположить, что ширина незатылованной части пера метчиков типа Б, а также длина калибрующей части всех метчиков также сказывается на шероховатости поверхностей резьбы, поскольку эти параметры метчика изменяют степень влияния осевых сил на подрезание опорных сторон резьбы. Предположение в некоторой мере подтверждается изменением средних значений R_z .

Характер распределения шероховатостей по сторонам резьбы, нарезанной метчиками типа А и Б, разный, однако оба метчика обеспечивают одинаковый класс шероховатости, если его оценивать по наибольшим значениям R_z в отверстии. Лучше других оказались метчики комбинированной схемы резания, так как они обеспечили одинаковую на всей резьбовой поверхности и меньшую по сравнению с другими типами шероховатость поверхностей нарезанной резьбы.

ЛИТЕРАТУРА

1. М а т в е е в В.В. Нарезание точных резьб. — М., 1978.

УДК 621.923—621.924

Г.В.ТИЛИГУЗОВ, Е.С.ЯЦУРА,
В.М.ШЕВЧЕНКО, Э.Ф.КАПАНЕЦ

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ РЕГУЛИРУЕМОГО СУППОРТА ПРИ БЕСЦЕНТРОВОМ ШЛИФОВАНИИ

Особенность формообразования при бесцентровом шлифования, заключающаяся в отсутствии жесткой кинематической связи обрабатываемой детали с исполнительными органами станка, затрудняет применение традиционных систем и алгоритмов адаптивного управления, в которых предусматривается изменение режимов резания. Более целесообразно в данном случае использовать параметры геометрической наладки оборудования. Теоретический

анализ геометрических и кинематических соотношений рабочей зоны при бесцентровом шлифовании показал возможность использования в качестве регулирующего воздействия высоты расположения обрабатываемого изделия в зоне шлифования.

Геометрическая схема зоны резания при бесцентровом шлифовании приведена на рис. 1. Обрабатываемая деталь контактирует с ножом суппорта, шлифовальным и ведущим кругами, причем на протяжении всего рабочего цикла система СПИД находится в упруго деформированном состоянии. Перемещение опорного ножа с деталью в вертикальной плоскости приводит к изменению величины упругих деформаций, а следовательно — к изменению условий съема металла и соответствующему изменению диаметра изделия. Эта закономерность использована для управления процессом обработки при бесцентровом шлифовании. Расчетные соотношения, описывающие взаимосвязь между величиной упругих деформаций системы в радиальном направлении и высотой расположения детали над линией кругов, могут быть представлены зависимостью

$$\Delta y = \sqrt{\left(R_1 + \frac{d}{2}\right)^2 - h^2} + \sqrt{\left(R_2 + \frac{d}{2}\right)^2 - h^2} - \sqrt{\left(R_1 + \frac{d}{2}\right)^2 - (h + \Delta h)^2} - \sqrt{\left(R_2 + \frac{d}{2}\right)^2 - (h + \Delta h)^2}. \quad (1)$$

По зависимости (1) для различных диаметров d обрабатываемых изделий, а также используемых значений высоты расположения детали в зоне шлифования h рассчитаны величины приращений Δh , обеспечивающие изменение величины упругих деформаций системы СПИД в радиальном направлении на величину 0,001 мм. Как видно из представленной номограммы (рис. 2), между величиной изменения упругих деформаций системы и соответствующим приращением высоты расположения детали имеется существенное (5...50) передаточное отношение, что должно обеспечить высокую точность регулирующего воздействия при управлении процессом шлифования.

В конструкциях суппортов, применяемых на бесцентровошлифовальных станках, не предусмотрены перемещения опорного ножа в процессе шлифования, а управление точностью размеров деталей осуществляется за счет радиального перемещения бабок шлифовального или ведущего кругов.

Для экспериментальной проверки эффективности предлагаемого метода управления разработана (применительно к станку мод. 3М182) конструкция суппорта, в которой предусмотрено

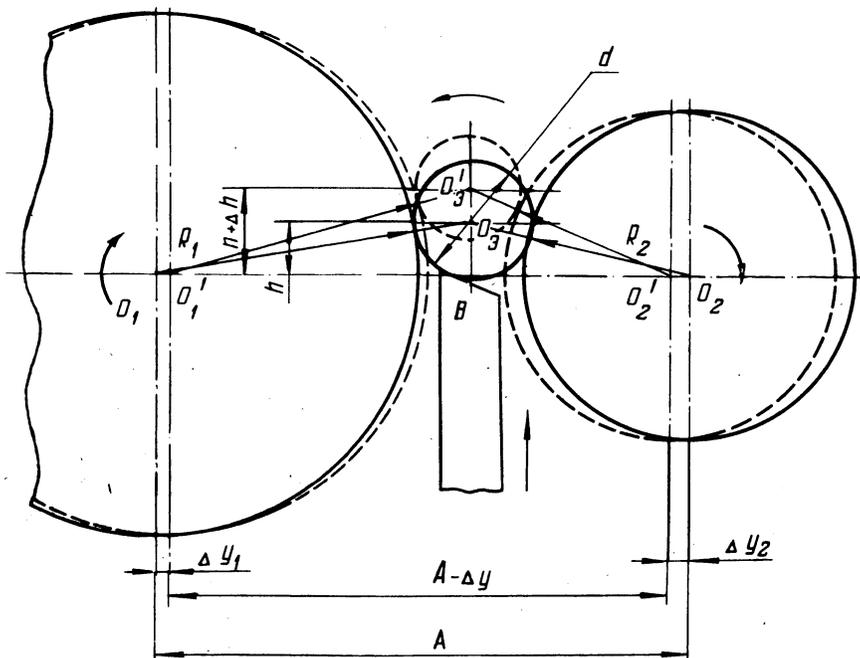


Рис. 1. Схема геометрических соотношений зоны шлифования.

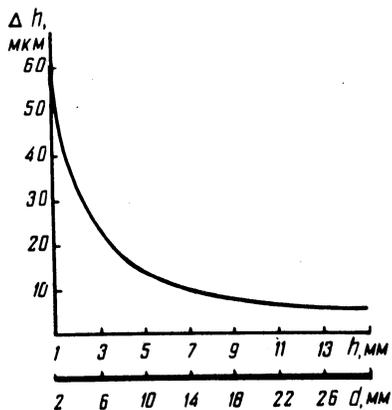


Рис. 2. Номограмма для выбора приращения высоты расположения ножа суппорта.

Т а б л и ц а 1.

Способ управления точностью деталей	Точность и стабильность подналадочных перемещений при			
	1			
	$\bar{\Delta l}(\bar{\Delta h})$	m	s	Δ
С помощью механизма подачи	1,43	0,43	0,87	5,24
С помощью регулируемого суппорта	10,09	0,09	0,74	4,44

автоматическое изменение высоты расположения изделия в зоне резания на отдельных этапах рабочего цикла шлифования.

Для оценки эффективности предлагаемого метода управления шлифовались врезанием с последующим выхаживанием по реле времени заготовки диаметром 10 мм и длиной 95 мм из-стали 45 (HRC 50...52), имеющие исходную некруглость и нецилиндричность 10...15 мкм и шероховатость поверхности 6...7 класса. Обработка каждой партии заготовок в количестве 40 штук велась при величине поперечной подачи 1,5 мм/мин, припуске 0,05 мм и продолжительности выхаживания 3 с.

Для сравнительной оценки подналадочные перемещения при управлении точностью размеров осуществлялись как с помощью существующего механизма подачи станка, так и с помощью регулируемого суппорта. Во время подналадок с помощью механизма подачи производились последовательные перемещения (30 раз) бабки шлифовального круга на величины Δl , равные 1 и 2 мкм, по лимбу с фиксации фактических перемещений бабки шлифовального круга.

При управлении точностью размеров деталей с помощью регулируемого суппорта фиксировались последовательные вертикальные перемещения опорного ножа Δh на 10 и 20 мкм, соответствующие расчетному изменению диаметрального размера Δd соответственно на 1 и 2 мкм.

Фактические значения Δd определялись на основании измерений деталей, прошлифованных при различных способах подналадки. По фактическим значениям подналадочных перемещений рассчитывались оценки их средних значений и средних квадратических отклонений s .

При разделении размерных отклонений на систематическую и случайную составляющие использовался корреляционно-спектральный метод анализа погрешностей обработки [1]. В соответствии с выявленным характером систематического смещения от-

величине подналадки Δd , мкм				Параметры составляющих размерных погрешностей партии деталей, мкм		
2				\bar{a}	\bar{b}	$s_{\text{МГН}}$
$\bar{\Delta l} (\bar{\Delta h})$	m	s	Δ			
2,38	0,38	1,10	6,6	0,37	0,0966	0,548
19,7	0,3	0,8	4,8	-0,92	0,4366	0,307

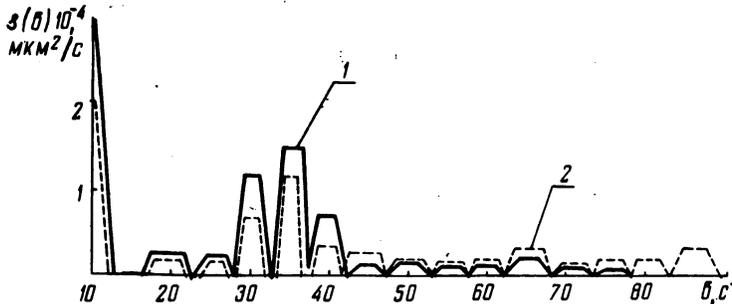
клонения деталей, шлифованных без подналадок на станке с различными конструкциями суппорта, задавались соответствующие алгоритмы проведения подналадок.

Для анализа закономерностей формообразования на этапе выхаживания производилась запись колебаний станочной системы в радиальном направлении с помощью виброизмерительной аппаратуры НВА-1:

Расчетные данные, полученные при сравнительной оценке эффективности различных способов управления точностью обработки, приведены в табл. 1. Как показывают результаты, точность подналадочных перемещений, осуществляемых с помощью регулируемого суппорта, при изменении диаметрального размера на Δd , равное 1 и 2 мкм, соответственно в 4 и 1,3 раза выше, чем точность подналадочных перемещений с помощью существующего механизма подачи. Стабильность же подналадочных перемещений с помощью регулируемого суппорта соответственно выше (в 1,2 и 1,4 раза). Стабильность размерных отклонений партии деталей, характеризуемая средним квадратическим отклонением мгновенного рассеивания погрешностей $s_{\text{МГН}}$, при управлении процессом шлифования за счет вертикального перемещения опорного ножа в 1,8 раза выше, чем при проведении подналадок с помощью механизма подачи. Это обусловлено тем, что при обработке на станке с регулируемым суппортом устраняется необходимость осуществления малых перемещений шлифовальной бабки, а следовательно, исключается нестабильность, свойственная им.

В традиционных структурах цикла врезного шлифования [2] этап выхаживания, как правило, неуправляем и протекает под действием упругих деформаций системы СПИД. В то же время для повышения качества и производительности обработки целесообразно осуществлять закономерное изменение величины упругих деформаций в конце рабочего цикла.

С этой целью в начальный момент выхаживания с помощью регулируемого суппорта обрабатываемой детали автоматически сообщалось равномерное вертикальное перемещение "на подъем". Величина суммарного вертикального перемещения составляла 30 мкм. В связи с тем что рабочая зона при бесцентровом шлифовании имеет V-образную форму, происходит уменьшение величины упругих деформаций системы СПИД в процессе всего этапа выхаживания на расчетную величину $\Delta y = 3$ мкм. При таком варианте выхаживания устраняется необходимость осуществления малых перемещений шлифовальной бабки, в результате чего повышается точность обработки.



Как видно из приведенной спектрограммы (рис. 3), спектры частот колебаний системы при различных вариантах выхаживания существенно отличаются друг от друга. При выхаживании с перемещением опорного ножа суппорта наблюдается смещение спектра колебаний в более высокочастотную область. Проявляются колебания в диапазоне частот 40...80 Гц, а амплитуды колебаний на доминирующих частотах (30 и 35 Гц) снижаются.

Аналогичные изменения наблюдаются и в характере некруглости обрабатываемых деталей. Величины овальности и огранки снижаются, и на деталях образуется некруглость сложного спектра с пониженной амплитудой.

Анализ круглограмм и результаты замеров деталей показали, что реализация предлагаемого варианта выхаживания обеспечивает снижение некруглости форм до полутора раз, по сравнению с циклом обработки, осуществляемым при неизменной высоте расположения детали над линией центров шлифовального и ведущего кругов.

Повышение точности формы деталей в поперечном сечении при обработке с изменением высоты расположения детали в про-

цессе выхаживания объясняется возрастанием скорости процесса исправления исходной гранности за счет сдвига фазового угла колебаний между максимумами натяга системы и гранности обрабатываемой поверхности.

Итак, точность и стабильность подналадочных перемещений за счет вертикального перемещения опорного ножа на величину 1 мкм соответственно в 4 и 1,2 раза выше, чем точность и стабильность подналадочных перемещений шлифовальной бабки с помощью механизма подач;

выявлена возможность повышения до 1,8 раза стабильности размерных отклонений партии деталей за счет обеспечения более точных и стабильных подналадок с помощью регулируемого суппорта;

управление процессом обработки на этапе выхаживания обеспечивает снижение до 1,5 раза некруглости формы деталей в поперечном сечении.

Предлагаемый способ управления процессом обработки может быть рекомендован для перспективных моделей бесцентрошлифовальных станков с целью осуществления тонких подналадок в пределах одного микрометра, а также при создании систем адаптивного управления на этих станках.

ЛИТЕРАТУРА

1. Невельсон М.С. Автоматическое управление точностью обработки. — Л., 1973.
2. Ящерицын П.И., Попов С.А., Наерман М.С. Прогрессивная технология финишной обработки деталей. — Мн., 1978.

УДК 621.9:681.3.06

И.А. БАСС, Н.И. ЖИГАЛКО,
П.Л. РОЗЕНТАЛЬ

КОМПЛЕКСНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ФАСОННЫХ ИНСТРУМЕНТОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЧЕРТЕЖНО-ГРАФИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВ

Совершенствование вычислительной техники и создание на основе этого автоматизированных рабочих мест проектировщика (АРМ) позволяют качественно изменить систему взаимодействия человека и ЭВМ в процессе решения задачи. В наибольшей степени этому способствует наличие в АРМ таких технических средств как дисплей и чертежно-графический автомат (ЧГА). В зависимости от вида и сложности задачи, степени ее формализации могут использоваться не все, а только часть технических средств АРМ.

К машиностроительным объектам с относительно высокой степенью формализации процесса проектирования относится металлорежущий инструмент. Это позволяет сравнительно редко обращаться к дисплею в процессе проектирования. Однако окончательно оценка спроектированного инструмента затруднена, ибо результаты расчета, получаемые на ЭВМ в виде табуляграмм, не являются наглядными. Выводить полный чертеж инструмента на экран дисплея нецелесообразно: большая трудоемкость подготовки программ, малый формат экрана требуют деления изображения на несколько кадров и т.п. Логичнее (особенно применительно к инструментам с фасонной режущей кромкой — фасонные резцы, фасонные дисковые фрезы и т.п.) разрабатывать программы комплексного проектирования с окончательным получением чертежа инструмента на ЧГА.

Для осуществления этой задачи необходимо:

- подготовить исходные данные;
- разработать алгоритмы и программы проектирования инструментов;
- подготовить соответствующие типовые изображения (ТИ) инструмента;
- разработать алгоритмы и программы вычерчивания.

Подготовка исходных данных и разработка алгоритмов и программ проектирования инструмента имеют свою специфику при применении дисплея в условиях АРМ [1].

При разработке алгоритмов и программ вычерчивания необходимо знать или, по крайней мере, прогнозировать все множество вариантов вычерчиваемых изображений. Поэтому при автоматизации процесса следует проводить тщательный анализ чертежей типовых инструментов с выделением на его основе соответствующих ТИ [2].

Вычерчивание определенного ТИ, как правило, обеспечивает графический программный модуль. Совокупность таких модулей, объединенных управляющей программой, позволяет получить весь чертеж инструмента. При этом нужно стремиться создавать модули вычерчивания такими, чтобы их по возможности можно было использовать при получении чертежей различных типов инструментов.

Объем и время разработки программ вычерчивания во многом зависят от используемого математического обеспечения машинной графики. В работах, выполняемых в ИТК АН БССР при автоматизации вычерчивания инструментов, используется пакет PAD-EC [3], обладающий достаточными средствами для получения качественных чертежей инструментов.

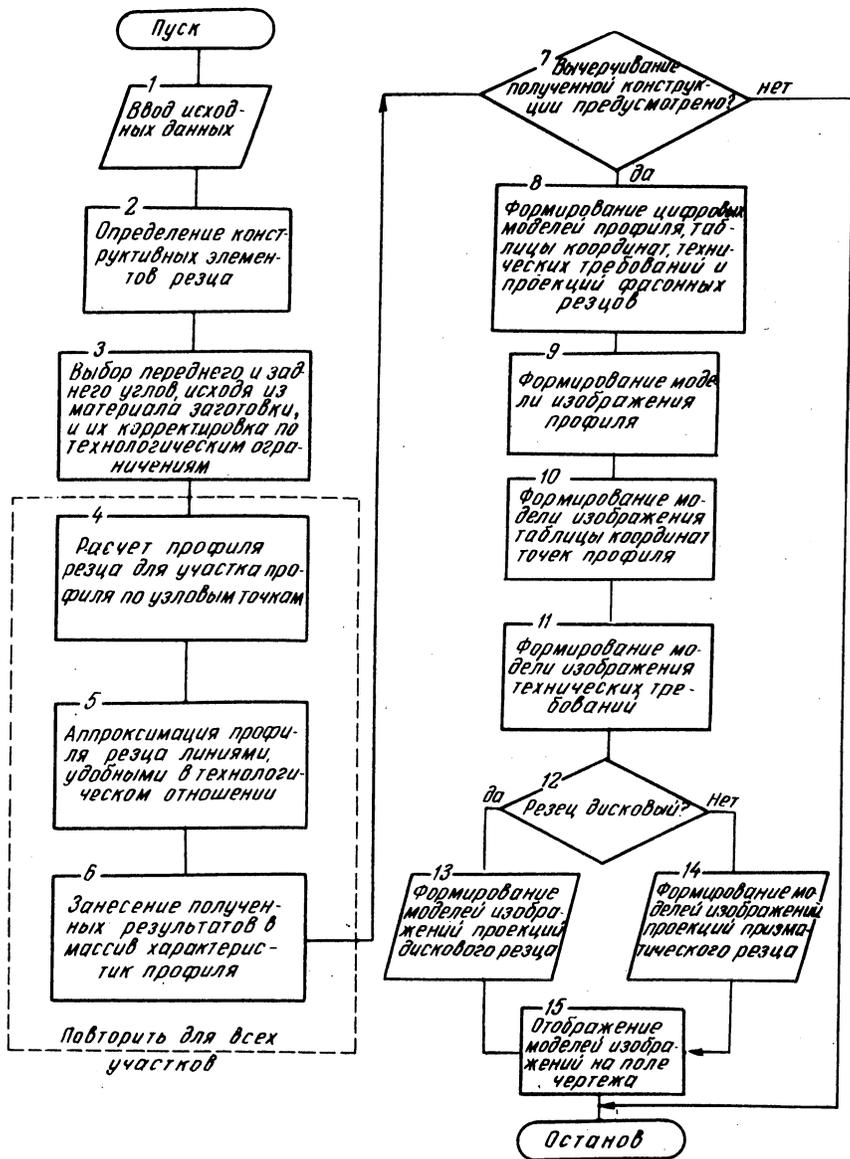


Рис. 1. Укрупненная блок-схема проектирования и вычерчивания фасонных резцов.

Описанный подход реализован при проектировании фасонных инструментов, в частности фасонных резцов. Укрупненная блок-схема соответствующего алгоритма приведена на рис. 1. Блоки 2—6 выполняют проектирование, а блоки 7—15 — формирование изображений ТИ и их отображение на поле чертежа.

Исходные данные представляют собой два массива. Первый имеет постоянную длину и содержит общие данные о детали и инструменте. Второй массив переменной длины содержит описание профиля детали по участкам в определенной системе координат.

Профиль детали расчленяется на участки, описываемые уравнением $x = f(y)$. Совокупность $S_{эл}$ параметров, характеризующих участок профиля, выразится как

$$S_{эл} = \{x_1, y_1, x_2, y_2, x(y)\},$$

где x_1, y_1, x_2, y_2 — соответственно координаты начала и конца участка.

Функция $x = f(y)$ может быть представлена совокупностью параметров P , т.е. $S_{эл} = \{x_1, y_1, x_2, y_2, P\}$. Для прямолинейного участка $P = 0$. Для окружности P характеризуется параметрами x_0, y_0, R_0 , где x_0, y_0 — координаты центра окружности, R_0 — радиус. Определяя $S_{эл}$ последовательно для каждого участка, получим описание профиля детали целиком, т.е.

$$S_{проф} = \{S_{эл1}, S_{эл2}, \dots, S_{элп}\},$$

где n — число участков профиля детали.

Соответственно описанию профиля детали последовательно в цикле рассчитывается профиль резца (блоки 4—6). Таким образом, в результате проектирования определяются параметры конструктивных элементов фасонного резца и данные о его профиле.

Формирование цифровых моделей ТИ (блок 8) представляет собой некоторое преобразование параметров результатов проектирования применительно к каждому ТИ: определение координат узловых точек линий, замкнутых и незамкнутых контуров, формирование цифровых и текстовых массивов и т.п. Например, при расчете профиль резца определяется обычно числом элементов, равным числу участков профиля детали. Вертикальные участки сюда не входят, как не участвующие в процессе резания при обработке детали. Но при формировании цифровой модели профиля резца они должны быть учтены в модели, так как ТИ "Профиль резца" должен представлять из себя непрерывную линию. Тогда общее число участков N профиля резца будет равно $N = n + k$, где k — общее число вертикальных участков профиля.

Применением операторов PAD—ЕС к конкретным цифровым моделям производится формирование моделей соответствующих изображений для их последующего отображения на поле чертежа. Формирование моделей изображений профиля, таблицы координат точек профиля и технических требований (блоки 10—12) является общим для любых типов резцов и поэтому выполняется в блок-схеме алгоритма перед формированием моделей изображений проекций резцов.

В заключение отметим, что на получение чертежа фасонного резца на ЧГА "ИТЕКАН-2М" затрачивается примерно 25 мин.

ЛИТЕРАТУРА

1. Б а с с И.А., В и н о к у р о в а В.И., С и н и ц ы н Б.И. Проектирование сложно-режущих инструментов на ЭВМ в режиме диалога. — Станки и инструмент. 1978, № 6.
2. З о з у л е в и ч Д.М. Машинная графика в автоматизированном проектировании. — М., 1976.
3. Пакеты программ автоматического черчения для единой системы ЭВМ. — Мн., 1978.

УДК 621.7.06

П.С. ЧИСТОСЕРДОВ, О.В. ЦУМАРЕВ

ОПТИМИЗАЦИЯ УГЛОВОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ РЕЖУЩЕГО И ДЕФОРМИРУЮЩЕГО ЭЛЕМЕНТОВ КОМБИНИРОВАННОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Одноэлементные комбинированные инструменты (КИ) для обработки отверстий, содержащие шариковый накатник или алмазный выглаживатель и призматический резец, имеют смещение режущего элемента (РЭ) относительно деформирующего элемента (ДЭ) [1]. В зависимости от угла расположения ДЭ относительно РЭ и величины сил резания P_p и деформирования P_d , их равнодействующая P_Σ может иметь различную величину и направление, что в значительной степени влияет на точность обработки.

Целью настоящей работы является определение оптимального углового расположения РЭ и ДЭ, обеспечивающего максимальную точность обрабатываемых отверстий.

На рис. 1, а показана схема КИ с расположением РЭ относительно ДЭ под произвольным углом ω и действие составляющих силы резания P_y и P_z и деформирования P' и P'' в плоскости YOZ . Схема сил, действующих на КИ и приведенных к вершине РЭ (точка О), изображена на рис. 1, б, где соответственно: α_p и α_d — углы

между составляющими силы резания P_y и деформирования P'' и силами P_p и P_∂ ; β_p и β_∂ — углы между положительным направлением оси y и усилиями резания P_p и деформирования P_∂ ; ρ — угол между усилиями P_p и P_∂ ; ϵ — угол между положительным направлением оси y и направлением равнодействующей P_Σ .

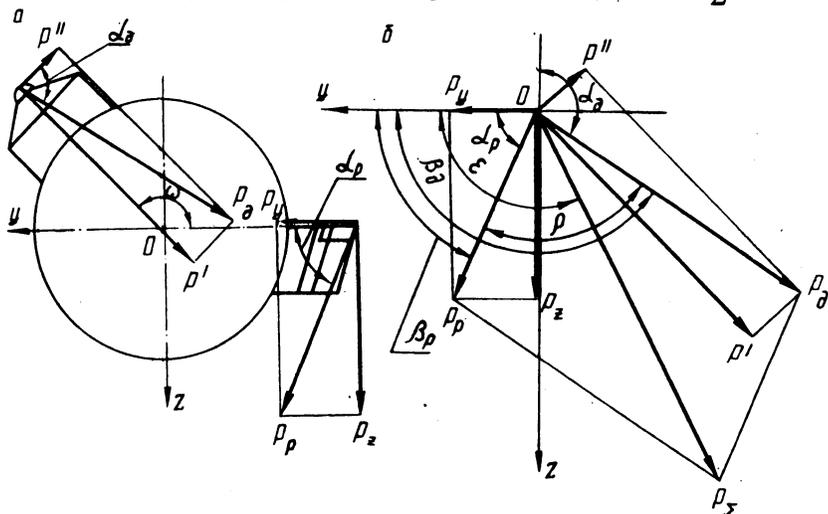


Рис. 1. Схемы комбинированного инструмента (а) и сил, действующих на него (б).

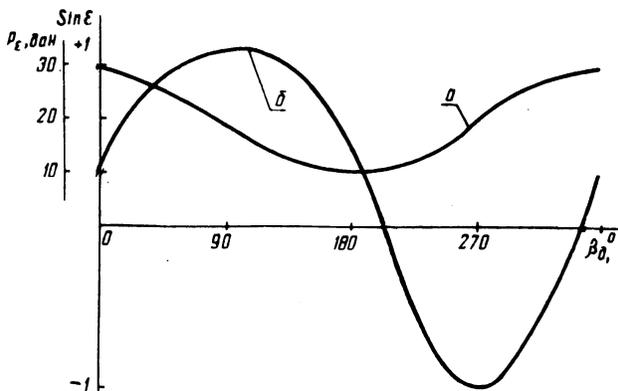


Рис. 2. Зависимости равнодействующей P_Σ от угла β_∂ (а) и величины $\sin \epsilon$ от угла β_∂ (б).

Величина равнодействующей усилий резания и деформирования, действующих на КИ, определяется по формуле

$$P_\Sigma = \sqrt{P_p^2 + P_\partial^2 + 2P_p P_\partial \cos \rho}. \quad (1)$$

Из формулы (1) видно, что величина P_{Σ} зависит как от параметров обработки, так и от взаимного углового расположения РЭ и ДЭ (см. рис. 1). Определим зависимость P_{Σ} от угла ρ при параметрах режима обработки резанием и пластическим деформированием, обеспечивающих получение шероховатости поверхности 8...9 класса при обработке сталей твердостью до HRC 30...35 ($t = 0,4$ мм; $s = 0,11$ мм; $v = 50$ мм/об; $P' = 20$ даН). Для этих параметров $P_z = 9,1$ даН; $P_y = 1,7$ даН; $\alpha_p = 80^\circ$; $P'' = 2$ даН; $\alpha_d = 84^\circ$; $P_p = 9,3$ даН; $P_d = 20,1$ даН [2,3]. Зависимость равнодействующей от угла ρ представлена на рис. 2 (кривая а). Из рисунка видно, что равнодействующая P_{Σ} изменяется от некоторой максимальной величины до некоторой минимальной величины. Равенство равнодействующей нулю возможно при выполнении условия: $P_p = P_d$; $\rho = 180^\circ$. Однако для этого необходимо, чтобы величина P_p была достаточно велика, т.е. обработка производилась бы с большими глубинами резания t и подачей s , что несвойственно процессу чистой обработки, или же величина P_d должна быть достаточно мала, что может быть достигнуто значительным уменьшением радиуса деформирующего элемента. Однако это повлечет за собой необходимость уменьшения подачи s , что значительно снижает производительность совмещенного процесса. Таким образом, наиболее рациональным вариантом повышения точности обработки комбинированным инструментом является определение оптимального углового расположения режущего и деформирующего элементов, при котором равнодействующая P_{Σ} будет направлена по касательной к обрабатываемой поверхности в точке касания с ней вершины РЭ. При этом упругие отжатия, вызванные этой силой в направлении, нормальном к обрабатываемой поверхности, будут иметь весьма малое значение и не окажут существенного влияния на точность обработки.

Определим зависимость угла ϵ действия равнодействующей P_{Σ} от параметров процесса обработки и схемы КИ. Она выразится формулой

$$\epsilon = \arcsin \frac{P_{\Sigma z}}{P_{\Sigma}}, \quad (2)$$

где $P_{\Sigma z}$ – проекция равнодействующей P_{Σ} на ось z .

$$P_{\Sigma z} = P_z + P_d \sin \beta_d. \quad (3)$$

Подставив выражения (1) и (3) в формулу (2) и решив ее относительно $\sin \epsilon$, получим искомую зависимость:

$$\sin \epsilon = \frac{P_z + P_\partial \sin \beta_\partial}{\sqrt{P_p^2 + P_\partial^2 + 2P_p P_\partial \cos \rho}} \quad (4)$$

Заменим значение угла ρ выражением

$$\rho = \beta_\partial - \rho_p \quad (5)$$

Подставив (5) в (4), получим

$$\sin \epsilon = \frac{R_z + P_\partial \sin \beta_\partial}{\sqrt{P_p^2 + P_\partial^2 + 2P_p P_\partial \cos (\beta_\partial - \beta_p)}} \quad (6)$$

Очевидно, что направление равнодействующей P_Σ так же как и ее величина зависит от ряда параметров режущего и деформирующего элементов, режимов обработки и схемы инструмента.

Графическое выражение зависимости $\sin \epsilon$ от угла β_∂ направления усилия деформирования показано на рис. 2 (кривая б). Из рисунка видно, что при расположении угла β_∂ в пределах секторов $80^\circ \dots 120^\circ$ и $255^\circ \dots 265^\circ$ величина $\sin \epsilon = \pm 1$. А это значит, что для указанных выше параметров обработки в этих секторах направление равнодействующей P_Σ близкое к касательному к обрабатываемой поверхности.

Из формулы (6) условие действия равнодействующей P_Σ по касательной к обрабатываемой поверхности в точке контакта с ней вершины РЭ выразится следующим образом:

$$\sin \epsilon = \frac{P_z + P_\partial \sin \beta_\partial}{\sqrt{P_p^2 + P_\partial^2 + 2P_p P_\partial \cos (\beta_\partial - \beta_p)}} \quad (7)$$

Решив формулу (7) относительно угла β_∂ , получим в общем виде выражение зависимости оптимального угла действия усилия деформирования от параметров обработки

$$\beta_{\partial \text{opt}} = F(P_p; P_\partial; \beta_p) = F(P_z; P^1; \alpha_p; \alpha_\partial) \quad (8)$$

Решать это выражение можно аналитическим либо графоаналитическим методом.

Определив оптимальный угол действия усилия деформирования, можно найти оптимальный угол взаимного расположения режущего и деформирующего элементов ω_{opt} по формуле

$$\omega_{\text{opt}} = \beta_{\partial \text{opt}} + \alpha_\partial - 90^\circ \quad (9)$$

ЛИТЕРАТУРА

1. Чистосердов П.С. Комбинированные инструменты для отделочно-упрочняющей обработки. — Мн., 1977. 2. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. — М., 1978. 3. Режимы резания металлов. Справочник /Под ред. Ю.В. Барановского — М., 1972.

УДК 621.951.4

Э.М.ДЕЧКО, Э.Я.ИВАШИН, М.А.КОРНИЕВИЧ

ОПЫТ ПРИМЕНЕНИЯ ШНЕКОВЫХ СВЕРЛ

Известно, что основную долю штучного времени (70...90%) составляют машинное и вспомогательное время. Следовательно, одним из путей повышения производительности труда является сокращение основного и вспомогательного времени. При глубоком сверлении добиться уменьшения основного времени за счет увеличения подачи и скорости резания весьма трудно, так как с возрастанием глубины сверления и вылета сверла уменьшается его жесткость, ухудшаются условия подачи СОЖ в зону резания и отвода стружки, что приводит к резкому снижению стойкости инструмента.

При глубоком сверлении спиральными сверлами в зависимости от глубины сверления время на вводы и выходы сверла может составлять до 70% от вспомогательного, при обработке глубоких отверстий шнековыми сверлами оно сводится к минимуму. На примере сверления отверстий диаметром 10 мм в стали 40ХН $\sigma_B = 70 \cdot 10^7$ Па глубиной 5...20d рассмотрим изменение величины вспомогательного времени при применении стандартных и шнековых сверл. В расчетах будем учитывать только затраты, связанные с выводами и вводами сверла (рис. 1). Остальные составляющие вспомогательного времени для шнековых и спиральных сверл остаются постоянными и в наших расчетах не учитываются. Из рис. 1 видно, что с увеличением глубины сверления от 5 до 20d спиральными сверлами время на выходы и входы инструмента увеличилось от 0,06 до 0,8...0,9 мин, следовательно, увеличилось оперативное время на обработку каждого отверстия. Применение шнековых сверл уменьшает потери времени на промежуточные выходы, что приводит к повышению производительности обработки (табл. 1).

Повышение производительности возможно также за счет увеличения режимов резания. Например, применение шнековых сверл со специальной заточкой режущей части при обработке от-

Т а б л и ц а 1. Режимы резания и нормы времени при сверлении

Метод сверления	d, мм	L, мм	n, об/мин	S, мм/об	Количество выводов	Время на выводу, мин	Время на сверление одного отверстия, мин		
							t _{маш}	t _{всп}	t _{общ}
Удлиненными спиральными сверлами	10	203	630	0,1	8	0,4	3,22	0,2	3,82
	20	465	250	0,25	10	0,8	7,44	0,2	8,44
Шнековыми сверлами	10	203	630	0,2	1	0,06	1,61	0,2	1,87
	20	465	250	0,315	1	0,06	5,9	0,2	6,16

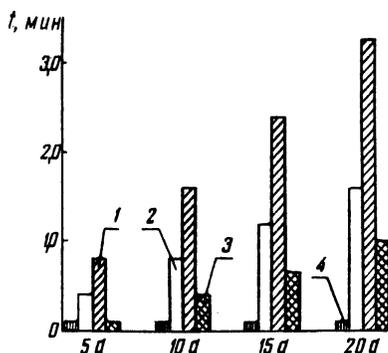


Рис. 1. Диаграмма изменения основного времени (1,2) и времени на вводы и выводы спирального (3) и шнекового сверл (4) в зависимости от глубины сверления.

верстий диаметром 10 и 20 мм на глубину 20d в стали 40ХН позволило увеличить подачу по сравнению со спиральными сверлами от 0,10 до 0,20 мм/об и от 0,25 до 0,315 мм/об соответственно. При этом машинное время уменьшилось соответственно в 2 и 1,25 раза (табл. 1). Кроме того, при использовании шнековых сверл на указанной операции стойкость инструмента увеличилась от 50...60 до 100...150 мин при повышенных на 20...45% режимах резания. Это сократило количество необходимых сверл и расходы на эксплуатацию режущего инструмента до двух раз.

Шнековые сверла со специальной заточкой режущей части прошли производственные испытания и внедряются на Минском автомобильном заводе, Витебском станкостроительном заводе им. С.М.Кирова, производственном объединении "Рембыгтехника" и других предприятиях. В деталях из малоуглеродистых и труднообрабатываемых сталей марок 3,35, 40ХН, 18Х2Н4МА и др., отличающихся повышенной вязкостью и низкой обрабатываемостью резанием, сверлятся глубокие отверстия диаметром 9...20 мм на сверлильных и токарных станках по горизонтальной и вертикальной схемам сверления в диапазоне скоростей резания 14...

...20 м/мин и подач 0,09...0,315 мм/об. При этом обеспечивается требуемая по технологическому процессу точность размеров и увод оси отверстия. Обработка глубоких отверстий шнековыми сверлами по сравнению со спиральными в производственных условиях позволила уменьшить оперативное время на 20...45%, повысить стойкости инструмента в 1,5...3 раза и уменьшить вспомогательное время за счет исключения выводов инструмента из отверстия.

Расчет экономической эффективности по методике ВНИК показал, что применение шнековых сверл позволяет уменьшить себестоимость обработки одного отверстия диаметром 10...20 мм и глубиной 20...23d на 5,3...5,5 коп.

УДК 621.822.6

П.П.ШАРДЫКО

РАСЧЕТ ДЕФОРМАЦИИ РЕЗЬБОВОГО СОЕДИНЕНИЯ ШАРИКОВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

Для определения деформации резьбового соединения передач с полукруглым профилем резьбы без предварительного натяга в [1] предложена зависимость

$$\delta = 3,8 \sqrt[3]{\frac{1}{d_1} \left(\frac{Q}{z_{\text{расч}}} \right)^2}, \quad (1)$$

где d_1 — диаметр шариков; Q — осевая нагрузка; $z_{\text{расч}} = 0,7Z \sqrt{Q/Q_{\text{доп}}}$ — расчетное число шариков, зависящее от отношения осевой нагрузки к статически допустимой осевой нагрузке $Q_{\text{доп}}$; Z — число рабочих шариков.

Подставляя в (1) значение $z_{\text{расч}}$, получим

$$\delta = 3,8 \sqrt[3]{\frac{1}{d_1} \left(\frac{Q_{\text{доп}}}{0,7Z (Q/Q_{\text{доп}})^{1/2}} \right)^2} = 3,8 \sqrt[3]{\frac{Q_{\text{доп}}}{0,49 d_1 Z^2 Q}}.$$

Обозначив постоянную величину для данного шариковинтового механизма

$$3,8 \sqrt[3]{\frac{Q_{\text{доп}}}{0,49 d_1 Z^2}} = \xi,$$

получим зависимость деформации от осевой нагрузки

$$\delta = \xi Q^{1/3}$$

Данное выражение противоречит общепринятой зависимости сближения двух соприкасающихся криволинейных поверхностей от нагрузки, определяемой формулой

$$\delta = \xi Q^{2/3}$$

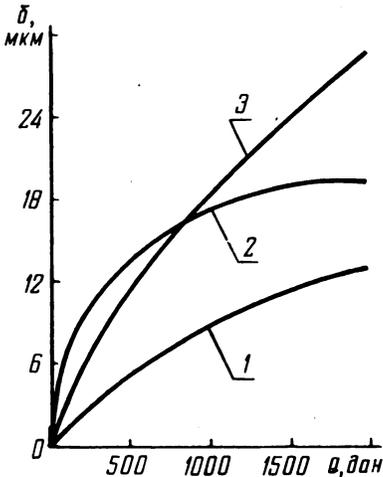


Рис. 1. Зависимость $\delta = f(Q)$ (профиль резьбы полукруглый, $d_0=50$ мм, $d_1=5$ мм, $i=3$):
1 — теоретическая по [2]; 2 — теоретическая по [1]; 3 — экспериментальная.

На рис. 1 приведена экспериментальная зависимость деформации резьбового соединения шариковинтового механизма от осевой нагрузки и зависимость, рассчитанная по формулам, приведенным в [1,2]. Сравнение графиков показывает, что формулы, приведенные в [2], дают заниженные результаты. Это можно объяснить тем, что в расчетах не учтено влияние погрешностей изготовления, изгиба, сдвига витков и радиальных упругих деформаций. Деформации, рассчитанные по формулам Г.А.Левита, при малых нагрузках в 2 раза больше [1], а при высоких нагрузках в 1,5 раза меньше деформаций, полученных экспериментальным путем. Такое положение объясняется следующим образом: при малых нагрузках величина $Q/Q_{\text{доп}}$ мала [1], значение коэффициента неравномерности распределения нагрузки в пределах витка занижено и расчетное число шариков получается также заниженным; при нагрузках, близких к допустимому значению, не учтено влияние упругих радиальных деформаций, изгиба и сдвига витков [3].

Исследованию упругих деформаций твердого тела и деформаций в местах локального контакта посвящено много работ, изучение которых показывает, что на деформацию твердого тела оказывают влияние факторы, которые сложно учесть в теоретических исследованиях. В связи с этим при выводе теоретических зависимостей деформации резьбового соединения шариковинтовых механизмов приняты следующие допущения: 1) материалы соприкасающихся тел одинаковы, изотропны и имеют одинаковый модуль упругости; 2) нагрузки, приложенные к этим телам, создают в зоне контакта только упругие деформации, подчиненные закону Гука; 3) площадки контакта малы по сравнению с общей поверхностью соприкасающихся тел; 4) угол контакта всех шариков с дорожками качения одинаков; 5) оси винта и гайки совпадают; 6) разноразмерность шариков, овальность, волнистость резьбы отсутствуют; 7) смазка между соприкасающимися телами отсутствует.

При выводе формул деформации резьбового соединения использованы: 1) теория Герца—Беляева для определения контактных деформаций; 2) решение для толстостенных труб при расчете радиальных упругих деформаций винта и гайки; 3) интегральное выражение (формула О.Мора) для нахождения линейных перемещений при изгибе и сдвиге витков.

С учетом всего вышесказанного формула расчета деформации резьбового соединения шариковинтового механизма в осевом направлении принимает вид

$$\delta = C_K P_i^{2/3} + C_{ип} P_i,$$

где C_K — коэффициент, характеризующий осевое смещение в результате контактных деформаций дорожек качения винта и гайки с поверхностью шариков; $C_{ип}$ — коэффициент, характеризующий осевое смещение в результате изгиба, сдвига витков резьбы и упругих радиальных деформаций винта и гайки; $P_i = \frac{Q_i}{0,7n_1 \sin \alpha \cos \psi}$ —

нормальная составляющая осевого усилия, действующего на шарик в сечении фланца гайки, величина которой зависит от числа рабочих витков и схем нагружения; Q_i — осевая нагрузка на виток в сечении фланца гайки; α — угол контакта; ψ — угол наклона винтовой линии резьбы; n_1 — число шариков в одном витке.

В случае прямоугольного профиля резьбы

$$C_K \approx \frac{1,947}{10^4 \cos \psi} \sqrt[3]{\frac{1}{d_1}}, \text{ см/даН}^{2/3};$$

$$C_{\text{ип}} = \frac{0,286d_1^2}{10^6h^3} + \frac{1,29}{10^6h}, \text{ см/даН,}$$

где d_1 — диаметр шарика в см; h — ширина витка резьбы в см.

В случае трапецеидального профиля резьбы

$$C_K = \frac{0,615n_\delta}{10^4 \sin \alpha} \left[\sqrt[3]{\frac{4d_0 + 2d_1 \cos \alpha}{d_1(d_0 + d_1 \cos \alpha)}} + \sqrt[3]{\frac{4d_0 - 2d_1 \cos \alpha}{d_1(d_0 - d_1 \cos \alpha)}} \right], \text{ см/даН}^{2/3}$$

где d_0 — диаметр окружности центров шариков; n_δ — коэффициент, зависящий от соотношения радиусов кривизны соприкасающихся тел.

$$C_{\text{ип}} = \frac{3 \sin \alpha}{2Ed_1 \cos^3 \alpha} \left[\ln \frac{7 \sin^2 \alpha}{5 \cos \alpha} + \left(\frac{5}{7} \cos \alpha - 1 \right) (\sin^2 \alpha - 1) - \right. \\ \left. - \frac{1}{2} \left(\frac{25}{49} \cos^2 \alpha - 1 \right) \right] - \frac{6(1+\mu)}{5Ed_1 \operatorname{ctg} \alpha} \ln \frac{7}{5 \cos \alpha} + \\ + \frac{\operatorname{ctg} \alpha \cos \alpha}{d_1 SE} \left[r_{\text{нг}} \left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2} + \mu \right) - r_{\text{вв}} \left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2} - \mu \right) \right], \text{ см/даН,}$$

где E — модуль упругости; $\mu = 0,3$ — коэффициент Пуассона; $k = r_{\text{нг}}/R$; $K_1 = r_5/r_{\text{вв}}$; S — шаг резьбы; R — наружный радиус гайки; r_5 — радиус отверстия винта; $r_{\text{вв}}$ — внутренний радиус резьбы винта; $r_{\text{нг}}$ — наружный радиус резьбы гайки.

В случае полукруглого профиля резьбы

$$C_K = \frac{0,615}{10^4 \sin \alpha} (n_{\delta_1} \sqrt[3]{\frac{2,08}{d_1} - \frac{2 \cos \alpha}{d_0 - d_1 \cos \alpha}} + n_{\delta_2} \sqrt[3]{\frac{2,08}{d_1} + \frac{2 \cos \alpha}{d_0 + d_1 \cos \alpha}}), \text{ см/даН}^{2/3}$$

где n_{δ_1} , n_{δ_2} — коэффициенты, величина которых зависит от соотношения радиусов кривизны соприкасающихся тел.

При $\alpha = 60^\circ$ имеем

$$C_{\text{ип}} = \frac{0,61}{Ed_1} + \frac{0,865}{d_1 SE} \left[r_{\text{нг}} \left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2} + \mu \right) + r_{\text{вв}} \left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2} - \mu \right) \right], \text{ см/даН.}$$

При $\alpha = 45^\circ$ имеем

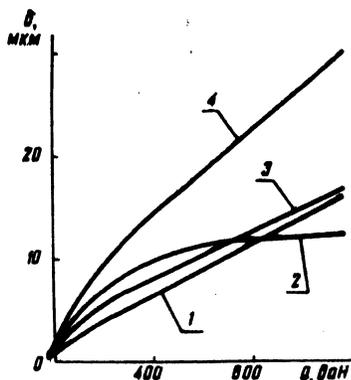
$$C_{\text{ип}} = \frac{0,41}{Ed_1} + \frac{0,707}{d_1 SE} \left[r_{\text{нг}} \left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2} + \mu \right) + r_{\text{вв}} \left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2} - \mu \right) \right], \text{ см/даН.}$$

Т а б л и ц а 1. Коэффициенты для определения деформаций $\alpha = 45^\circ$

d_0 , мм	d_1 , мм	Профиль резьбы					
		трапецеидальный		полукруглый		прямоугольный	
		$C_{к'}$, $\frac{\text{мкм}}{\text{даН}^{2/3}}$	$C_{ип'}$, $\frac{\text{мкм}}{\text{даН}}$	$C_{к'}$, $\frac{\text{мкм}}{\text{даН}^{2/3}}$	$C_{ип'}$, $\frac{\text{мкм}}{\text{даН}}$	$C_{к'}$, $\frac{\text{мкм}}{\text{даН}^{2/3}}$	$C_{ип'}$, $\frac{\text{мкм}}{\text{даН}}$
20	3	4,1	0,1	2,1	0,1	2,9	0,07
25	3	4,1	0,12	2,1	0,12	2,9	0,07
32	3	4,1	0,14	2,1	0,14	2,9	0,07
32	6	3,3	0,04	1,7	0,04	2,3	0,034
40	3	4,1	0,17	2,1	0,17	2,9	0,07
40	6	3,3	0,05	1,7	0,05	2,3	0,034
50	3	4,1	0,21	2,1	0,21	2,9	0,07
50	6	3,3	0,06	1,7	0,06	2,3	0,034
63	6	3,3	0,07	1,7	0,07	2,3	0,034
80	6	3,3	0,08	1,7	0,08	2,3	0,034
80	10	2,8	0,03	1,4	0,03	2,0	0,022
100	6	3,3	0,10	1,7	0,10	2,3	0,034
100	10	2,8	0,03	1,4	0,03	2,0	0,022

Рис. 2. Зависимость деформации шариковинтового механизма ($i = 3$, $d_0 = 50$ мм от осевой нагрузки):

1 – экспериментальная при полукруглом профиле; 2 – теоретическая при полукруглом профиле по [1]; 3 – теоретическая при полукруглом профиле по новым формулам; 4 – теоретическая при трапецеидальном профиле резьбы.



Значения коэффициентов $C_{к'}$ и $C_{ип'}$ для различных профилей резьбы приведены в табл. 1.

По результатам выполненных теоретических и экспериментальных исследований построены графики (рис. 2), анализ которых показывает, что при максимальном сближении осей винта и гайки [4] экспериментальные значения деформаций отличаются от теоретических на 10...20%. Это позволяет рекомендовать результаты теоретических исследований для использования в инженерной практике.

ЛИТЕРАТУРА

1. Левит Г.А., Борисенко Г.А. Расчет и конструирование передач винт-гайка качения. — М., 1964.
2. Markhauser A.W. Preloading Ball Screws. — Machine Design, 1967, vol. 39, №7.
3. Шардыко П.П. Экспериментальные исследования влияния соотношения наружного и внутреннего диаметров гайки на жесткость ШВМ. — В сб.: Машиностроение и приборостроение. Мн., 1975, вып. 7.
4. Шардыко П.П. Влияние несоосности винта и гайки на деформацию резьбового соединения шариковинтовых механизмов. — В сб.: Машиностроение. Мн., 1978, вып. 1.

УДК 621.89

В.Ф.ГОРОШКО, Л.Л.ШЕХТМАН, В.А.УСТИМЕНКО

ИССЛЕДОВАНИЕ ЦЕНТРАЛИЗОВАННОЙ СИСТЕМЫ ЖИДКОЙ СМАЗКИ ПЕРИОДИЧЕСКОГО ДЕЙСТВИЯ

В настоящее время в серийных отрезных круглопильных станках моделей 8Г661, 8Г662 и в протяжных станках общего назначения внедрена централизованная система жидкой смазки периодического действия. Как видно из схемы, представленной на рис. 1, работает она следующим образом. При включении гидрораспределителя 1 масло под давлением из гидравлической системы станка подается на вход привода насоса 5 станции смазки 2. При подаче давления в приводной цилиндр 4 его поршень 3 перемещает нагнетательный плунжер в верхнее положение. При этом смазка, расположенная над плунжером, вытесняется нагнетательным клапаном 7 в питатель 8 и далее по центральному каналу 10 поступает ко всем золотникам промежуточных секций 9. Золотники перемещаются в определенной последовательности до тех пор, пока смазка поступает на вход питателя. Конструкция питателя такова, что одновременно срабатывает только один золотник. Последний, перемещаясь в конце рабочего хода, открывает проход смазке под торец последующего золотника. Благодаря такой схеме остановка любого из золотников приводит к прекращению подачи масла и загоранию сигнальной лампы "смазка". Для предохранения от перегрузок в нагнетательной линии станции смазки установлена сменная разрывная мембрана 6. При превышении давления выше допустимого происходит ее разрыв и остановка работы системы смазки.

В процессе испытаний описанной системы смазки исследовались:

величина номинальной подачи масла каждой из точек питателя и стабильность сохранения подачи без нагрузки и под нагрузкой;

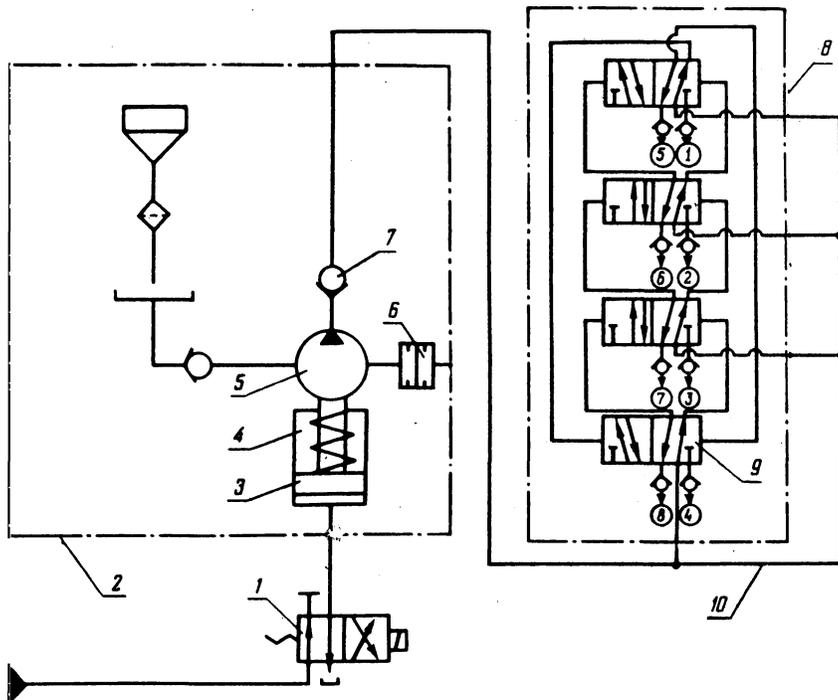
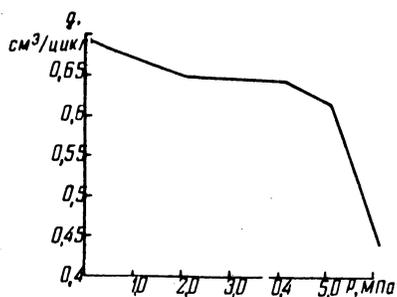


Рис. 1. Схема централизованной системы жидкой смазки периодического действия:
1...8 — точки смазки.

Рис. 2. Зависимость подачи станции смазки при изменении давления на выходе.



величина номинальной подачи станции смазки;
время включения гидрораспределителя для срабатывания станции смазки и питателей.

Опыты показали, что в шести точках с номиналом $0,08 \text{ см}^3/\text{цикл}$ действительная подача была несколько больше номинала, а в двух точках с номиналом $0,160 \text{ см}^3/\text{цикл}$ составила $0,165$ и $0,128 \text{ см}^3/\text{цикл}$. Некоторое уменьшение расхода в последнем случае объясняется уменьшением объема камеры, заполняемой маслом, из-за установки в этой линии индикатора, сигнализирующего о срабатывании. Результаты определения фактической величины подачи станции приведены на рис. 2. Анализ этой зависимости показывает, что подача станции смазки в диапазоне давлений $0 \dots 5,0 \text{ МПа}$ изменяется незначительно и не влияет на работу всей системы. Резкое уменьшение подачи наблюдается при нагрузке $6,0 \text{ МПа}$.

Время срабатывания станции при расходе $0,64 \text{ см}^3/\text{цикл}$ лежит в диапазоне $0,37 \dots 0,43 \text{ с}$.

В отличие от системы смазки на базе электролубликатора С18-12 и насосов типа С13-22, обладавшей целым рядом недостатков, централизованная система смазки периодического действия позволяет:

- полностью автоматизировать процесс смазки в станке;
- осуществить эффективный стопроцентный контроль за надежностью работы каждой точки смазки и системы в целом;
- обеспечить выдачу строго дозированного количества смазочного материала в каждую точку;

- осуществить с помощью системы управления любую периодичность действия: по такту (т.е. по числу рабочих циклов станка) или по времени (через определенные заранее настроенные промежутки времени);

существенно сократить расход смазочного материала и снизить экономические издержки по текущему обслуживанию станков;

Указанные преимущества делают такую систему незаменимой при встройке станков в автоматические линии и при использовании станков в отраслях с массовым, крупносерийным и серийным характером производства.

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ МИКРОРЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ СИЛОВОМ РАЗВЕРТЫВАНИИ

Наиболее часто параметры качества обработанной поверхности регламентированы для деталей, работающих в подвижных и неподвижных сопряжениях.

Применение на финишных операциях механической обработки силовых разверток [1] ставит актуальным вопрос исследования качества поверхностного слоя деталей, обрабатываемых этим инструментом, в частности, формы микронеровностей.

При силовом разворачивании продольное направление неровностей ориентировано по винтовой спирали, угол наклона которой определяется соотношением поступательной и вращательной скоростей.

При традиционных методах обработки отверстий зенкерованием и разворачиванием в срезании стружки участвует режущая часть инструмента, а также участок калибрующей части длиной, равной подаче на зуб (s_z) и непосредственно прилегающей к режущей части инструмента. При этом на калибрующем участке длиной s_z толщина среза уменьшается от величины a_p до нуля. То же самое имеет место и при силовом разворачивании (рис. 1). В результате плавного уменьшения толщины среза условия образования отдельных участков обработанной поверхности различны. Однако при традиционных методах обработки участок калибрующей части, срезающей стружку, имеет очень малую длину и поэтому говорить о различных условиях образования поверхностного слоя в данном случае можно лишь теоретически. В процессе силового разворачивания толщина среза убывает до нуля на значительном участке калибрующей части (длиной до нескольких миллиметров).

В результате изменения толщины среза процесс резания постепенно переходит в процесс пластического формирования (смятия металла заготовки). В результате на обработанной поверхности получают участки с различной шероховатостью и степенью упрочнения. В целом обработанная силовым разворачиванием поверхность имеет меньшую шероховатость по сравнению с традиционным разворачиванием, осуществляемым при аналогичных условиях. Кроме того, поверхность при силовом разворачивании упрочняется в несколько большей степени. Описанное явление наиболее характерно проявляется при малых скоростях резания.

Экспериментальными исследованиями была установлена форма микронеровностей поперечной и продольной шероховатостей. Шаг поперечной шероховатости зависит от шага шероховатости лезвий силовой развертки и степени искажения его в результате пластической деформации и действия нароста. С увеличением скорости резания средний шаг неровностей по вершинам S и средний шаг S_m увеличиваются (рис. 2, а).

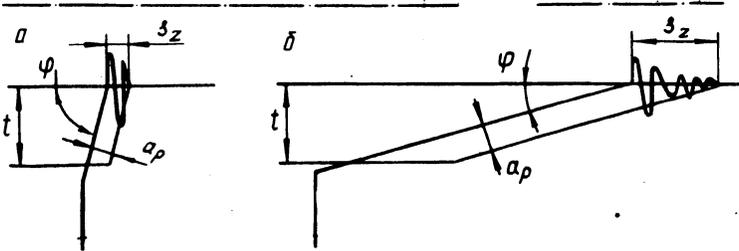


Рис. 1. Условия образования микро рельефа обработанной поверхности:

а – при развертывании; б – при силовом развертывании (a_p – толщина среза; φ – угол в плане; t – припуск на сторону; S_z – подача на зуб).

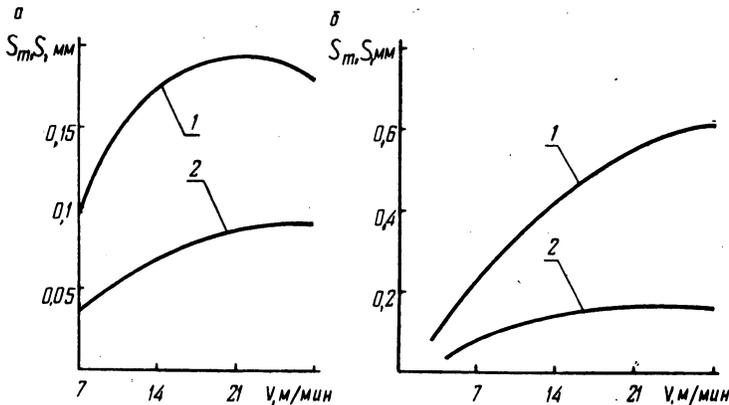


Рис. 2. Влияние скорости резания на шаг микронеровностей поперечной (а) и продольной (б) шероховатостей:

1 – S_m ; 2 – S ($a_p = 27,5$ мкм).

Шаг продольной шероховатости существенно зависит от интенсивности срыва нароста. С увеличением скорости резания шаг по вершинам S и средний шаг S_m увеличиваются (рис. 2, б).

Подача существенного влияния на шаг неровностей не оказывает.

Форма микронеровностей при силовом развертывании выпуклая и не имеет острых гребешков (как, например, при точении).

Это обусловлено тем, что копирование вершины перехода режущей и калибрующей частей не сказывается на шероховатости поверхности, убывание толщины среза по калибрующей части плавное и калибрующая часть силовой развертки выполняет зачистные функции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ящерицын П.И., Комаров В.Н., Миткевич С.И. Режущий инструмент: А.с. 371037 (СССР). — БИ, 1973, № 12.

УДК 621.7.06

П.С.ЧИСТОСЕРДОВ, О.В.ЦУМАРЕВ

ГРАФОАНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ РЕЖУЩЕГО И ДЕФОРМИРУЮЩЕГО ЭЛЕМЕНТОВ

Максимальной точности обработки комбинированным инструментом (КИ), содержащим один режущий (РЭ) и один деформирующий (ДЭ) элементы, можно достичь при условии, что равнодействующая P_{Σ} от сил резания P_p и деформирования P_d будет направлена по касательной к обрабатываемой поверхности в точке контакта с ней вершины РЭ. Это условие выразится через параметры процесса совмещенной обработки следующим образом:

$$\sin \epsilon = \frac{P_z + P_d \sin \beta_d}{\sqrt{P_p^2 + P_d^2 + 2P_p P_d \cos(\beta_d - \beta_p)}} = \pm 1, \quad (1)$$

где ϵ , β_p , β_d — соответственно углы между положительным направлением оси u и равнодействующей P_{Σ} , усилием резания P_p и усилием деформирования P_d ; P_z — тангенциальная составляющая усилия резания.

Из формулы (1) видно, что при заданных параметрах обработки на значение величины $\sin \epsilon$ можно влиять только за счет угла β_d , который включает в себя угол ω взаимного углового расположения РЭ и ДЭ:

$$\beta_d = \omega + \alpha_d - 90^\circ, \quad (2)$$

где ω — угол между РЭ и ДЭ; α_d — угол между тангенциальной составляющей усилия деформирования и величиной P_d .

Решив выражение (1) относительно угла β_{∂} , получим возможность определять оптимальное направление действия усилия деформирования P_{∂} в зависимости от параметров обработки:

$$\beta_{\partial \text{opt}} = \pm 2 \arctg \sqrt{\frac{P_{\partial}^2 + P_z^2 - P_p^2}{2P_p P_{\partial} \cos \beta_p + P_z^2 - P_p^2 - P_{\partial}^2}} \pm \sqrt{\left(\frac{P_{\partial}^2 + P_z^2 - P_p^2}{2P_p P_{\partial} \cos \beta_p + P_z^2 - P_p^2 - P_{\partial}^2}\right)^2 - \frac{-2P_p P_{\partial} \cos \beta_p + P_z^2 - P_p^2 - P_{\partial}^2}{2P_p P_{\partial} \cos \beta_p + P_z^2 - P_p^2 - P_{\partial}^2}} \quad (3)$$

Вычисление по формуле (3) ручным способом очень громоздко и трудоемко и поэтому рационально лишь при использовании ЭВМ.

Ниже предлагается методика определения оптимального направления действия усилия деформирования и углового расположения режущего и деформирующего элементов графоаналитическим методом.

Для заданных условий обработки: твердости обрабатываемого материала; геометрии РЭ; радиуса ДЭ; элементов режима обработки (скорости, глубины резания, подачи, натяга); наличия и вида СОЖ и т.д. известными методами определяются усилие резания P_p , усилие деформирования P_{∂} , составляющая усилия резания P_z и угол $\beta_p = \arcsin \frac{P_z}{P_p}$. Для дальнейших построений примем си-

стему координат uoz , у которой ось u совпадает по направлению с составляющей P_y усилия резания, а центр координат (точка 0) совпадает с вершиной РЭ.

В координатных осях uoz от оси u против хода часовой стрелки отсчитывается величина угла β_p и на этом направлении в выбранном масштабе откладывается величина усилия резания P_p (точка k) (рис. 1). Из центра координат радиусом r , равным в выбранном масштабе величине усилия P_{∂} , проводится окружность. Задача построения заключается в отыскании такого направления усилия P_{∂} , при котором равнодействующая P_{Σ} совпадала бы с осью z . Для этого через произвольную точку a , лежащую на оси z , проводится прямая, параллельная направлению действия усилия P_p ,

т.е. отрезку Ok . На этой прямой откладывается отрезок ab , равный по величине Ok , таким образом, чтобы точки k и b лежали по разные стороны от оси z . Затем через точку b проводится прямая, параллельная оси z , до пересечения ее с окружностью радиуса r . Получим точки c и c' , через которые проводятся прямые, параллельные отрезкам ab и Ok , до пересечения их с осью z (точки d и d'). У параллелограммов $Okdc$ и $Okd'c'$ стороны Ok , Oc и Oc' представляют собой в выбранном масштабе усилия резания P_p и деформирования P_d . Диагонали Od и Od' не что иное, как равнодействующие P_Σ и P'_Σ в том же масштабе и направленные по оси z , что и требовалось получить по условию.

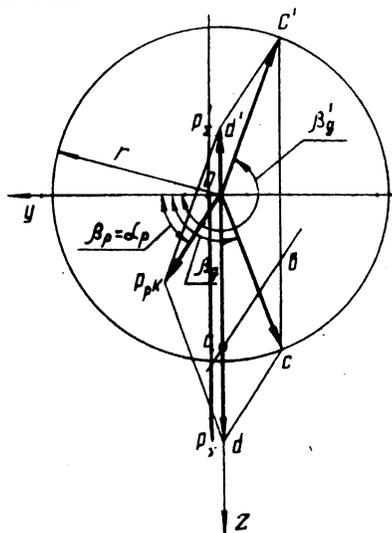


Рис. 1. Схема построения оптимального углового расположения режущего и деформирующего элементов комбинированного инструмента.

Далее необходимо измерить полученный построением угол $\beta_{\delta \text{opt}}$ и вычислить оптимальный угол установки ДЭ по формуле

$$\omega_{\text{opt}} = \beta_{\delta \text{opt}} + \alpha_{\delta} - 90^{\circ}, \quad (4)$$

где $\alpha_{\delta} = \text{arccctg}(0,03 \dots 0,12)$ [1].

Из построения видно, что для каждого определенного направления и значения усилия резания P_p существуют две (и только две) схемы КИ, удовлетворяющие условию (1). Выбор той или иной схемы КИ должен производиться с учетом жесткости технологической системы станка, на котором будет осуществляться обработка.

ЛИТЕРАТУРА

1. Папшев Д.Д., Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. — М., 1978.

ИССЛЕДОВАНИЕ ФРАКЦИОННОГО СОСТАВА СТРУЖКИ ПРИ СВЕРЛЕНИИ МЕДИ

Сверление глубоких отверстий в меди связано с рядом трудностей, обусловленных характером образования и отвода стружки [1, 2]. Формообразование стружки при разных видах обработки является одним из факторов, определяющих производительность, а в ряде случаев — и возможность осуществления резания. Этот процесс рассматривается как основное возмущающее воздействие при разработке средств механизации и автоматизации для удаления стружки. В качестве критериев оценки форм стружки используют радиус ее кривизны, диаметр завитков, длину отдельных кусков и степень увеличения объема. Для этих целей в ряде случаев составляются фотокарты и графики зон дробления [2].

Образующаяся при сверлении меди стружка имеет разные формы и размеры. Существующие методы исследования обеспечивают главным образом ее качественную оценку.

Целью данной работы явилась разработка методики оценки степени дробления стружки при сверлении меди и установление зависимости дробления от режимов резания. Для проведения опытов использовалась медь МЗ (НВ 35...65) и стандартные удлиненные сверла диаметром $d_c = 12$ мм, глубина сверления составляла $l = 8d_c$. Сверление выполнялось по кондуктору в приспособлении на токарно-винторезном станке модели 1К620. Охлаждающая жидкость — смесь сульфозфрезолола с керосином (1:1).

Для оценки фракционного состава стружки и степени ее дробления на разных режимах резания был использован набор сит. Исследования проводились в диапазоне скоростей $v = 15...50$ м/мин и подач $s = 0,07...0,195$ мм/об.

Медная стружка собиралась и рассеивалась на фракции через сита с диаметрами отверстий 10 мм; 7; 5; 3; 2; 1; 0,5 и 0,25 мм. Затем определялось процентное содержание p фракций, строились частные характеристики крупности $p = f(d)$ (рис. 1), вычислялись суммарные выходы P , представляющие собой содержание фракций частиц крупнее заданного размера d и выходы p на единицу длины интервала Δd . Эти данные использовались для построения кривых распределения $p/\Delta d = f(d)$ частиц медной стружки по фракциям и суммарным характеристикам $P = f(d)$ (рис. 2).

Сравнение частных характеристик крупности (рис. 1) вызывает значительные трудности, так как они построены по выходам p с различными интервалами размеров частиц d . По частным характеристикам можно дать только качественную характеристику фракционного состава стружки. Суммарные характеристики (рис. 2, кривые 1) сравнивать между собой значительно проще. Их вид не зависит от интервалов размеров отдельных фракций. Степень изогнутости суммарной кривой позволяет делать выводы о преобладании в смеси мелких или крупных частиц.

Применение методов математической статистики для обработки опытных данных позволяет изобразить полученные данные в виде кривой распределения (по оси абсцисс отложены значения крупности, а по оси ординат — весовые выходы p на единицу длины Δd интервала) (рис. 2, кривые 2).

При построении кривых распределения фракционного состава стружки располагают весьма ограниченным количеством фракций, поэтому получаются ломаные линии, которые можно сгладить искусственно. Все они имеют асимметричный вид с максимумом в области мелких фракций ($d = 2 \dots 3$ мм).

Наиболее простым способом сравнения различных кривых распределения фракционных составов является их выравнивание с последующим подбором аналитического выражения для зависимости $p/\Delta d = f(d)$. Для выражения этой зависимости широкое распространение получило уравнение, близкое к третьему типу кривых Пирсона [3,4]:

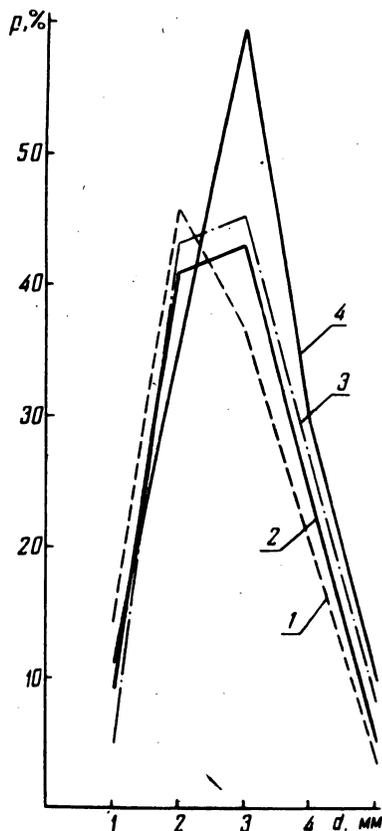


Рис. 1. Частные характеристики крупностей медной стружки при подаче $s = 0,097$ мм/об:
 1 — $n_c = 1330$ об/мин; 2 — $n_c = 935$;
 3 — $n_c = 850$; 4 — $n_c = 404$ об/мин.

$$\frac{P}{\Delta d} = 100m d_e^{-m} d^{m-1} \exp \left[- \left(\frac{d}{d_e} \right)^m \right], \quad (1)$$

где m – параметр, характеризующий однородность по фракциям измельченного материала; d_e – размер частиц, который соответствует суммарному выходу $P = 36,8\%$.

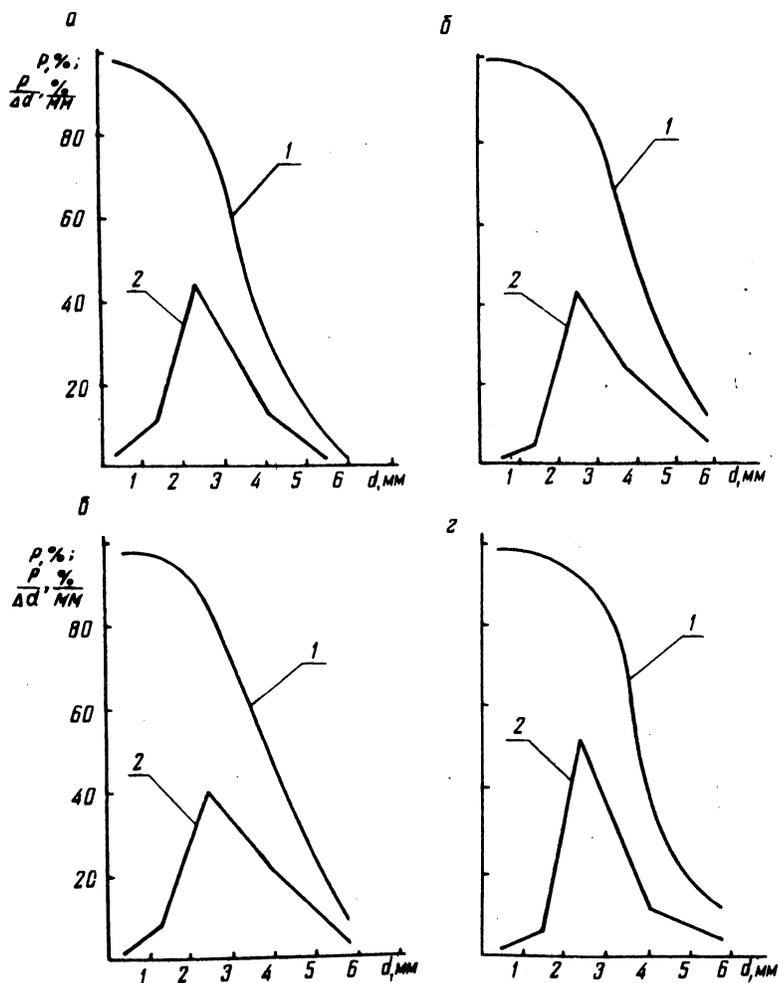


Рис. 2. Суммарные характеристики по плюсу (1) и кривые распределения (2) при $s = 0,097$ мм/об:

а - $n_c = 1330$ об/мин; б - $n_c = 850$; в - $n_c = 935$; г - $n_c = 525$ об/мин.

Так как суммарные характеристики $P = f(d)$ по отношению к кривым распределения $p/\Delta d = f(d)$ представляют собой интегральные кривые, то

$$P = 100e^{-\left(\frac{d}{d_e}\right)^m} \quad (2)$$

Прологарифмировав это выражение, получим

$$\lg \frac{100}{P} = -\left(\frac{d}{d_e}\right)^m \lg e.$$

Прологарифмируем еще раз:

$$\lg \left(\lg \frac{100}{P} \right) = m \lg d - m \lg d_e + \lg (\lg e).$$

Обозначим

$$y = \lg \left(\lg \frac{100}{P} \right);$$

$$a = \lg (\lg e) - m \lg d_e.$$

Уравнение (2) примет вид

$$y = a + m \lg d,$$

т.е. получается уравнение прямой линии в координатах $\lg \left(\lg \frac{100}{P} \right) - \lg d$.

Поэтому суммарные весовые выходы для различных размеров частиц медной стружки были нанесены на сетку с координатами $\lg \left(\lg \frac{100}{P} \right) - \lg d$ (рис. 3. и 4). Выход P частиц размером $d \leq 1$ мм принимался суммарно, т.е. в наших опытах были изучены фракции медной стружки с размерами 1 ... 5 мм, так как выход фракций размеров $d < 1$ мм для изученных режимов резания не превышает 1 ... 2 %.

Рассмотрение этих графиков показывает, что опытные точки вполне удовлетворительно располагаются на прямых линиях. По виду этих прямых можно сказать, что фракционный состав медной стружки для рассматриваемых диапазонов крупностей ($d \geq 1$ мм) подчиняется закономерности (2).

Наклон прямых при $s = \text{const}$ свидетельствует об относительно однородном фракционном составе медной стружки ($m > 1$). Прямые $P = f(d)$ при $s = \text{const}$ и уменьшении d расходятся веером и каждой из них соответствует определенное значение коэффициента m , т.е. однородность фракционного состава медной стружки зависит от частоты вращения сверла. При постоянной ча-

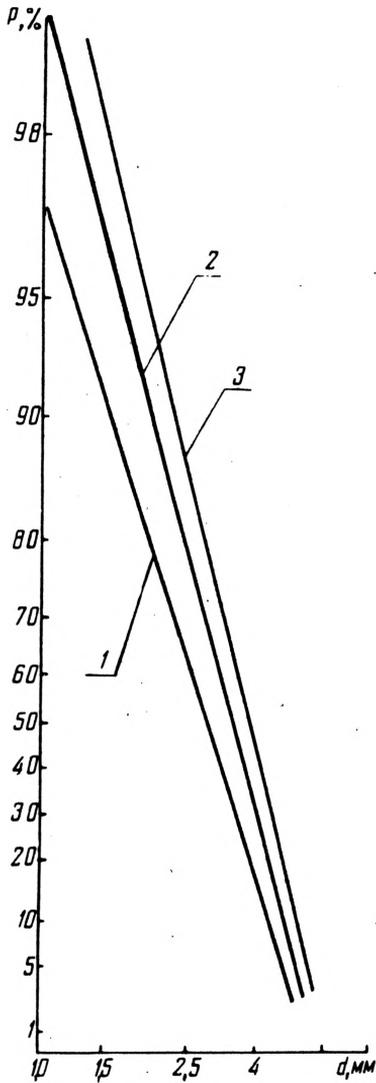


Рис. 3. Зависимость $P = f(d)$
 в координатах $\lg(\lg \frac{100}{P}) - \lg d$
 при $s = 0,097 \text{ мм/об}$:
 1 - $n_c = 1330 \text{ об/мин}$; 2 - $n_c = 935$;
 3 - $n_c = 850 \text{ об/мин}$.

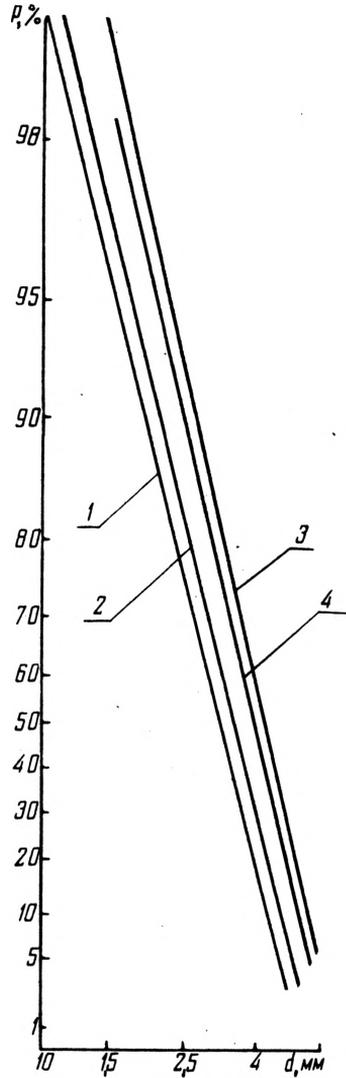


Рис. 4. Зависимость $P = f(d)$
 для $n_c = 778 \text{ об/мин}$:
 1 - $s = 0,070 \text{ мм/об}$; 2 - $s = 0,097$;
 3 - $s = 0,150$; 4 - $s = 0,195 \text{ мм/об}$.

стоте вращения (рис. 4) и увеличении s от 0,07 до 0,195 мм/об наклон прямых несколько возрастает.

Проверка соответствия закономерности (2) суммарным выходам, полученным в результате обработки опытных данных, заключается в вычислении параметров формулы (2) по координатам двух точек. Для этой цели используются формулы

$$m = \frac{\lg \left(\lg \frac{100}{P_1} \right) - \lg \left(\lg \frac{100}{P_2} \right)}{\lg d_2 - \lg d_1} ;$$

$$d_e = \frac{d_2}{\sqrt{m \cdot 2,3 \lg \frac{100}{P_2}}}$$

Результаты вычисления параметров формулы (2) сведены в таблицу.

Анализ данных таблицы показывает, что при постоянной подаче s однородность фракционного состава медной стружки, характеризуемая параметром m , с уменьшением частоты вращения сверла от 1330 до 850 об/мин увеличивается от 3,2 до 4,0. При дальнейшем уменьшении частоты вращения до 404 об/мин однородность фракционного состава уменьшается до 3,4. Следовательно, при $s = \text{const}$ зависимость $m = f(n_c)$ имеет максимум в случае $n_c = 850$ об/мин, т.е. однородность фракционного состава медной стружки для этих условий будет наибольшей.

Т а б л и ц а 1. Параметры формулы (2), характеризующей фракционный состав медной стружки

$s = 0,097 \text{ мм/об}$						
$n_c, \text{ об/мин}$	1330	1060	935	850	525	404
m	3,2	3,8	3,8	4,0	3,7	3,4
$d_e, \text{ мм}$	3,25	3,40	3,60	3,80	3,60	3,70
$n_c = 778 \text{ об/мин}$						
$s, \text{ мм/об}$	0,070	0,097	0,150	0,195		
m	3,8	3,8	3,9	4,0		
$d_e, \text{ мм}$	3,40	3,80	4,50	4,30		

Условный средний диаметр d_e смеси частиц медной стружки также имеет максимум при $n_c = 850$ об/мин.

Увеличение подачи от 0,07 до 0,195 мм/об при $n_c = \text{const}$ приводит к некоторому нарастанию однородности фракционного состава стружки в пределах 3,8...4,0. При этом условный средний диаметр d_e сначала увеличивается до 4,5 при $s = 0,15$ мм/об, а затем уменьшается.

Таким образом, в результате выполненного исследования изучен характер изменения фракционного состава стружки при сверлении меди в зависимости от режимов резания, получена формула (2), характеризующая зависимость суммарного массового выхода фракций медной стружки от их размеров, и показано, что параметры этой формулы m и d_e могут служить мерой количественной оценки однородности смеси частиц медной стружки по фракциям и условным средним размерам этой смеси.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дечко Э.М., Коженкова Т.И., Юдовин Л.Г. Сверление отверстий в меди сверлами Вильнюсского завода сверл. — Материалы НТК. Вильнюс, 1967.
2. Дечко Э.М. Обработка отверстий в металлокерамических деталях. — Мн., 1965.
3. Статистические исследования фракционного состава стружки при глубоком сверлении чугуна / Ю.И. Титов, Э.М. Дечко, Н.И. Бохани и др. — В сб.: Автоматизация процессов сельскохозяйственного производства. Горки, 1977, вып. 28.
4. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. — М., 1969.

УДК 621.822.6.004.58

Н.Т.МИНЧЕНЯ, В.А.ШАПАРЬ,
А.В.ШОЛУХ, Е.С.ЯЦУРА

УСТРОЙСТВО ДЛЯ ДИАГНОСТИКИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ПОДШИПНИКОВ КАЧЕНИЯ

Как показали результаты экспериментальных исследований [1,2], на кинематику подшипников качения существенное влияние оказывают качество сборки подшипникового узла, условия смазки, режим работы, степень изношенности элементов подшипников, температура и другие факторы. В каждом конкретном случае один или несколько из этих факторов становятся определяющими и оценка их влияния на работоспособность подшипников является важной практической задачей при разработке методов диагностики и прогнозирования надежности машин. Существующие методы диагностики (основанные на измерении темпера-

туры, омического сопротивления подшипника, виброактивности [1], обнаружении стружки в масле) не всегда дают возможность с достаточной точностью оценить степень утраты работоспособности конкретного подшипника.

В связи с этим представляют интерес устройства для контроля за работоспособностью подшипников качения по изменениям в кинематике последних. Для конкретного типа подшипника в требуемых режимах работы определяют номинальную величину отношения частот вращения сепаратора и вала, а затем контролируют изменения этого отношения в процессе эксплуатации подшипникового узла.

Блок-схема устройства для диагностики работоспособности подшипников представлена на рис. 1. В подшипниковый узел устанавливаются бесконтактные индуктивные преобразователи 1, 2 частоты вращения вала и сепаратора в электрические сигналы. При прохождении тела качения подшипника мимо чувствительной зоны преобразователя 2 на выходе последнего появляется импульс тока. Полученные импульсы, частота следования которых пропорциональна частоте вращения сепаратора, усиливаются с помощью усилителя 3 и подаются на вход формирователя 4. Частота следования импульсов, генерируемых формирователем 4, равна частоте входных сигналов, а амплитуда и длительность постоянны и выбираются в зависимости от диапазона рабочих скоростей контролируемого подшипника. Сформированные импульсы подаются на активный фильтр 5. Величина постоянного напряжения на его выходе пропорциональна частоте следования импульсов, т.е. частоте вращения сепаратора. Полученное напряжение усиливается с помощью усилителя постоянного тока (УПТ) 6 и подается на рамку логометра 8. Второй канал устройства работает аналогично, с тем только отличием, что преобразователь 1 реагирует на прохождение мимо его чувствительной зоны риски (углубления) на валу. Число таких рисков равно числу тел качения контролируемого подшипника. Таким образом, на одну рамку логометра подается напряжение, пропорциональное частоте вращения сепаратора, а на другую — частоте вращения внутреннего кольца (вала). Стрелка логометра показывает величину отношения частот вращения сепаратора и вала.

Градуировку шкалы производят следующим образом. На формирователь 12 подаются импульсы с определенной частотой следования (можно использовать генератор типа Г5-46), а на формирователь 4 — аналогичные импульсы, при этом изменяют частоту их следования в пределах 0,15...0,65 от значения частоты первых импульсов. Частоты следования импульсов от генераторов контро-

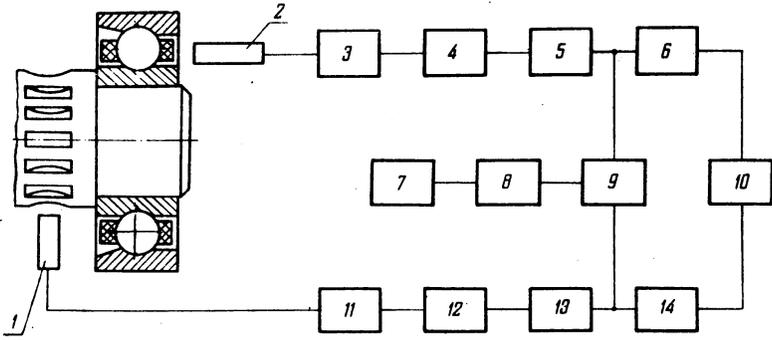


Рис. 1. Блок-схема устройства для диагностики работоспособности подшипников.

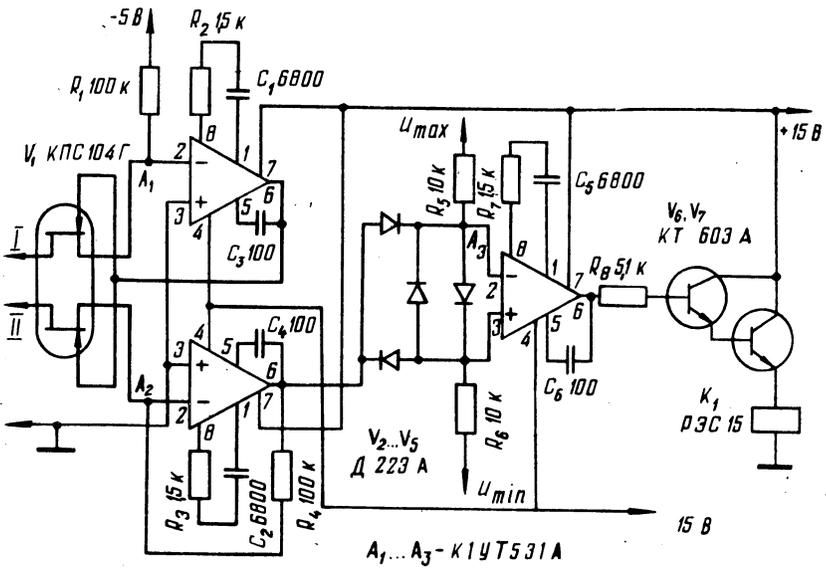


Рис. 2. Принципиальная схема устройства защиты.

лируют с помощью цифровых частотомеров, вычисляют отношение двух частот и наносят отметки на шкалу логометра.

Методы формирования импульсов с частотой следования, пропорциональной частоте вращения вала или сепаратора, описаны в [1...3]. Активные фильтры нижних частот третьего порядка выполнены по структуре Рауха с бесселевской переходной характеристикой на операционных усилителях типа К1УТ531А. Частота среза фильтров равна 0,3 Гц. УПТ выполнены на аналогичных операционных усилителях. Выходные каскады на транзисторах служат для согласования операционных усилителей с показывающим прибором.

В случае необходимости в устройство может быть включена схема защиты, состоящая из аналогового делителя 9, двухуровневого компаратора 8 и выходного ключевого каскада 7 (см.рис.1). На рис. 2 представлена принципиальная схема защитного устройства. Деление двух аналоговых сигналов осуществляется с помощью схемы, собранной на паре полевых транзисторов типа КПС104Г и двух операционных усилителях типа К1УТ531А. Величина выходного напряжения делителя пропорциональна отношению входных сигналов [4]. С выхода делителя напряжение поступает на двухуровневый компаратор. В процессе отладки устройства в зависимости от допустимых изменений в кинематике конкретного типа подшипника определяют верхнее U_{\max} и нижнее U_{\min} значения напряжений на выходе делителя. Эти напряжения от регулируемого стабилизированного источника питания (на схеме не показан) подаются на компаратор.

Если величина напряжения, поступающего на вход компаратора, не выходит за установленные пределы, на выходе сохраняется низкий уровень напряжения. В противном случае величина выходного напряжения резко повышается, что приводит к срабатыванию ключа, выполненного на составном транзисторе V_6 , V_7 , в эмиттерную цепь которого включено исполнительное реле K_1 . Контакты реле могут управлять схемой отключения привода подшипникового узла, если это необходимо, или включать аварийную сигнализацию.

Разработанное устройство может быть использовано для контроля за состоянием подшипников качения в ответственных узлах машин, особенно в тех, где выход подшипников из строя вызывает аварийные ситуации и приводит к большим материальным потерям. Согласно результатам исследования кинематики радиально-упорного шарикоподшипника 36204К [2], диапазон изменения отношения частот вращения сепаратора и внутреннего кольца при частотах вращения вала 30...200 с⁻¹, осевых нагрузках 100...

...200 Н, смазке маслами "Велосит", "Турбинное-22" при расходе 0,05 л/мин находится в пределах 0,387...0,390. Значительное изменение величины этого отношения вызывается повышенным износом элементов подшипников, выгоранием смазки, перекосом и явлениями, предшествующими заклиниванию.

ЛИТЕРАТУРА

1. Экспериментальные методы обнаружения повреждений подшипников качения в ранней стадии /А.И. Ерошкин, В.П. Максимов, П.И. Оршанов, Е.А. Самылин. — В сб.: Прочность и динамика авиационных двигателей. М., 1971, вып. 6.
2. Исследование влияния условий смазки и режима работы на кинематику радиально-упорных шарикоподшипников /П.И. Ящерицын, Н.Т. Минченя, Ю.В. Скорынин, Е.С. Яцуря — В сб.: Машиностроение и приборостроение. Мн., 1975, вып. 7.
3. Самойлов В.Ф., Маковеев В.Г. Импульсная техника. — М., 1971. 4. Кобольд Р. Теория и применение полевых транзисторов. — Л., 1975.

УДК 621.923.6

В.А.НИКОЛАЕВ

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОНКОМ ТОЧЕНИИ

Шероховатость обработанной поверхности зависит от большого количества факторов: подачи, геометрических параметров реза, скорости резания, обрабатываемого и инструментального материала, смазывающе-охлаждающей среды и др.

В традиционном (классическом) эксперименте поочередно варьируется каждый фактор. Исследователь иногда получает информацию от варьируемых факторов в областях, далеких от оптимальной. Проведение классических экспериментов весьма трудоемко и требует больших материальных затрат.

Одной из наиболее сложных задач при исследовании является вопрос учета всех сильно влияющих факторов. В нашем случае необходимо было установить, насколько сильно влияют на шероховатость обработанной поверхности режимы, инструментальный материал, геометрические параметры и смазывающе-охлаждающее средство (СОС). Существует ряд методов, позволяющих учесть силу влияния каждого фактора на параметр оптимизации. Мы рассмотрим метод априорного ранжирования факторов, который позволяет учитывать коллективное мнение специалистов.

Ведущим специалистам предлагают заполнить анкету (табл.1), в которой необходимо расположить факторы в порядке убывания

Т а б л и ц а 1. Стандартная анкета

Фактор	Операционное определение	Размерность	Область определения	Ранг
s , подача	чистовое точение	мм/об	0,01...0,7	1
r , радиус при вершине	геометрия оптимальная с точки зрения стойкости	мм	0,1 ...1,0	2
v , скорость резания	число $n = \text{const}$	м/мин	50 ... 500	3
материал инструмента	монокристаллический инструмент Т30К4, ВКЗМ, Т60К6, эльбор Р		—	4
СОС		—	—	5

Т а б л и ц а 2. Матрица рангов для процесса тонкого точения

Исследователь	Факторы				
	$S(X_1)$	$r(X_2)$	$v(X_3)$	материал инструмента (X_4)	СОС (X_5)
Докт.техн.наук, проф. (ВАК)	1	2	5	4	3
Докт.техн.наук, проф.	1	4	2	3	5
Канд.техн.наук, проф.	3	5	4	1	2
Канд.техн.наук, доц.	2	3	1	5	4
Канд.техн.наук	1	2	3	4	5
Сумма рангов	8	16	15	17	19
Отклонение от средней суммы рангов	-7	+1	0	+2	+4
Квадраты отклонений	49	1	0	4	16

их воздействия на параметр оптимизации (проранжировать). Ранг фактора показывает его место в ранжировочном ряду. Результаты опроса представляют в виде матрицы рангов. (Исследователь может проранжировать факторы самостоятельно по трудам ведущих специалистов.)

Матрица результатов ранжирования при исследовании влияния технологических факторов на шероховатость обработанной поверхности при тонком точении представлена в табл. 2. Мнения ученых проранжированы в зависимости от авторитетности (см. табл. 2).

Далее определяют:

1. Сумму рангов по факторам $\sum_{j=1}^m a_{ij}$, где a_{ij} – ранг i -го фактора у j -го исследователя, m – число исследователей;

2. Разность между суммой рангов каждого фактора и средней суммой рангов:

$$\Delta_i = \sum_{j=1}^m a_{ij} - T, \quad T = \frac{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m a_{ij}}{n},$$

где n – число факторов;

3. Квадрат отклонения от средней суммы рангов.

Оценкой согласованности мнений исследователей является коэффициент конкордации W , рассчитываемый по формуле (1):

$$W = \frac{12S}{m^2(n^3 - n)},$$

где S – сумма квадратов отклонений от средней суммы рангов. В нашем случае

$$W = \frac{12 \cdot 70}{5^2(5^3 - 5)} = \frac{840}{3000} = 0,28.$$

Так как коэффициент конкордации значим, строим среднюю априорную диаграмму рангов (рис. 1).

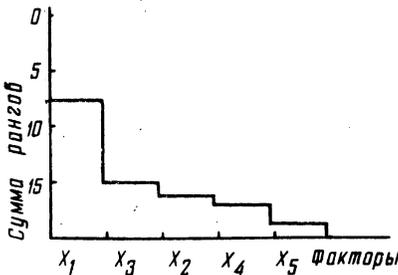


Рис. 1. Диаграмма рангов.

Полученное распределение неравномерное, убывающее экспоненциально. Факторы, имеющие наибольшие суммы рангов (в нашем случае X_4 и X_5), не включают в дальнейшем в физический эксперимент. Если распределение неравномерное, убывающее монотонно, или равномерное, тогда в физический эксперимент включают все факторы.

Для оценки степени согласованности мнений двух исследователей используется коэффициент ранговой корреляции

$$R = 1 - \frac{6 \sum_{i=1}^n d_i^2}{n^3 - n},$$

где d_i — разность рангов i -го фактора.

Проверим степень согласованности мнений у третьего и четвертого исследователей:

$$R = 1 - \frac{6 \cdot 1}{120} = 0,95.$$

Коэффициент ранговой корреляции весьма высокий, следовательно, мнения исследователей согласуются. Вместе с тем значимость R проверяется по X^2 — распределению:

$$X_R^2 = \frac{S}{1/12 \cdot 5/5 \cdot (5+1)} = \frac{12 S}{150} = 5,6.$$

Полученные значения X_R^2 сопоставляются с табличными [2,3].

Отдельные исследователи, отдавая предпочтение методу многофакторного планирования экспериментов, совершенно отказываются от метода однофакторного эксперимента. Придерживаясь такой концепции, можно совершить грубую ошибку, например, в вопросе трудоемкости (количества опытов) мы считаем необходимым использование априорной информации по влиянию различных факторов на оптимизацию процесса (полученной однофакторными экспериментами другими исследователями). Если такие исследования не проводились или их количество недостаточно для анализа, то иногда планированию эксперимента могут предшествовать однофакторные исследования, а их результаты должны быть представлены в виде таблиц, графиков или формул. Анализ последних дает возможность выделить "хорошие результаты" и с них начать планирование эксперимента. Чем удачнее будут выбраны начальные условия планирования эксперимента, тем меньшее число опытов потребуется.

Мы считаем, что многофакторное планирование эксперимента лучше производить после того, как установлен физический смысл той или иной экстремальной зависимости (имеются факт экстремальности и ориентировочное место его расположения). При таких условиях стратегия поиска оптимума значительно упрощается.

Вначале нужно выбрать условия проведения первой серии опытов: основной уровень и интервалы варьирования факторов. За основной уровень факторов принимаются те значения, при которых ранее были достигнуты наилучшие результаты. При отсутствии априорной информации следует интуитивно выбрать несколь-

ко вариантов, экспериментально опробовать их и отобрать наилучший.

Нами были проведены исследования по оптимизации процесса тонкого точения лейкосапфировыми резцами стали 45. Условия оптимизации — минимальная шероховатость обработанной поверхности. В качестве независимых переменных были выбраны факторы: подача, радиус при вершине резца и скорость резания.

Результаты экспериментов и расчетов показывают, что минимальная шероховатость зафиксирована при режимах:

$v = 170$ м/мин, $s = 0,02$ мм/об и $r = 0,3$ мм.

Эксперименты свидетельствуют о том, что уменьшать скорость и радиус при вершине нецелесообразно. По коэффициентам регрессии можно судить о том, что наибольшее влияние на величину шероховатости обработанной поверхности оказывает подача, затем в порядке уменьшения — радиус при вершине и скорость резания.

Ранее проведенные исследования [5] по прежней (классической) методике показывают, что при тонком точении стали 45 лейкосапфировыми резцами необходимо работать на следующих режимах: $v = 165 \dots 220$ м/мин, $s = 0,03$ мм/об, $r = 0,3$ мм. Иначе говоря, полученные результаты достаточно хорошо согласуются.

ЛИТЕРАТУРА

1. Грановский Ю.В. Основы планирования экстремального эксперимента для оптимизации многофакторных технологических процессов. — М., 1971.
2. Об одном методе формализации априорной информации при планировании эксперимента/ Ю.П. Адлер, И.Ф. Александрова, Ю.В. Грановский, Н.Н. Налимов. — В сб.: Планирование эксперимента. М., 1966.
3. Большев Л.Н., Смирнов Н.В. Таблицы математической статистики. — М., 1965.
4. Вульф А.М. Резание металлов. — М., 1973.
5. Николаев В.А. Исследование процесса тонкого точения лейкосапфировыми резцами: Дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. — Мн., БПИ, 1973.

УДК 621.923.6

В.А.НИКОЛАЕВ

ИССЛЕДОВАНИЕ НЕКОТОРЫХ ФИЗИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ ПРИ ТОНКОМ ТОЧЕНИИ МЕТОДОМ ПРОЗРАЧНОГО ИНСТРУМЕНТА

В свое время автором был предложен метод измерения температуры резания при тонком точении [1,2] с помощью прозрачного резца. Однако, этот резец не позволял наблюдать за зоной резания в процессе работы инструмента.

С целью исследования некоторых физических явлений, сопровождающих процесс резания материалов, автором разработана методика, спроектирована аппаратура, изготовлены специальные резцы. Все это в совокупности дало возможность изучать процесс резания методом прозрачного инструмента.

Этот метод позволяет исследовать величину напряжений, возникающих в режущем инструменте, температуру контактных поверхностей резца, характер взаимодействия инструмента с изделием и стружкой, условия проникновения смазывающе-охлаждающей среды в зону резания и т.д. [2].

Здесь мы рассмотрим наиболее общий случай применения метода прозрачного инструмента — для тонкого точения. Вместе с тем метод и разработанная нами аппаратура позволяют проводить исследования процессов фрезерования, протягивания, сверления, шлифования единичным зерном и выглаживания.

Предлагаемый резец (рис. 1) отличается от известных тем, что его режущая пластинка выполнена в виде специальной призмы. Это позволяет измерять в процессе резания величину контактных площадок резца со стружкой (рис. 1, а) и с изделием (рис. 1, б).

Резец содержит режущую пластинку 2 из лейкосапфира (или другого, прозрачного для видимой области спектра материала), закрепленную с помощью прихвата 3 в державке 6. Поверхности 1, 4, 9, 10, 11 отполированы, а опорная поверхность 10 имеет зеркальное покрытие. Освещение зоны резания осуществляется источником света 5. Микроскоп 8 с сеткой 7 предназначен для измерения контактных площадок.

В процессе работы лучи источника света 5, отражаясь от зеркальной поверхности 10, попадают в зону контакта резца со стружкой и изделием. Величина контактных площадок измеряется микроскопом или фотографируется скоростной кинокамерой. Для измерений контактной площадки на передней поверхности резца применяется специальная призма 13, на поверхность 12 которой нанесено зеркальное покрытие.

Известно, что усадка стружки при тонком точении происходит иначе, чем при других видах токарной обработки, — наблюдается значительное уширение стружки. Поэтому классические методы измерения усадки стружки, базирующиеся на принципе постоянства (неизменности) ширины ее, в данном случае являются неточными.

На рис. 2, а представлена схема измерения усадки стружки методом двух микроскопов. Резец 7 с полированными вспомогательными задними поверхностями 4 и 5 срезает стружку 1 толщиной a и шириной b . Зона резания освещается источником света 6.

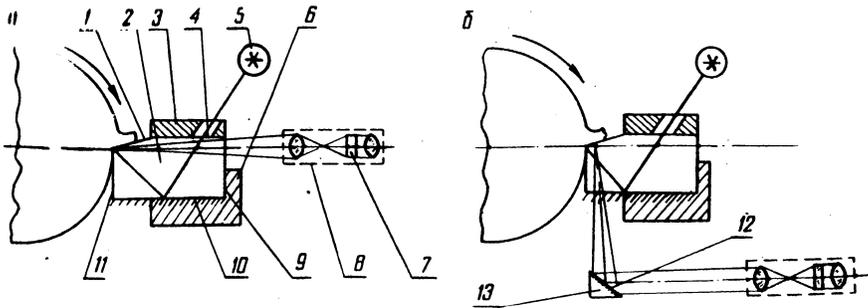


Рис. 1. Схемы измерения величины контактных площадок реза со стружкой (а) и изделием (б).

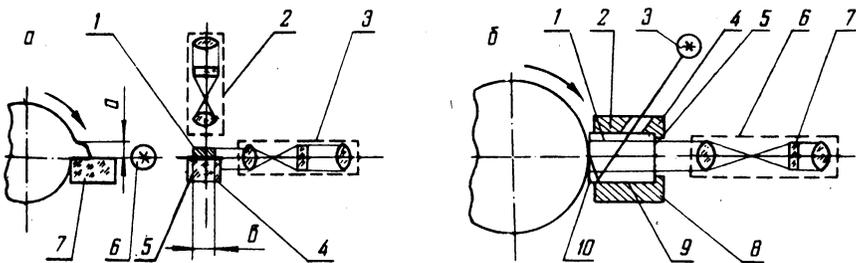


Рис. 2. Схемы измерения усадки стружки методом двух микроскопов (а) и величин контактных площадок при трении (б).

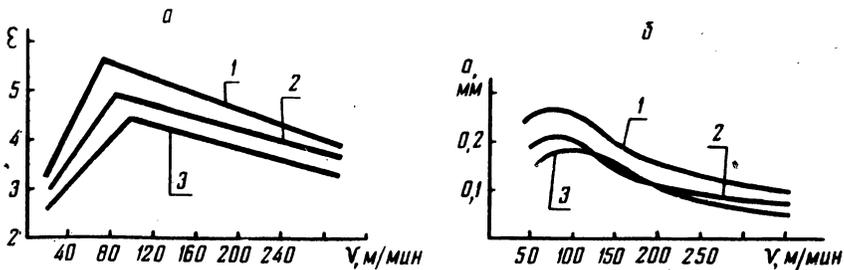


Рис. 3. Влияние скорости резания на усадку стружки (а) и величину контактной площадки (б):

1 - сталь 45 - ТЗОК4; 2 - сталь 45 - алмаз; 3 - сталь 45 - лейкосапфир.

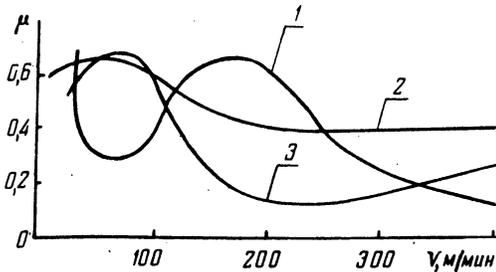


Рис. 4. Влияние скорости на величину коэффициента трения
1 - лейкосапфир - D16T; 2 - твердый сплав ТЗОК4 - сталь 45; 3 - лейкосапфир - сталь 45.

Микроскопы 2 и 3 предназначены для одновременного измерения толщины и ширины стружки в процессе резания. Эта схема позволяет измерять усадку при точении обычными (непрозрачными) резцами.

Очень важной характеристикой процесса резания вообще и тонкого точения в особенности является усадка стружки.

В исследованиях использовали два метода определения усадки стружки — весовой и метод двух микроскопов. Суть последнего состоит в том, что в процессе резания одновременно измеряются толщина и ширина стружки (см. рис. 2,а) и сопоставляются поперечные сечения стружки и среза.

Эксперименты по определению усадки стружки проводились при постоянном сечении среза $t = 0,15$ мм, $s = 0,03$ мм/об. Были использованы лейкосапфировые, алмазные и твердосплавные (Т30К4) резцы. Геометрия инструмента оптимальная с точки зрения стойкости. Обрабатываемый материал — сталь 45. Скорость резания 40...300 м/мин. За окончательный результат принималась средне-арифметическая величина пяти измерений.

В результате экспериментов установлено, что скорость резания оказывает существенное влияние на усадку стружки (рис. 3, а). При $v = 70 \dots 100$ м/мин наблюдается максимальная усадка стружки. Так, при точении резцами из Т30К4 максимальная усадка стружки $\xi_s = 5,6$; алмазными — 4,8; лейкосапфировыми — 4,5. По ширине усадка соответственно была равна: 1,7; 1,5; 1,35. Нужно отметить, что на коэффициент усадки стружки по ширине скорость резания оказывает меньшее влияние, чем на усадку по длине. Так, для лейкосапфира при точении стали 45 с $v = 100$ м/мин, $\xi_s = 1,35$; а с $v = 200$ м/мин — $\xi_s = 1,26$. Горбообразность кривой усадки стружки от скорости наблюдается не всегда. Так, при подаче $s = 0,02$ мм/об усадка стружки с увеличением скорости резания монотонно убывает.

Смещение горбов на кривых усадки стружки для различных инструментальных материалов объясняется, видимо, тем, что максимальная усадка стружки характерна для определенной температуры в зоне резания. Для различных инструментальных материалов эта температура достигается при различных скоростях резания.

На усадку стружки по ширине большое влияние оказывает форма вершины резца. Для резцов с прямолинейной режущей кромкой она значительно меньше, чем для радиусных.

Сопоставляя результаты экспериментов по усадке стружки (см. табл. 1), полученные весовым методом и методом двух микроскопов, нетрудно заметить, что разброс экспериментальных

Таблица 1. Изменения усадки стружки при точении резцами из лейкосапфи

Метод измерения	Скорость резания,			
	40	53	70	85
двух микроскопов	2,9	3,4	3,6	4,25
	2,7...3,1	3,2...3,6	3,4...3,8	4,0...4,5
песочной	2,85	3,5	3,65	4,25
	2,4...3,3	2,8...3,2	3,2...4,1	3,9...4,6

данных в первом случае значительно больше, чем во втором. Преимущество метода двух микроскопов состоит еще и в том, что он менее трудоемок в сравнении со всеми существующими методами определения усадки стружки.

Метод двух микроскопов позволяет измерять усадку стружки при точении чугуна, спеченных порошковых материалов и закаленных сталей, т.е. в случаях, когда образуется элементная стружка.

Используя свойство прозрачности лейкосапфира для видимой области спектра, были изготовлены специальные резцы (см. рис. 2, б), которые позволили измерить контактные площадки (изношенные участки) резца в процессе резания. Необходимо отметить, что результаты измерений по обоим методам практически полностью совпали.

Построенные по результатам измерений графики зависимости длины контакта от скорости резания (рис. 3, б) показывают, что увеличение скорости резания свыше 100 м/мин сказывается на уменьшении длины контакта стружки с передней поверхностью. Выявлено также, что длина контакта стружки более резко уменьшается в диапазоне скоростей 100...250 м/мин и менее значительно — в диапазоне скоростей 250...350 м/мин.

Таким образом, исследованиями подтверждается, что длина контакта стружки уменьшается при увеличении угла сдвига и увеличивается при его уменьшении. Изменение длины контакта в процессе резания находится в тесной взаимосвязи с деформацией срезаемого материала и условиями взаимодействия стружки и инструмента.

Этим, видимо, и объясняется аналогичный характер изменения кривых усадки стружки (см. рис. 3, а) и длины контакта стружки с передней поверхностью резца (см. рис. 3, б).

При исследовании коэффициентов трения лейкосапфира с различными конструкционными материалами было применено спе-

м/мин				
100	135	165	200	300
4,5 4,2...4,8	4,2 3,9...4,5	4,0 3,8...4,2	3,7 3,5...3,9	3,25 3,0...3,5
4,4 4,0...4,8	4,15 3,7...4,6	4,0 3,7...4,3	3,6 3,4...3,8	3,25 3,0...3,5

циальное устройство для измерения величины контактной площадки образца непосредственно в процессе трения (см. рис.2,б).

Образец 1 закреплен с помощью прихвата 2 в державке 8. Поверхности 2, 5 и 10 отполированы, а опорная поверхность 9 имеет зеркальное покрытие. Освещение зоны контакта осуществляется источником света 3. Микроскоп 6 с сеткой 7 предназначен для измерения контактных площадок трения непосредственно в процессе работы.

Исследование коэффициента трения проводилось при нормальном давлении $9,8 \cdot 10^7$ Па для стали 45 и $49 \cdot 10^6$ Па — для алюминиевого сплава Д16Т.

Из рис. 4 следует, что изменение μ в зависимости от скорости трения носит явно не монотонный характер.

Анализируя результаты экспериментов, следует отметить, что при высоких скоростях трения (200...300 м/мин) на кривых наблюдается минимум, причем наибольшее значение $\mu = 0,35$ — у пары Т30К4 — сталь 45.

Известно, что непосредственной однозначной функциональной связи между износом и коэффициентом трения не наблюдается. Это указывает на наличие более сложной связи износа и механизма трения инструментальных и обрабатываемых материалов. Однако с качественной стороны величина коэффициента трения может быть использована для объяснения интенсивности износа инструмента (увеличивается коэффициент трения — возрастает и интенсивность износа). Таким образом, подтвердилось наше предположение о том, что μ оказывает определенное влияние на износ инструмента, усадку стружки и величину контактных площадок.

ЛИТЕРАТУРА

1. Николаев В.А. Резец: А. с. 277507 (СССР). — БИ, 1970, № 24.
2. Николаев В.А. Устройство для исследования взаимодействия режущей пластинки и обрабатываемой детали в зоне их контакта: А. с. 499978 (СССР). — БИ, 1976, № 3.
3. Николаев В.А. Устройство для измерения температуры в зоне резания. — Станки и инструмент. 1972, № 11.

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ДОВОДКИ ШАРИКОВ

С целью выяснения влияния частоты вращения n доводочного диска, рабочего давления P и динамических свойств доводочного станка на процесс доводки были проведены экспериментальные исследования на безэлеваторном стенде, причем подвижный диск устанавливался на опоры различного типа: обычный упорный шарикоподшипник и гидростатический подшипник.

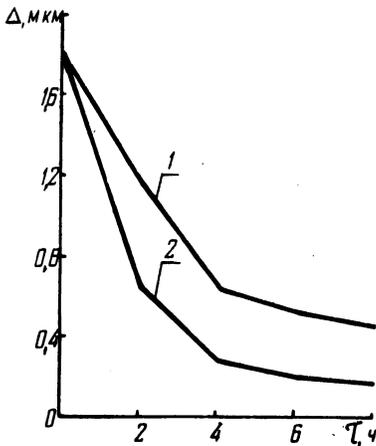


Рис. 1. Изменение погрешности геометрической формы Δ во времени:

1 — обычный метод; 2 — новый метод.

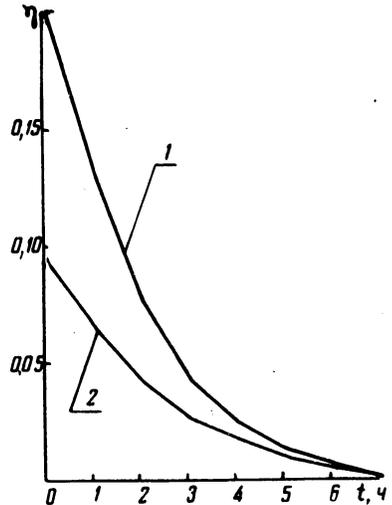


Рис. 2. "Относительное опережение" шариков относительно доводочных дисков η во времени:

1 — обычный метод; 2 — новый метод.

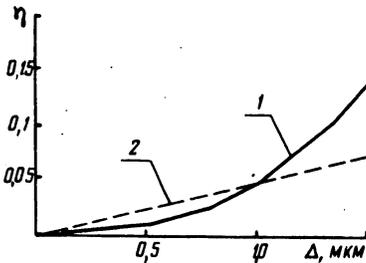


Рис. 3. "Относительное опережение" шариков относительно доводочных дисков в зависимости от погрешности геометрической формы:

1 — обычный метод; 2 — новый метод.

В результате экспериментальных исследований доводки шариков при различных условиях были получены следующие зависимости: изменение погрешности геометрической формы (некруглость) шариков во времени (рис. 1); "относительное опережение" шариков относительно доводочных дисков η во времени (рис. 2) и в зависимости от погрешности геометрической формы Δ (рис. 3). Под "относительным опережением" понимаем

$$\eta = \frac{i_T - i}{i},$$

где $i_T = 1,85$; $i = \frac{\omega_D}{\omega_{Ц.Ш}}$; ω_D — частота вращения доводочного диска, об/с; $\omega_{Ц.Ш}$ — частота вращения центра шариков, об/с.

Вид графиков зависимости некруглости Δ от времени обработки τ шариков позволяет предположить, что наилучшим образом результаты экспериментов могут быть описаны моделью вида

$$\Delta = \Delta_0 - a_0 (1 - e^{a_1 \tau}), \quad (1)$$

где Δ_0 — начальная погрешность геометрической формы шариков; a_0 — параметр, характеризующий допустимую точность доводки $\Delta_{ост}$, т.е. при $\tau \rightarrow \infty$ $\Delta_{ост} = \Delta_0 - a_0$; (2)

a_1 — параметр, характеризующий производительность доводки, (чем больше a_1 , тем скорее $\Delta = \Delta_{ост}$).

В результате математической обработки экспериментальных данных были найдены вид и параметры зависимости параметров модели (1) от частоты вращения нижнего доводочного диска n и рабочего давления P :

$$a_0 = f_1(n, P);$$

$$a_1 = f_2(n, P).$$

Для обычного метода:

$$a_0 = -0,155 + 0,979n + 1,39 \cdot 10^{-3}P - 0,29n^2 - 5,93 \cdot 10^{-7}P^2; \quad (3)$$

$$a_1 = -1,295 + 0,239n + 1,369 \cdot 10^{-3}P - 0,116n^2 - 4,97 \cdot 10^{-7}P^2. \quad (4)$$

Для нового метода:

$$a_0 = 1,28 - 0,1979n + 1,02 \cdot 10^{-3}P + 0,05n^2 - 0,48 \cdot 10^{-6}P^2; \quad (5)$$

$$a_1 = 0,1484 - 0,736n + 0,196n^2 + 0,1305 \cdot 10^{-4}P - 0,365 \cdot 10^{-8}P^2. \quad (6)$$

Данные зависимости позволяют определить оптимальное сочетание значений частоты вращения доводочного диска n и усилия прижима P с точки зрения достижимой точности и максимальной производительности процесса доводки шариков.

Согласно уравнению (2), остаточная погрешность геометрической формы шариков будет минимальной, когда a_0 достигнет максимального значения. Тогда оптимальное сочетание $P_{\text{опт}1}$ и $n_{\text{опт}1}$ можно определить из условия

$$\frac{\partial a_0}{\partial n} = 0; \quad \frac{\partial a_0}{\partial P} = 0. \quad (7)$$

Подставляя в уравнение (7) значения a_0 из уравнения (3), получим для обычного метода доводки

$$\begin{aligned} 0,979 - 0,294 \cdot 2n &= 0; \\ 1,39 \cdot 10^{-3} - 5,93 \cdot 10^{-7} \cdot 2P &= 0. \end{aligned} \quad (8)$$

Откуда

$$n_{\text{опт}} = 1,665 \text{ об/с}; \quad P_{\text{опт}} = 1290 \text{ Н}.$$

Аналогично для нового метода

$$\begin{aligned} -0,178 + 2 \cdot 0,05 \cdot n &= 0; \\ 1,02 \cdot 10^{-3} - 0,48 \cdot 10^{-6} \cdot 2P &= 0. \end{aligned} \quad (9)$$

Откуда

$$n_{\text{опт}} = 1,98 \text{ об/с}; \quad P_{\text{опт}} = 1060 \text{ Н}.$$

Величины оптимальных значений частоты вращения доводочного диска $n_{\text{опт}}$ и рабочего давления $P_{\text{опт}}$, дающие наибольшую производительность, определяются из условий

$$\frac{\partial a_1}{\partial n} = 0; \quad \frac{\partial a_1}{\partial P} = 0. \quad (10)$$

Подставляя значения a_1 из уравнения (4) в уравнение (10), получим для обычного метода

$$\begin{aligned} 0,2329 - 2 \cdot 0,1166 n &= 0; \\ 1,369 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 4,97 \cdot 10^{-7} \cdot P &= 0. \end{aligned} \quad (11)$$

Откуда

$$n_{\text{опт}} = 1 \text{ об/с}; \quad P_{\text{опт}} = 1380 \text{ Н}.$$

Аналогично для нового метода

$$\begin{aligned} -0,7362 + 2 \cdot 0,1962 n &= 0; \\ 0,1305 \cdot 10^{-4} - 2 \cdot 0,365 \cdot 10^{-8} P &= 0. \end{aligned} \quad (12)$$

Откуда

$$n_{\text{опт}} = 1,88 \text{ об/с}; \quad P_{\text{опт}} = 1850 \text{ Н.}$$

Достижимая точность доводки шариков для двух методов, согласно уравнениям (2, 3, 5), с учетом оптимальных значений параметров частоты вращения n и рабочего давления P будет: для обычного метода — $\Delta_{\text{ост}} = 0,277$ мкм; для нового метода — $\Delta_{\text{ост}} = 0,144$ мкм.

Значения параметра a_1 , характеризующего производительность доводки, с учетом оптимальных значений параметров n и P , согласно уравнениям (4, 6), будут: для обычного метода — $a_{11} = -0,2359$; для нового метода — $a_{12} = -0,5790$.

Вид графиков зависимости "относительного опережения" η во времени τ позволяет предположить, что наилучшим образом результаты экспериментов могут быть описаны моделью вида

$$\eta = \eta_0 - a_0 (1 - e^{a_1 \tau}), \quad (13)$$

где

$$a_0 = f_1(n, P);$$

$$a_1 = f_2(n, P).$$

После математического анализа экспериментальных данных были найдены следующие функциональные зависимости.

Для обычного метода:

$$a_0 = 0,337 - 0,231n + 0,763 \cdot 10^{-4}P + 0,0744n^2 - 0,1186 \cdot 10^{-7}P^2; \quad (14)$$

$$a_1 = -0,463 + 0,215n - 0,45 \cdot 10^{-3}P - 0,139n^2 + 0,206 \cdot 10^{-6}P^2. \quad (15)$$

Для гидростатической опоры:

$$a_0 = 0,096 - 0,0218n + 0,19 \cdot 10^{-4}P - 0,17 \cdot 10^{-3}n^2 + 0,913 \cdot 10^{-8}P^2; \quad (16)$$

$$a_1 = -0,441 + 0,035n - 0,26 \cdot 10^{-3}P - 0,953 \cdot 10^{-2}n^2 - 0,73 \cdot 10^{-7}P^2. \quad (17)$$

Вид графиков зависимости "относительного опережения" η от некруглости Δ позволяет предположить, что наилучшим образом результаты опытов могут быть описаны моделью вида

$$\eta = \Delta(a_1 + a_2 \Delta), \quad (18)$$

где

$$a_1 = f_1(n, P), \quad a_2 = f_2(n, P).$$

Математический анализ экспериментальных данных показал, что:

для обычной опоры

$$a_1 = -0,243 + 0,206n + 0,88 \cdot 10^{-4} \cdot P - 0,552n^2 - 0,528 \cdot 10^{-7} \cdot P^2; \quad (19)$$

$$a_2 = 0,252 - 0,201n - 1,474 \cdot 10^{-5} \cdot P + 0,058n^2 + 0,224 \cdot 10^{-7} \cdot P^2; \quad (20)$$

для гидростатической опоры

$$a_1 = -0,014 + 0,005 \cdot n + 0,827 \cdot 10^{-4} \cdot P - 0,0008 \cdot n^2 - 0,449 \cdot 10^{-7} \cdot P^2. \quad (21)$$

$$a_2 = -0,054 - 0,024n - 0,442 \cdot 10^{-4} \cdot P + 0,004n^2 + 0,298 \cdot 10^{-7} \cdot P^2. \quad (22)$$

Полученные результаты анализа методов доводки и математических моделей этих методов дают возможность сделать следующие выводы:

1. Математическая модель процесса доводки шариков позволяет определить оптимальные значения параметров доводки.

2. Наибольшую точность и производительность дает доводка шариков при установке подвижного диска на гидростатической опоре. Достижимая точность доводки с использованием гидростатической опоры в 2,5 раза, а производительность процесса (при одинаковых требованиях к точности) в 2 раза выше, чем с обычной опорой.

3. Оптимальные значения рабочего давления P , обеспечивающие максимальную производительность и точность доводки, существенно различны. Поэтому рекомендуется начинать процесс при значениях рабочего давления P , обеспечивающих максимальную скорость исправления погрешности геометрической формы, а через время, соответствующее 0,25...0,35 длительности цикла, изменять значение P до величины, обеспечивающей максимальную точность доводки.

4. Наличие тесной корреляционной связи между погрешностью формы и "относительным опережением" шариков позволяет построить адаптивную систему управления процессом, изменяющую, с целью повышения производительности и качества доводки, величину рабочего давления и частоты вращения диска в зависимости от мгновенного усредненного значения погрешности формы.

УПРОЧНЕНИЕ МАТЕРИАЛА ИНСТРУМЕНТА МЕТОДОМ ВЗРЫВА

Современное развитие различных отраслей народного хозяйства, в том числе новых областей техники (ракетная, атомная, самолетостроение, радиоэлектроника и др.) требует создания материалов, способных работать при высоких скоростях и температурах, значительных нагрузках в условиях агрессивных сред и т.д. К таким материалам относятся, например, многослойные материалы с высокой удельной прочностью и повышенными физико-механическими свойствами, хорошими эксплуатационными качествами. Возникает необходимость создания материалов с особыми свойствами и освоение новых технологических процессов их производства. В последние годы все большее применение в металлообработке получили взрывчатые вещества (ВВ). Посредством взрыва можно создавать давление в широком диапазоне. Высокие давления определяют особые условия деформации металлов и изменение их свойств (прочности, плотности, твердости и т.д.); позволяют деформировать материалы, не поддающиеся обработке давлением при обычных скоростях и условиях деформации, осуществлять сварку разнородных металлов, имеющих большую разность температур плавления; получать изделия с заданными механическими свойствами.

Суть упрочнения путем взрывной обработки состоит в изменении субструктуры металла, искажения под действием энергии взрыва его кристаллической решетки и т.д., что приводит к увеличению твердости и прочности материала [1]. Применяют ВВ в различных технологических процессах обработки металлов: упрочнение сварки, штамповки, чеканки, резки, клепки и др.

Как мощный и сравнительно дешевый источник энергии ВВ весьма удобны для возбуждения ударных волн высокой интенсивности, а также для получения высоких скоростей соударения молекул в теле.

В процессах обработки металлов давлением с применением энергии взрыва в основном используются в качестве энергоносителя бризантные ВВ, имеющие высокую скорость детонации и максимальное давление на фронте детонационной волны.

Упрочнение энергией взрыва может осуществляться путем воздействия взрывчатого вещества, находящегося в контакте с заготовкой, либо от ударного нагружения взрывом заготовки, препят-

ствующей фронту ударной волны. При этом в отличие от сварки взрывом, упрочнение можно осуществлять как скользящей детонационной волной, так и ударными волнами [1,2]. Такой метод широко применяется при упрочнении штамповых сталей и инструментальных материалов. Стойкость штампового инструмента из стали 3Х2В8 после упрочнения возрастает в 5...6 раз [1] -

Увеличение стойкости штампового инструмента, упрочненного взрывом, позволило предположить возможность применения взрывного упрочнения к инструменту из вольфрамсодержащих сталей. Для получения максимального эффекта от взрывного упрочнения была предложена деформационная схема нагружения, при которой под действием импульсной нагрузки, создаваемой энергией взрыва, упрочняемая заготовка осаживается на оправку. При этом имеется три характерные зоны деформации: на наружной поверхности наблюдается упрочнение металла за счет контактного воздействия продуктов детонации на деформированную в процессе обжима заготовку; в центральной части происходит упрочнение деформационного характера; внутренние слои упрочняются как от действия пластической деформации, так и от удара внутренней поверхности об оправку. Максимальное упрочнение наблюдается на внутренней и наружной поверхностях заготовки. Упрочнение заготовки может осуществляться до предельных степеней деформации, характерных для каждого материала, температуры и схемы нагружения. В данном случае схема нагружения — объемное сжатие, что позволяет получить достаточно высокие значения предельных степеней деформации, а следовательно, и упрочнение металла. При деформации, превосходящей допустимую степень деформации, наблюдается разрушение материала с образованием трещин, идущих от внутренних слоев приблизительно под углом 45° , то есть по плоскостям, где имела место максимальная пластическая деформация.

Были изготовлены заготовки из стали Р6М5 (сталь в состоянии поставки), которые подвергались деформационному упрочнению с максимальной степенью деформации (до 12%). Степень деформации для данной стали оказалась критической. Поэтому произошло разрушение материала после изготовления фрез при последующей их термообработке. При степени деформации 6...8% нарушений сплошности материала не наблюдалось. Для упрочнения при более высоких степенях деформации было предложено ведение процесса упрочнения с нагревом, что позволило получить материал со степенью деформации до 15...20%.

Характерной особенностью упрочнения взрывом является значительное дробление блоков мозаики структуры с изменением

или без существенного изменения размера зерен при прохождении по материалу фронта ударной волны. Исследования структуры упрочненного материала показали, что распределение карбидов по сечению заготовки неравномерно и максимальная плотность их имеет место у внутренней и наружной части цилиндрической заготовки.

В настоящее время заготовки для фрез упрочняются со степенью деформации до 12%. Проводятся сравнительные стойкостные испытания обычных фрез и фрез, изготовленных из упрочненного материала.

ЛИТЕРАТУРА

1. Б е л я е в В.И., К о в а л е в с к и й В.Н. Высокоскоростная деформация металлов. — Мн., 1976. 2. К р у п и н А.В. Деформация металлов взрывом. — М., 1975.

УДК 621.048.6.001.57:669.256+621.78

Л.Г. ПАВЛОВ, Н.М. ГАЙСЕНКО

ИСПЫТАНИЕ ТОЛКАТЕЛЕЙ КЛАПАНОВ ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ НА ИЗНОС

Данная работа посвящена проблеме повышения долговечности толкателей клапанов двигателей внутреннего сгорания Минского моторного завода.

В настоящее время на ММЗ толкатели, изготавливаемые из стали 20Х с последующей термической обработкой, не обеспечивают установленный ресурс работы двигателя в 6000 моточасов. Поэтому завод вынужден дополнительно к каждому двигателю выделять два толкателя в качестве запасных частей. Отсюда понятен интерес, который проявляется к новым технологическим методам по упрочнению деталей двигателей внутреннего сгорания.

Испытанию на износ были подвергнуты толкатели, упрочненные износостойким чугуном в ультразвуковом поле. Ультразвуковая обработка упрочненной поверхности толкателей обеспечила получение мелкозернистой структуры чугуна с равномерно распределенным графитом; повышение твердости чугуна после закалки по сравнению с необработанными, а также стабильность структурной технологической наследственности.

Целью настоящих исследований было установление износостойкости толкателей, упрочненных в ультразвуковом поле. Испытания проводились на специально спроектированном и изготов-

ленном стенде, имитирующем двигатель внутреннего сгорания. Преимущество этого стенда заключалось в том, что при легкой сборке-разборке стенда и установке толкателей по сравнению с реальным двигателем, в нем полностью имитируются условия работы толкателей в двигателе.

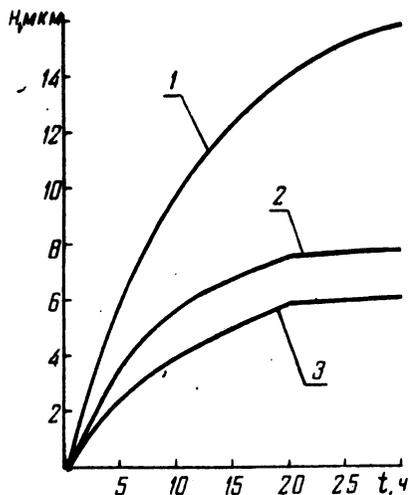


Рис. 1. Зависимость износа от числа циклов:
 1 — толкатели, изготовленные из стали 20Х; 2 — толкатели, упрочненные износостойким чугуном; 3 — толкатели, упрочненные износостойким чугуном с последующей ультразвуковой обработкой.

Оценку износа поверхности толкателя осуществляли путем измерения этой детали с помощью измерительной головки с ценой деления 0,001 мм. Для обеспечения высокой точности оценки износа и стабильности результатов измерения торцы толкателей, противоположные головке, шлифовались с последующей доводкой на чугунных плитах с применением алмазной пасты. Предварительная настройка измерительной установки на контролируемый размер осуществлялась по плоско-параллельным мерам с минимальным натягом измерительного наконечника головки, не превышающим 0,2 мм. Все это обеспечило получение надежных результатов измерения величин износа после каждого этапа исследований. Длительность каждого этапа составляла $435 \cdot 10^3$ циклов. После наработки названного числа циклов производилась разборка стенда для извлечения толкателей и последующей оценки износа. Толкатели перед измерением промывались в ацетоне, охлаждались до комнатной температуры (293 К) и после этого измерялся износ. Величина износа определялась как среднее пяти измерений для каждого этапа испытаний. Износ толкателей, упрочненных ультразвуком, сравнивали с износом толкателей, не подверженных ультразвуковой обработке, а также изготовленных из стали 20Х.

Результаты исследования износа толкателей представлены на рис. 1. Из графика видно, что износостойкость упрочненных толкателей в ультразвуковом поле повысилась в 2,7 раза по сравнению с серийными и в 1,3 раза по сравнению с неподвергнутыми ультразвуковой обработке.

ЛИТЕРАТУРА

1. Павлов Л.Г., Гайсенок Н.М. Исследование ультразвуковой обработки износостойкого чугуна с обоснованием принятых режимов. — В сб.: Машиностроение. Мн., 1978, вып. 1.

УДК 621.791.92

А.А.САКОВИЧ, В.В.БАБУК

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОЙ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ НАПЛАВЛЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ ТРЕНИИ

В настоящее время с целью восстановления деталей машин при ремонтах применяют различные виды наплавки. Однако, ресурс работы восстановленных деталей чаще бывает ниже серийных, так как в результате наплавки не всегда удается получить покрытия с требуемыми физико-механическими свойствами.

Одним из перспективных способов повышения эксплуатационных характеристик деталей машин, восстановленных наплавками, является поверхностная высокотемпературная термомеханическая обработка (ПВ ТМО).

Нами были проведены работы по исследованию влияния ПВ ТМО на износостойкость образцов, которые были предварительно наплавлены проволокой 65Г, а также проволокой Нп-65 под слоем флюса, содержащего 95,5% флюса АН-348А, 2,5% порошкового графита, 2% феррохрома № 6 и 5% жидкого стекла. Размеры образцов 80x20x10 мм, толщина наплавленного слоя 2 мм.

На глубине 0,5 мм от поверхности образцов зафиксирован следующий химический состав наплавки: феррохром—основа (С — 0,55%, Cr — 0,83%, Mn — 1,60%, Si — 1,40%, S — 0,022%, P — 0,055%), сталь 65Г — основа (С — 0,41%, Mn — 0,38%, Si — 0,20%, S — 0,03%).

ПВ ТМО и исследование износостойкости образцов проводились по схеме и методике, приведенным в работе [1].

Исследования проводились при удельных давлениях от 4,9 до 24,5 МПа и скорости равной 2,36 м/с. При этом путь трения образцов составил $63 \cdot 10^4$ м. Результаты экспериментальных исследований представлены на рис. 1. Как видно, износ образцов, подвергнутых ПВ ТМО, значительно меньше износа образцов из стали 45, закаленной до твердости HRC 45...48, а также образцов, наплавленных и закаленных. Так образцы, наплавленные под слоем флюса на основе феррохрома и упрочненные ПВ ТМО при скорости скольжения 2,36 м/с и давлением 19,6 МПа, имели износ 6,11 мг; образцы, наплавленные проволокой 65Г — 8,03 мг (эталон 14,35 мг). Следовательно, при ПВ ТМО наплавленных поверхностей на основе феррохрома износ уменьшился в 2,33 и 1,53 раза соответственно по сравнению с эталоном. В то же время износ закаленных образцов изменился в 1,43 и 1,18 раза по сравнению с эталоном. Из рис. 1 видно, что при увеличении удельного давления при трении эффект ПВ ТМО также возрастает.

К основным факторам, уменьшающим износ наплавленных поверхностей, в результате ПВ ТМО можно отнести: измельчение карбидов, которые имеют преимущественно вытянутую форму и расположены в виде прямолинейных цепочек; повышение плотности дислокаций; диспергирование структуры.

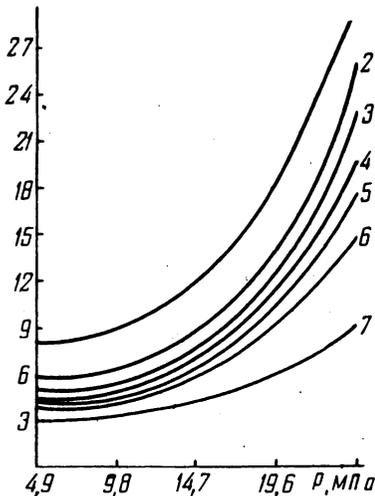


Рис. 1. Зависимость износа образцов от удельного давления при трении по чугуны:

- 1 — наплавка проволокой 65Г; 2 — сталь 45 твердостью HRC45...48;
- 3 — наплавка на основе феррохрома; 4 — наплавка проволокой 65Г, закаленной;
- 5 — наплавка на основе феррохрома, закаленная; 6 — наплавка проволокой 65Г, упрочненная ПВ ТМО; 7 — наплавка на основе феррохрома, упрочненная ПВ ТМО.

Таким образом, в результате ПВ ТМО наплавленных поверхностей износ уменьшается по сравнению с закаленной сталью 45. Причем, с увеличением удельного давления при трении эффект ПВ ТМО возрастает.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сакович А.А., Бабук В.В. Исследование влияния поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки на износостойкость наплавленных поверхностей в зависимости от скорости скольжения. — В сб.: Машиностроение. Мн., 1978, вып. 1.

УДК 621.784.4

В.В.БАБУК, А.А.ЯРОШЕВИЧ

ИССЛЕДОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ И ВОЛНИСТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОБКАТКЕ РОЛИКАМИ

Одним из основных технологических факторов, определяющих качество поверхностного слоя металлических деталей при поверхностной пластической деформации (ППД) роликами, является нормальное усилие обкатки. Установлено, что с увеличением усилия обкатки шероховатость поверхности сначала улучшается вследствие заполнения исходных микронеровностей, а затем начинает ухудшаться из-за перенаклепа поверхностного слоя металла и возникновения шелушения поверхности.

Однако ППД особенно с большими усилиями приводит к существенным изменениям геометрических параметров обкатываемой поверхности не только в микро-, но и в макрообъемах.

Влияние нормального усилия на шероховатость и волнистость обкатываемой поверхности исследовалось на цилиндрических образцах из стали 45 и исходной твердостью НВ 197...210. Предварительная обработка образцов производилась методом продольного точения твердосплавным режущим инструментом. Для исследования использовались две серии образцов с различной шероховатостью поверхности, полученной после точения: $R_a = 7,8$ мкм и $R_a = 2,8$ мкм соответственно.

Обкатка образцов осуществлялась на универсальном токарном станке при помощи однороликового приспособления упругого действия. Геометрические параметры ролика: диаметр — 65 мм, профильный радиус — 5 мм. Усилие обкатки варьировалось в пределах от 50 до 2500 Н, подача — от 0,07 до 0,34 мм/об. Определение параметров шероховатости и волнистости производились с помощью профилометра — профилографа "Тейллиин-5".

Оценка шероховатости производилась по среднему арифметическому отклонению микропрофиля R_a , согласно ГОСТ 2789—73, которое определялось путем непосредственного измерения на приборе.

Оценка волнистости, согласно проекту стандарта СЭВ РС3951-39, [2] производилась по высоте волнистости W_z , представляющей среднее арифметическое значение из пяти высот волнистости, определяемых как расстояние между линиями, касающимися наивысших и наименее точек профиля волнистости в пределах участка измерения и эквидистантных к средней линии профиля.

$$W_z = \frac{1}{5} (W_1 + W_2 + W_3 + W_4 + W_5).$$

Значения $W_1 \dots W_5$ определялись по волнограммам.

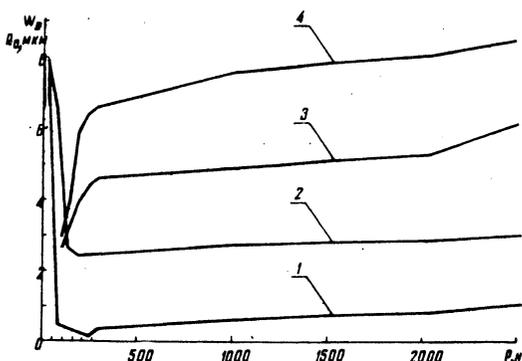


Рис. 1. Зависимость шероховатости (1 и 2) и волнистости (3 и 4) после обкатки поверхности с подачами 0,07 мм/об (1 и 3) и 0,21 мм/об (2 и 4) при исходном значении $R_a = 7,8$ мкм.

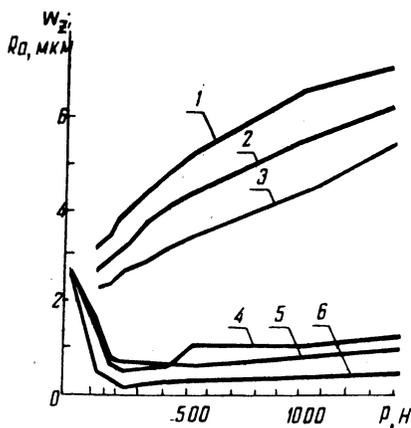


Рис. 2. Зависимость шероховатости (4, 5 и 6) и волнистости (1, 2 и 3) после обкатки поверхности с подачами 0,07 мм/об — 3 и 6, 0,21 мм/об — 2 и 5 и 0,34 мм/об — 1 и 4 при исходном значении $R_a = 2,8$ мкм.

Результаты исследования приведены на рис. 1 и 2, из которых видно, что графики зависимости среднего арифметического отклонения профиля R от усилия обкатки имеют два четко выраженных участка. На первом участке, который может быть назван участком нивелирования исходного микрорельефа, при неболь-

ших усилиях обкатки шероховатость поверхности с увеличением усилия интенсивно уменьшается и в некотором интервале нагрузки достигает минимума. Этот участок характеризуется быстрым изменением исходной шероховатости за счет пластической деформации микронеровностей поверхности и нивелирования микровыступов и микровпадин. В конце первого участка возможности заполнения микровпадин постепенно исчерпываются и начинает создаваться новый микрорельеф.

На втором участке, несмотря на увеличение усилия обкатки, в несколько раз (до 2500 Н и более), параметр R_a практически не изменяется: наблюдается лишь незначительный монотонный рост величины шероховатости поверхности.

Граница перехода первого участка во второй зависит от пластических свойств обрабатываемого материала, исходной шероховатости, поверхности, размерно-геометрических параметров процесса ППД и других факторов.

В начале второго участка вследствие увеличения объема пластической деформации (так как при этом деформацию претерпевают уже не только микронеровности, но и некоторый поверхностный слой детали) на обрабатываемой поверхности начинает появляться волнистость с высотой волны, превосходящей высоту микронеровностей.

Средний шаг волнистости $S_{W_{cp}}$ в первой серии опытов (рис.1) колебался от 1,0 до 1,2 мм, а отношение шага волны к ее высоте $S_{W_{cp}}/W_z$ — от 120 до 450. Во второй серии опытов (рис. 2) эти показатели колебались в пределах от 0,7 до 0,85 мм и от 100 до 325 соответственно.

Приведенные значения характеризуют исследуемые неровности поверхности как волнистость, к которой относятся неровности при отношении шага к высоте более 40 [2].

С увеличением усилия обкатки высота волнистости интенсивно растет, особенно в начале данного участка. При больших усилиях высота волны значительно превышает высоту микронеровностей обкатанной поверхности. Особенно это характерно для серии опытов с меньшей исходной шероховатостью, в которых была зафиксирована волнистость с высотой волны, превосходящей даже среднюю высоту микронеровностей исходной поверхности.

Величина продольной подачи оказывает влияние как на шероховатость, так и на волнистость обкатанной поверхности. С увеличением подачи от 0,07 до 0,34 мм/об наблюдается увеличение параметров R_a и W_z во всем диапазоне исследованных усилий об-

катки. Особенно рельефно это проявляется при большей исходной шероховатости поверхности.

Таким образом, волнистость поверхности, которая также как и шероховатость, влияет на эксплуатационные свойства детали, в значительной степени зависит от режимов ППД. Поэтому оптимизация режимов обкатки роликами как отделочной обработки должна выполняться на основе параметров шероховатости и волнистости поверхности в комплексе.

Как показывают проведенные исследования, оптимальные значения нормального усилия при отделочной обработке роликами лежат на границе между участками нивелирования исходного и формирования нового микрорельефа поверхности.

Итак, график зависимости $R_a = f(P)$ при отделочной обкатке роликами может быть разделен на два характерных участка, границей между которыми является значение нормального усилия, обеспечивающее минимальную шероховатость и волнистость поверхности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А. Чистовая и упрочняющая ротационная обработка поверхностей. — М., 1968.
2. Прилуцкий В.А. Технологические методы снижения волнистости поверхностей. — М., 1978.

УДК 621.785

В.Г.ХОДОСЕВИЧ, А.И.ШЕВЦОВ,
В.С.ИВАШКО, Г.Я.БЕЛЯЕВ

К ВОПРОСУ ОПЛАВЛЕНИЯ МЕТАЛЛИЗАЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ

Износостойкость трущейся поверхности во многом определяется ее прочностными параметрами и маслоудерживающей способностью. Для упрочнения поверхностей трения деталей машин широко применяется процесс газотермической металлизации самофлюсующимися твердыми сплавами. Маслоудерживающая способность может быть улучшена путем специальной обработки металлизационных покрытий [1]. Как показали предварительные опыты, такую обработку целесообразно проводить при оплавлении нанесенных слоев. Предлагаемая статья посвящена исследованию и выбору режимов оплавления, обеспечивающих повышенную маслоудерживающую способность покрытий.

При подготовке образцов осуществляли плазменную металлизацию деталей из конструкционных сталей самофлюсующимся сплавом ПГ-СР4. При этом покрываемую поверхность размером $(130...250) \times 10^{-4}$ м подвергали струйной обработке стальной сечкой, после чего напыляли слой сплава в режиме: напряжение дуги — 90 В; ток дуги — 200 А; расход плазмообразующего газа (азота) — $3,8 \text{ м}^3/\text{ч}$; расход транспортирующего газа (азота) — $0,15 \text{ м}^3/\text{ч}$; грануляция порошка сплава ПГ-СР4—80...100 мкм.

Детали с нанесенными покрытиями нагревали в муфельной печи до температуры 1150 К. Затем при температуре 1320 К выполняли частичное оплавление покрытий газокислородной горелкой типа "Москва" со специальной насадкой. Площадь оплавленных участков в виде полосок соответственно составляла 60, 80 и 85%. После оплавления детали с покрытиями охлаждали со скоростью 200 град/ч и затем подвергали механической обработке шлифовальным кругом из эльбора.

Наличие неоплавленных участков с увеличенной пористостью создает предпосылки для улучшения маслоудерживающей способности нанесенного слоя сплава. Эти участки также имеют форму полосок и равномерно чередуются с оплавленными зонами. Кроме того, они расположены перпендикулярно к вектору скорости скольжения в паре трения. Такое расположение позволяет получить наиболее равномерный и стабильный слой смазки между трущимися изделиями. С точки зрения наименьшего снижения физико-механических свойств покрытий и прочности сцепления их с материалом изделия ширина неоплавленных полосок должна быть минимальной. С другой стороны, минимальная ширина ограничивается технологическими возможностями устройств для оплавления и составляет 3...6 мм.

Регулировку и определение степени оплавления осуществляли путем анализа микрошлифов покрытий.

Полученные покрытия испытывали на износ по следующей методике. Образцы в виде дисков диаметром 60 мм и шириной 12 мм, вырезанные из металлизированных деталей, устанавливали на модернизированную машину трения МИ-1. На цилиндрической поверхности образцов неоплавленные участки покрытия равномерно чередовались по окружности с оплавленными зонами. Трение и износ дисковых образцов по цилиндрической поверхности проводили в паре с образцами размером $10 \times 5 \times 20$ мм, изготовленными из закаленной стали 45 (HRC 46...48). Скорость скольжения и удельное давление при трении соответственно составляли $2,0 \text{ м/с}$ и $1,0 \cdot 10^7 \text{ Н/м}^2$. В качестве смазки использовали машинное масло.

Т а б л и ц а 1. Испытание металлизационных покрытий

Относительная площадь оплавленных участков, %	Средний износ образцов с покрытиями, мг				Средняя некруглость образцов, мкм	
	количество оборотов шпинделя машины, об					
	$5 \cdot 10^5$	$10 \cdot 10^5$	$15 \cdot 10^5$	$20 \cdot 10^5$	до испытания	после испытаний
100	0,69	0,88	1,10	1,27	18,5	20,3
60	0,51	0,60	0,74	0,87	20,1	21,6
80	0,53	0,61	0,72	0,84	17,8	19,7
85	0,56	0,65	0,77	0,90	19,3	18,1

Для получения данных испытывали 5 образцов-дисков, для каждого из которых выполняли четыре замера весового износа через $5 \cdot 10^5$ оборотов шпинделя машины. При этом определяли среднеарифметические величины износа при различной длительности процесса трения. Для получения сравнительных данных параллельно проводили плазменное напыление однотипных деталей, но с применением известного способа обработки металлизационных покрытий, при котором осуществляли полное оплавление нанесенного слоя сплава ПГ-СР4.

Для изучения возможности неравномерного износа измеряли некруглость цилиндрических образцов до и после испытаний на износ. Замеры проводили на биенимере производства Karl Zeis Jena. Изменение некруглости характеризует потерю правильной геометрической формы образцов вследствие неравномерности износа.

Результаты испытаний покрытий представлены в табл. 1.

Как видно из таблицы, износ частиц оплавленного сплава ниже, чем у покрытий, обработанных по известному способу. Это объясняется улучшением маслоудерживающей способности и созданием равномерного и стабильного слоя смазки между трущими поверхностями.

Оптимальная относительная площадь оплавления находится в пределах 80...85%, и при дальнейшем ее уменьшении износостойкость покрытий изменяется мало. Кроме того, дальнейшее уменьшение площади оплавления вызывает существенное снижение прочности покрытия.

Результаты испытаний свидетельствуют также о том, что тенденция к неравномерному износу покрытий, обработанных по предлагаемому способу, отсутствует. При этом некруглости образцов до и после испытаний практически не отличаются.

Таким образом, меньшая продолжительность эксплуатации изделий вследствие неравномерности износа частично оплавленных металлизационных слоев исключается.

В заключение отметим, что рассмотренная технология может быть использована для получения покрытий, работающих в условиях трения со смазкой при статическом нагружении. В указанных условиях неоднородность свойств напыленных слоев не отражается на сроке службы и не вызывает их преждевременного разрушения.

Итак, исследованы режимы и разработана технология зонного оплавления металлизационных покрытий, позволяющая повысить маслоудерживающую способность и износостойкость напыленных слоев из самофлюсующихся твердых сплавов типа ПГ-СР; износостойкость металлизированных деталей, обработанных по новой технологии с оплавлением 80...85% площади покрытия, увеличивается в среднем в 1,4 раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. Способ обработки металлизационных покрытий / В.Г. Ходосевич, А.И. Шевцов, В.С. Ивашко, Г.Я. Беляев: А.с. 645984 (СССР) – БИ, 1979, № 5.

УДК 620.193.16

А.С.ШАМШУР, М.А.ЧЕБЛУКОВ, М.М.ПЕТРОСЯН

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ КАВИТАЦИОННОЙ СТОЙКОСТИ МАТЕРИАЛОВ В ПЕРИОД РАВНОМЕРНОГО РАЗРУШЕНИЯ

Исследования кавитационной стойкости материалов (КСМ) проводятся на специальной установке с магнестрикционным преобразователем (рис. 1). Способ крепления образца в таком случае обеспечивает равномерность приложения кавитационной нагрузки (КН) к нему и отсутствие дополнительных напряжений в его поверхностном слое, обычно возникающих при установке образца.

Испытания проводятся с различной интенсивностью кавитационного воздействия (ИКВ). Для изменения ИКВ варьируют параметрами режима работы установки: амплитудой колебаний торца концентратора магнестрикционного преобразователя; рабочим зазором между образцом и торцом концентратора; статическим давлением в камере; температурой рабочей жидкости.

КСМ характеризуется отношением скорости эрозии испытуемого материала $v_{э.и.м}$ к скорости эрозии сравниваемого материала ($v_{э.с.м}$) для периода равномерного разрушения.

КСМ определяется в зависимости от КН, т.е. $КСМ = f(КН)$.

КН определяется косвенным методом по ИКВ на образец из легкоразрушаемого материала. ИКВ оценивается: 1) числом кавитационных питтингов на единицу площади в единицу времени и 2) потерей веса за определенное время, т.е. $КСМ = f(ИКВ)$.

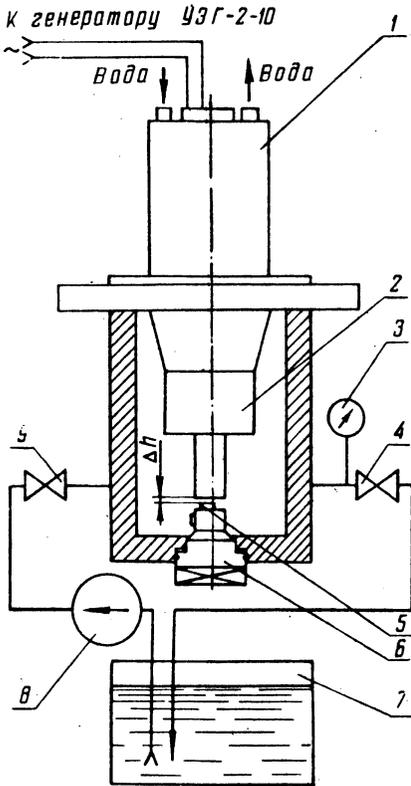


Рис. 1. Схема ультразвуковой установки:

1 — магнитострикционный преобразователь; 2 — концентратор; 3 — манометр; 4, 9 — краны; 5 — образец; 6 — держатель; 7 — емкость с рабочей жидкостью; 8 — насос.

При изменении ИКВ можно примерно смоделировать режимы работы материалов, близкие к реальным условиям, и определить с учетом масштабного фактора испытаний КСМ для этих условий.

Для большего приближения модели испытания к реальным условиям планируется введение в эксперимент фактора коррозии (ФК). Это позволит определить КСМ в зависимости от ИКВ и ФК, или $КСМ = f(ИКВ, ФК)$, а также показать, в каких пределах ИКВ фактор коррозии оказывает влияние на процесс эрозии.

Разработанная методика позволяет:

исследовать КСМ в широком диапазоне КН, определяемом ИКВ;

получить необходимую величину ИКВ варьированием параметров режима работы установки;

исследовать КСМ с учетом ФК;

введением ФК в эксперимент приблизить модель испытания к реальным условиям работы материалов;

выбрать один из исследуемых материалов для дальнейшей проверки его в реальных условиях эксплуатации.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ПООПЕРАЦИОННОГО ИЗМЕНЕНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ БОЧКООБРАЗНЫХ РОЛИКОВ, ПОЛУЧЕННЫХ МЕТОДОМ ПОПЕРЕЧНОЙ ПРОКАТКИ

Определение характера пооперационного изменения геометрических параметров тел качения роликовых подшипников имеет важное значение для выбора последовательности операций механической обработки и их количества.

В последнее время в подшипниковой промышленности заготовки роликов получают методом поперечной прокатки. При поперечной прокатке, в результате пластической деформации, происходит изменение физико-механических свойств поверхностного слоя роликов: повышается микротвердость за счет интенсивного наклепа, создается текстура и появляются остаточные напряжения сжатия.

При механической обработке бочкообразных роликов, полученных методом поперечной прокатки, наблюдается быстрый износ шлифовального круга в процессе шлифования поверхности качения роликов методом врезания. В результате термической обработки прокатанные ролики изменяют свои геометрические параметры: диаметр роликов увеличивается на 30...40 мкм, изменяется овальность, гранность поверхности качения роликов.

В задачу исследований входило определение оптимальных процессов: прокатки роликов (по величине оставляемого припуска на шлифование), механической обработки (шлифование) за счет выявления действия технологической наследственности и определения минимального количества технологических операций.

На первом этапе исследовался технологический процесс прокатки роликов из штучных цилиндрических заготовок, прошлифованных по торцу в размер $25 \pm 0,1$ мм и наружному диаметру $31,35 \pm 0,05$ мм.

Прокатка опытной партии роликов (1500 шт.) осуществлялась на станке ГД-8 при следующих режимах: рабочее давление в гидросистеме — $25 \cdot 10^5$ Па; частота вращения шпинделей — 31,5 об/мин; время цикла обработки одного ролика — 12 с; выпуск роликов в смену — 1600 шт.

Т а б л и ц а 1. Распределение геометрических параметров контрольной партии

Операция	Непараллельность торцов ролика по острым кромкам		Гранность поверхности качения роликов	
	мкм	%	мкм	%
Прокатка	10 ... 30	88	10 ... 20	45
	30 ... 50	8	20 ... 30	49
	50 ... 70	4	30 ... 40	6
Термообработка	10 ... 30	49	10 ... 20	15
	30 ... 50	25	20 ... 30	64
	50 ... 70	26	30 ... 40	21

Распределение геометрических параметров контрольной партии роликов (100 шт.) после прокатки и термообработки представлено в табл. 1.

На втором этапе исследовался процесс шлифовальной обработки контрольных партий роликов (по 50 шт.). Первая партия подвергалась черновому шлифованию методом напроход на станке СБШ-01, а затем осуществлялось предварительное чистовое и окончательное шлифование методом врезания. Вторая партия поступала сразу на операцию предварительного шлифования.

Предварительное и чистовое шлифование проводилось на станке мод. 3180 кругом ПП500х32х305 14А16СТ2К8 при скорости резания 35 м/с с поперечной подачей 2,5 мм/мин, частота вращения ведущего круга равнялась 56 об/мин. Окончательное шлифование велось на станке ВШ-241 абразивным кругом ПП 500х32х305 14А16СТ2К8 с окружной скоростью 35 м/с при поперечной подаче 0,4 мм/мин. Частота вращения ведущего круга была равна 56 об/мин.

Измерение величины смещения наибольшего диаметра, биения поверхности качения относительно базового торца, гранности производилось на приборе УД-0; овальности — на приборе 262; радиуса образующей — на приборе 671; шероховатости — на профилометре КВ-7; микротвердости — на приборе ПМТ-3 при нагрузке на пирамиду 0,49 Н.

Результаты пооперационных изменений геометрических параметров представлены на рис. 1, каждая точка которого — среднearифметическое значение соответствующего параметра пяти роликов. Анализ параметров показывает, что после термообработки увеличиваются отклонения от правильной геометрической формы. Это объясняется изменением внутренних напряжений ролика при термообработке вследствие изменения структуры.

роликов (100 шт.)

Биение поверхности качения роликов относительно торца		Припуск по высоте ролика, мм		Припуск по диаметру, мм	
мкм	%	макс.	мин.	макс.	мин.
5.. 15	54				
15 ... 25	35	2,14	2,1	0,24	0,18
25 ... 35	11				
		2,15	2,1	0,24	0,21

Значительное увеличение биения поверхности качения относительно шлифованных торцов объясняется плохими условиями базирования по узкому облойному пояску ролика.

После операций предварительного, чистового и окончательного шлифования наблюдается технологическая наследственность в копировании исходных макроотклонений. Это объясняется в основном упругими отжатиями системы СПИД. Наиболее интенсивным фактором, влияющим на уменьшение отклонений, является операция предварительного шлифования методом врезания.

При обработке роликов без операций чернового шлифования методом напроход наблюдается низкая стойкость шлифовального круга по профилю, что приводит к частой его правке и снижению периода стойкости круга до полного износа. На рис. 2 представлены две кривые, характеризующие стойкость круга между правками по числу годных обработанных роликов.

Как видно из рис. 2, низкая стойкость шлифовального круга на операции предварительного шлифования не позволяет исключить черновое шлифование методом напроход, хотя после нее геометрические параметры роликов ухудшаются.

Низкую стойкость шлифовального круга можно объяснить нестабильностью радиуса поверхности качения роликов после прокатки.

При сравнении прокатанных роликов с роликами, полученными точением, следует отметить, что первые имеют более стабильный припуск, микротвердость их после окончательной шлифовки равна 10369 МПа, в то время как у токарных 7195 МПа.

Итак, бочкообразные ролики, полученные методом поперечной прокатки, имеют более высокие физико-механические свойства поверхностного слоя по сравнению с роликами, полученными методом точения.

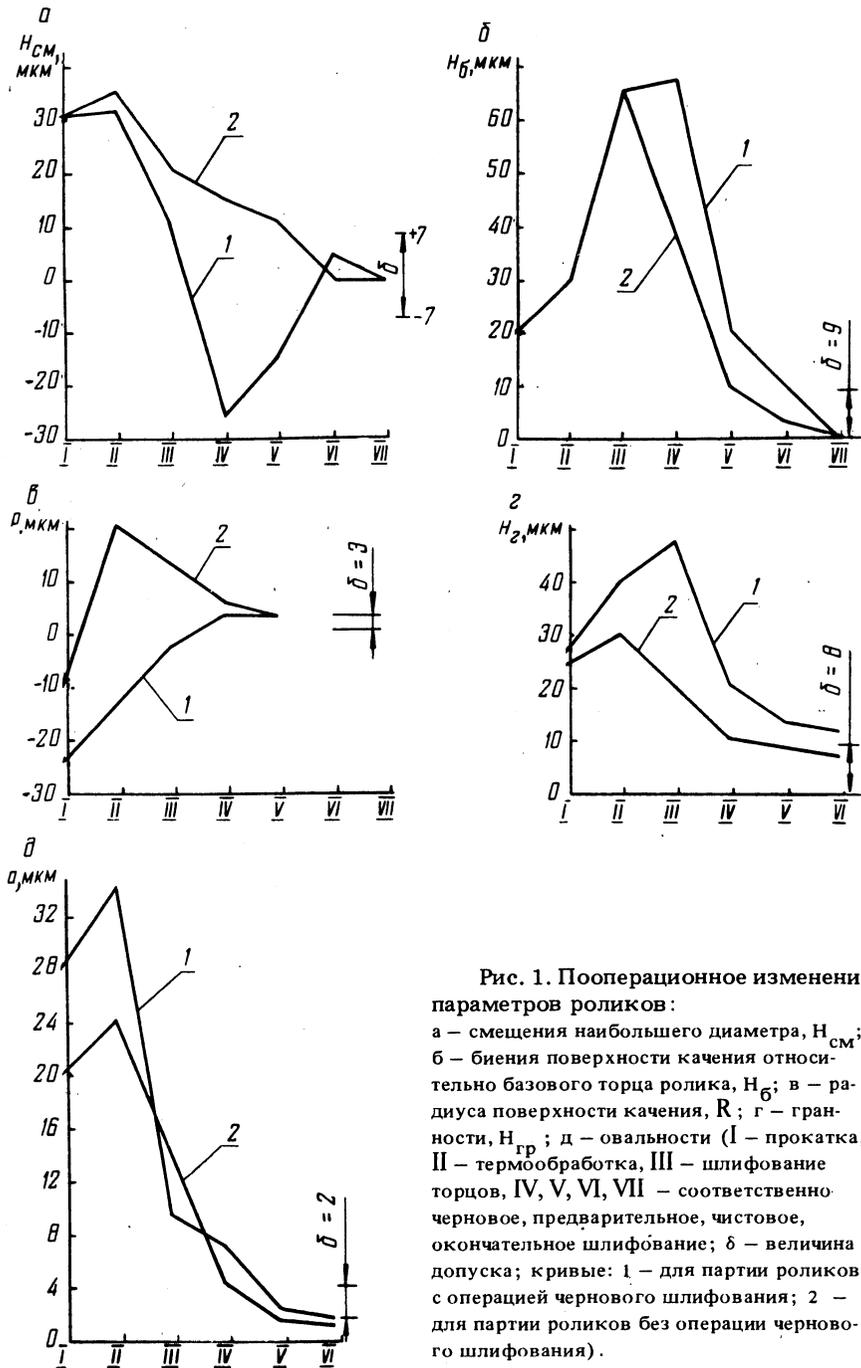


Рис. 1. Пооперационное изменение параметров роликов:

а – смещения наибольшего диаметра, H_{CM} ; б – биения поверхности качения относительно базового торца ролика, $H_б$; в – радиуса поверхности качения, R ; г – гранности, $H_{гр}$; д – овалности (I – прокатка, II – термообработка, III – шлифование торцов, IV, V, VI, VII – соответственно черновое, предварительное, чистовое, окончательное шлифование; δ – величина допуска; кривые: 1 – для партии роликов с операцией чернового шлифования; 2 – для партии роликов без операции чернового шлифования).

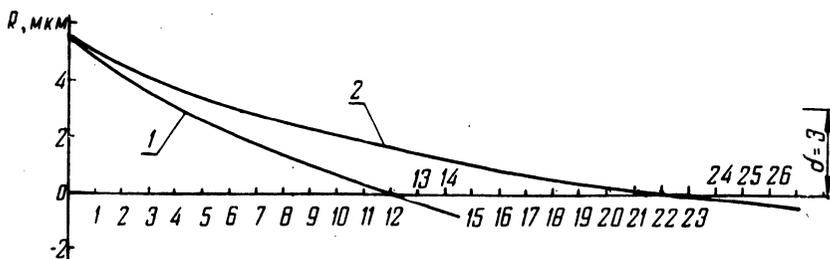


Рис. 2. Стойкость шлифовального круга между правками на операции предварительного шлифования заготовок роликов:

1 — после прокатки; 2 — после чернового шлифования методом напроход (R — радиус поверхности качения роликов).

Быстрый износ шлифовального круга на операции предварительного шлифования прокатанных роликов требует усовершенствования процесса поперечной прокатки с целью получения более точной формы роликов.

УДК 621.793

Г.М.ЯКОВЛЕВ, А.Г.СБРИЖЕР, Е.А.БОНДАРЕВ

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИФфуЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ МЕТАЛЛИЗАЦИИ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ СПЛАВОВ С ПОСЛЕДУЮЩИМ ОПЛАВЛЕНИЕМ

Одним из наиболее прогрессивных методов получения биметаллических соединений ($Fe - C$) + ($Ni - Cr - B - Si$) является газотермическое напыление порошковых сплавов $Ni - Cr - B - Si$ с последующим оплавлением. Характерным для этого процесса является двухстадийность образования связей между покрытием и основным металлом. При газотермическом напылении (первая стадия) происходит физический контакт покрытия с основным металлом, причем прочность сцепления напыленного слоя с основой не превышает $20...40 \text{ МН/м}^2$ [1]. Оплавление (вторая стадия) ликвидирует пористость после напыления и создает монолитное соединение нанесенного слоя с основным металлом. Процесс взаимодействия твердой и жидкой металлических фаз при оплавлении ($T = 1323...1373 \text{ К}$) сопровождается образованием на границе переходной зоны (основной металл — покрытие), где происходит объединение разнородных атомов и выравниваются различия в

металлохимических свойствах реагирующих частей системы [2]. Для получения высококачественного соединения необходимо обеспечить наличие высоких механических характеристик в зоне контакта, что возможно при минимальном развитии диффузионных процессов.

Оценка распределения элементов по сечению после газотермического напыления сплавами Ni-Cr-B-Si с последующим оплавлением проводилась на спектрографе ИСП-28. Для исследований изготавливались образцы из стали 40X и стали 45, на которые наносился слой сплава СНГН (С — 0,5...1,2%; Si — 3,5%; Cr — 12...20%; В — 2,0...4,75%; Fe — 3,0%; Ni — ост.) толщиной 0,8... 1 мм.

Первоначально исследования проводились послойным методом, т.е. с образца последовательно сошлифовывались слои и фотографировался спектр. До толщины напыленного слоя 100 мкм глубина шлифования составляла 50 мкм, а затем — 10 мкм до углубления в основной материал на 40 мкм. В качестве эталона были взяты два образца с покрытием из сплава СНГН с постоянной толщиной слоя и, следовательно, с определенным химическим составом. Концентрация элементов оценивалась по абсолютному почернению аналитических линий с учетом фона фотопластинки. В качестве аналитических были выбраны следующие линии: Ni 231,6 нм; Cr 267,2 нм; Fe 232,7 нм; Si 251,1 нм. Фотографирование проводилось при следующих режимах: ток генератора ИГ-3 равен 3 А, напряжение — 220 В; щель спектрографа — 16 мкм, аналитический промежуток — 2 мм, время обжига — 20 с. На каждом слое фотографировалось по 10 точек.

Анализ результатов показал, что концентрация элементов (К) до толщины слоя 20...50 мкм остается неизменной, поэтому после того как на образцах остался слой сплава 50 мкм и менее (т.е. при приближении химического состава исследуемой зоны к химическому составу легированной стали), образцы фотографировались с комплектом стандартных стальных элементов следующего содержания: Ni — 0,19...1,7%; Cr — 0,51...4,25%; Si — 1,17...2,09%. Режимы фотографирования остались прежними, а оценка изменения концентрации элементов проводилась по методу трех эталонов. Графики изменения Ni, Fe, Cr, Si, построенные по данным послойного анализа, приведены на рис. 1. Затем было определено изменение концентрации элементов по глубине слоя на одной аналитической линии. Для этого образец с напыленным и оплавленным слоем шлифовался под углом $\alpha = 3^\circ$ к линии сцепления сталь — сплав. В качестве электрода использовалась медная ост-

розаточенная пластинка высотой 10 мм и шириной 1,5 мм. Применение косого шлифа дало возможность искусственно растянуть зону сцепления между покрытием и основным металлом. При кратере от искрового разряда протяженностью 10 мм фактически рассматривалось распределение элементов на глубине $l = 10 \sin 3^\circ = 0,523$ мкм. Электрод и образец устанавливались вертикально по высоте щели при помощи теневой установки. Съемка

выполнялась без диафрагмирования щели при следующих режимах: ток генератора ИГ-3 равен 1,8 А, напряжение — 220В; рабочий разрядник — 2 мм, аналитический промежуток — 1 мм, экспозиция — 45 с, расстояние между источниками света и щелью прибора — 100 мм, расстояние между источником света и теневой установкой — 490 мм. В результате фотографирования получили линии высотой 20 мм, что соответствует 10 мм косого шлифа или 523 мкм по глубине слоя. По высоте линии делалось 20 замеров почернения аналитических линий, что соответствует приблизительно замеру через 25 мкм по глубине слоя.

Графики изменения абсолютного почернения аналитических линий Ni, Cr, Fe и Si, полученные по такой методике, даны на рис. 2. Анализ результатов послойного и линейного спектральных анализов показал, что диффузия хрома и кремния не наблюдается. Отмечается слабая диффузия никеля из покрытия в сталь, в то время как растворение железа в покрытие носит агрессивный характер.

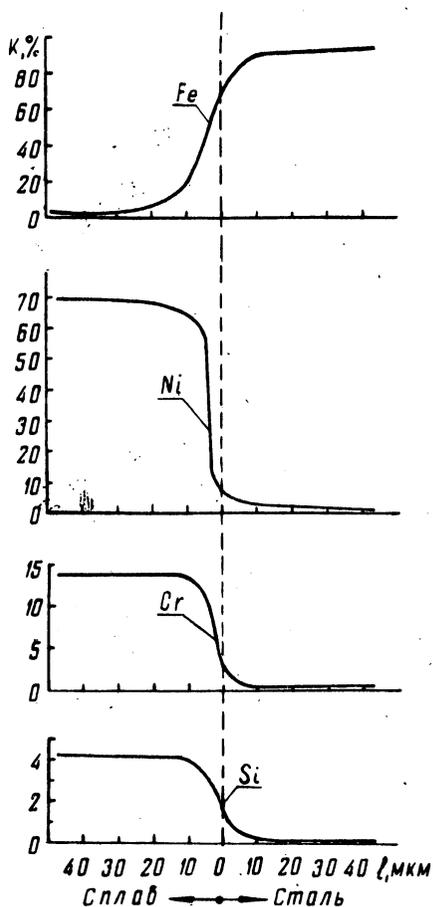


Рис. 1. Распределение Fe, Ni, Cr и Si в биметалле (Fe-C) + (Ni-Cr-B-Si) при послойном спектральном анализе.

Данные согласуются с результатами распределения элементов в образцах, наплавленных смесью порошков Ni, Cr, В и Si методом эмалирования в вакууме, полученными на рентгеновском микроанализаторе [3].

Аналогичными методами была получена зависимость ширины железной прослойки от времени выдержки при температуре оплавления (рис. 3).

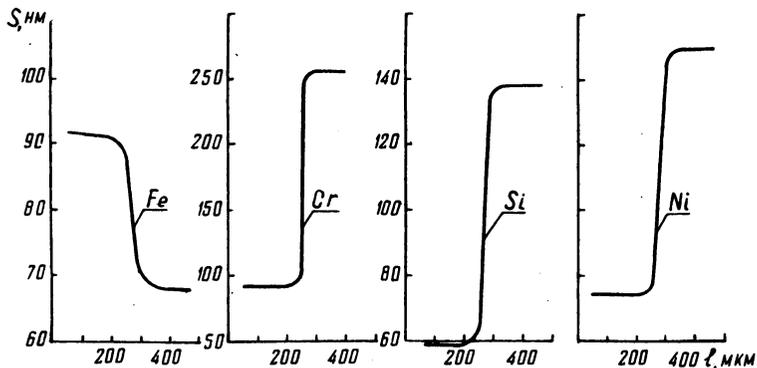


Рис. 2. Изменение абсолютного почернения аналитических линий в биметалле (Fe-C) + (Ni-Cr-B-Si) при линейном спектральном анализе.

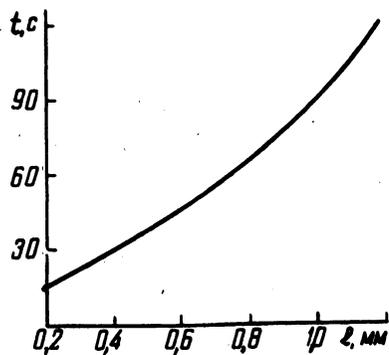


Рис. 3. Зависимость ширины железного слоя от времени выдержки при температуре оплавления.

ЛИТЕРАТУРА

1. Металлизация распылением/Н.В.К ат ц, Е.В. Антошин, Д.Г. Вадивасов и др. — М., 1966.
2. Мовчан Б.А. Микроскопическая неоднородность в литых сплавах.— Киев, 1962.
3. Бабушкин В.Н., Лукьяненко Е.М. Применение рентгеновского микроанализатора для исследования высокотемпературных покрытий. — В сб.: Жаростойкие и теплостойкие покрытия. Л., 1969.

Поэтому суммарный крутящий момент, стремящийся прижать заготовку к опоре, а иногда и деформировать оправку, составит

$$M_{\text{сум}} = M_{\text{заж}} + M_{\text{рез}} \quad (3)$$

При расчете деформаций оправку можно рассматривать либо как консольно защемленную балку, либо как двухопорную консольную балку. Поскольку нас интересуют максимально возможные деформации оправки и учитывая, что $a = (2...3) D_{\text{опр}}$ (см. рис. 1, а и 1, б), примем в качестве расчетной схему двухопорной консольной балки с расположением опор в точках А и В.

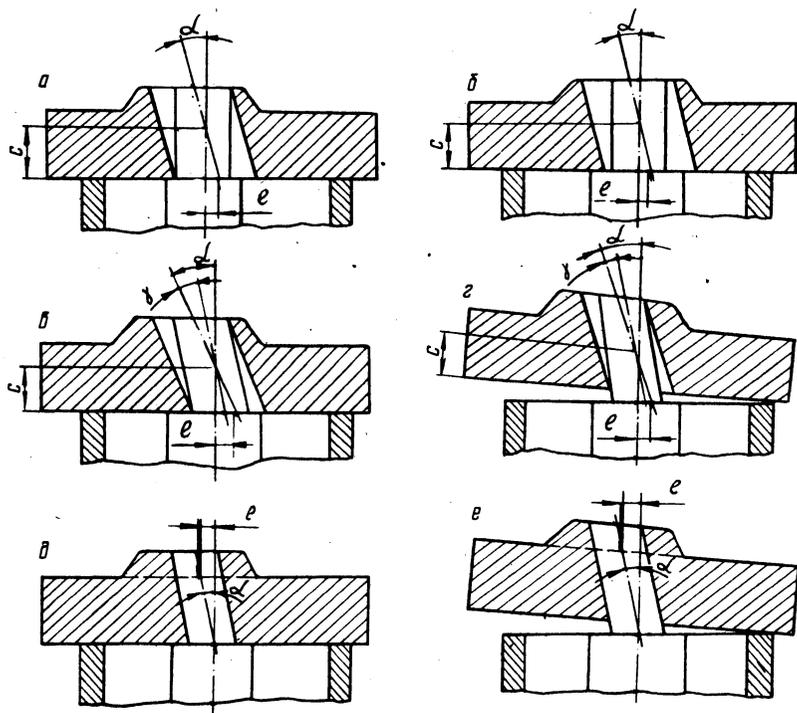


Рис. 2. Возможные варианты взаимного положения детали и установочных элементов приспособления при зубофрезеровании.

При установке заготовки насадного цилиндрического зубчатого колеса на зубофрезерном станке возможны разные варианты ее положения (рис. 2). Рассмотрим условия установки детали по каждому из этих вариантов.

Варианты "а" и "б". Деталь, не деформируя оправку, свободно садится на базовую плоскость приспособления. При этом зазор

ΔD_0 в сопряжении оправка-зубчатое колесо выбирается полностью ("а") или частично ("б"). Условием установки детали по этим вариантам является

$$D_{\text{опр max}} \leq D_{\text{отв min}} - h. \quad (4)$$

Так как

$$h = b \cdot \operatorname{tg} \alpha = \frac{b E_T}{d_a}, \quad (5)$$

то

$$D_{\text{опр max}} \leq D_{\text{отв min}} - \frac{b E_T}{d_a}. \quad (6)$$

Здесь $D_{\text{опр max}}$ — максимальный размер посадочного диаметра оправки; $D_{\text{отв min}}$ — минимальный размер отверстия заготовки; h — отклонение оси или образующей посадочного отверстия заготовки от положения, перпендикулярного базовому торцу заготовки на длине этого отверстия; b — высота посадочной поверхности оправки или длина посадочного отверстия заготовки; E_T — биение базового торца заготовки на ее наружном диаметре d_a .э

Варианты "в" и "г". Величины зазора ΔD_0 недостаточно для компенсации E_T и оправка под действием сил зажима и резания изгибается. При этом деталь либо плотно соприкасается с опорными поверхностями приспособления ("в"), либо касается их в данной точке или на некоторой дуге окружности ("г").

Условиями установки детали по варианту "в" являются:

$$\left. \begin{aligned} D_{\text{отв min}} &> D_{\text{опр max}} ; \\ \frac{y_{\text{изг}}}{b} &\geq \frac{E_T}{d_a} - \frac{\Delta D_0}{b} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Условиями установки по варианту "г" являются:

$$\left. \begin{aligned} D_{\text{отв min}} &> D_{\text{опр max}} ; \\ \frac{y_{\text{изг}}}{b} &< \frac{E_T}{d_a} - \frac{\Delta D_0}{b} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Здесь $y_{\text{изг}}$ — деформация верхнего торца оправки в точке С (рис. 1,б) под действием изгибающего момента $M_{\text{сум}}$

$$y_{\text{изг}} = \frac{M_{\text{сум}}(2ab + 3b^2)}{bEI}, \quad (9)$$

где I — осевой момент инерции сечения B (рис. 1,б): E — модуль упругости.

Обозначения остальных членов этого уравнения приведены выше, либо видны из рис. 1.

Варианты "д" и "е". Посадка заготовки на оправку происходит без зазора. Это возможно в частности при напрессовке заготовки на станках с автоматической загрузкой. В этом случае под действием $M_{\text{сум}}$ оправка изгибается, в результате чего заготовка либо плотно прилегает к опорным поверхностям приспособления ("д"), либо соприкасается с ними в точке или по дуге окружности ("е").

Условиями установки заготовки по варианту "д" являются:

$$\left. \begin{aligned} D_{\text{отв max}} &\leq D_{\text{опр min}}; \\ \frac{y_{\text{изг}}}{b} &\geq \frac{E_T}{d_a} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Условиями установки заготовки по варианту "е" являются:

$$\left. \begin{aligned} D_{\text{отв max}} &\leq D_{\text{опр min}}; \\ \frac{y_{\text{изг}}}{b} &< \frac{E_T}{d_a} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

В зависимостях (10) и (11) $y_{\text{изг}}$ определяется по формуле (9).

Расчеты показывают, что для зубчатых колес, характерных для общего машиностроения по размерам и точности изготовления и имеющих $d_a = 100 \dots 200$ мм, $D_{\text{отв}} = 30 \dots 80$ мм, $B = L_{\text{отв}} = 20 \dots 80$ мм, $E_T = 0,05 \dots 0,12$ мм; для изгиба оправки до полного соприкосновения заготовки с опорой при отсутствии ΔD_0 необходим $M_{\text{сум}} = 0,5 \dots 600$ Н·м, а при наличии $\Delta D_0 = 0,04 \dots 0,09$ мм — $M_{\text{сум}} = 0 \dots 5900$ Н·м. Поскольку в современных зубофрезерных станках $P_{\text{заж}} = 20000 \dots 60000$ Н, $P_z = 2000 \dots 10000$ Н (при обработке зубчатых колес указанных размеров, изготовленных из среднеуглеродистых и низколегированных сталей типа 45, 40X, 18ХГТ, 25ХГТ, 20ХНЗА), то для приведенных размеров зубчатых колес $M_{\text{заж}} = 700 \dots 6000$ Н·м, $M_{\text{рез}} = 200 \dots 2000$ Н·м, $M_{\text{сум}} = 900 \dots 8000$ Н·м. Следовательно, зубчатые колеса, имеющие указанные размеры и погрешности баз, под действием $M_{\text{заж}}$ и $M_{\text{сум}}$ могут занимать любое из положений, показанных на рис. 2.

При анализе полученных зависимостей и приведенных вариантов установки заготовок было установлено, что влияния погрешностей баз заготовок на характер их установки на зубофрезерный станок взаимосвязаны. Эти погрешности могут либо частично компенсировать, либо усугублять действие друг друга на точность зубообработки. Так, в вариантах "а", "б" наличие E_T уменьшает величину эксцентриситета e , вызываемую зазором ΔD_0 между оправкой и отверстием заготовки. В вариантах "г" и "е" угол α между осью детали и осью вращения, вызванный E_T , уменьшается ввиду малой величины ΔD_0 и высокой жесткости оправки. В вариантах "д" и "е" даже при отсутствии ΔD_0 возникает эксцентриситет e , изменяющийся по высоте зуба вследствие перекоса оправки, вызванного E_T . Поэтому при оценке влияния погрешностей баз на точность различных параметров зубчатого венца при зубофрезеровании необходимо учитывать их совместное действие, хотя в ряде работ [1] и др. рекомендуется учитывать влияние E_T лишь на показатели контакта зубьев, а ΔD_0 — на показатели кинематической точности зубьев.

Установка детали по каждому из вариантов, а также положение ее при установке по вариантам "б", "г" и "е" носит случайный характер, так как зависит от большого числа независимых факторов, изменение многих из которых также носит случайный характер (геометрические размеры колеса и их соотношения, величины погрешностей баз заготовок, размеры и жесткость установочной оправки, величины сил резания и зажима, первоначальная ориентация деталей при их установке и другие). Поэтому наиболее точное описание характера влияния погрешностей баз заготовок на точность зубчатого венца при зубофрезеровании в данных условиях возможно лишь экспериментальным путем с помощью статистических методов [2].

Полученные зависимости позволяют на стадии разработки технологического процесса обработки цилиндрических зубчатых колес оценить характер их установки при зубофрезеровании и ориентировочно оценить интервалы изменения α и C (см.рис. 2), которые во многом определяют степень влияния погрешностей баз на точность зубообработки. В частности, от значений α и C зависит величина эксцентриситета между геометрической осью и осью вращения обрабатываемой детали

$$e = ctg \alpha. \quad (12)$$

Оценка значений α и C позволяет в конечном счете определить точность различных параметров зубчатого венца после зубофрезе-

рования в зависимости от погрешностей баз заготовок. Это в свою очередь открывает возможность для регламентации требований к точности баз заготовок в зависимости от требований к точности зубчатого венца.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шрайбман С.М. Обоснование и достижение необходимой точности базовых поверхностей зубчатого колеса: Дис. на соиск. уч. ст. канд.техн.наук. — М., 1965. 2. Кане М.М., Алешкевич И.Л., Яковлев Г.М. Вероятностно-статистический анализ влияния базовых поверхностей заготовок цилиндрических зубчатых колес на точность зубообработки. — Вестник машиностроения. 1974, № 10.

УДК 620.193.16

А.С.ШАМШУР, М.А.ЧЕБЛУКОВ, М.М.ПЕТРОСЯН

ВЛИЯНИЕ НЕКОТОРЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ КАВИТАЦИОННОЙ ЭРОЗИИ

К основным параметрам, влияющим на интенсивность кавитационной эрозии (ИКЭ), относятся: амплитуда колебаний торца концентратора — A ; рабочий зазор между образцом и торцом концентратора — Δh ; температура рабочей жидкости — $t^{\circ}\text{C}$; статическое давление в камере — P .

Исследования проводились на установке с магнитострикционным преобразователем ПМС-15А, питаемым от ультразвукового генератора УЗГ-2-10. Для проведения эксперимента был рассчитан концентратор с коэффициентом усиления амплитуды смещения $M_p = 4,7$ для резонансной частоты 20 кГц.

Амплитуда колебаний измерялась индикатором часового типа с ценой деления $s = 0,001$ мм. Для торца магнитострикционного преобразователя она составила 1,5 мкм, для торца концентратора — $7 \cdot 10^{-6}$ м. Резонансная частота колебаний торца концентратора отстраивалась по визуальному наблюдению на двухлучевом осциллографе С1-7. Максимальная амплитуда колебаний торца концентратора $A = 7 \cdot 10^{-6}$ м была достигнута при токе подмагничивания 18А и напряжении выхода 460 В. Все опыты проводились с образцами из сплава АК-6. Поверхность, подвергаемая кавитационному воздействию, полировалась до $R_a = 0,08$ мкм.

Зависимость потери массы образца от амплитуды торца концентратора показана на рис. 1. Испытания проводились в водопроводной воде при $t = 20^{\circ}\text{C}$. Анализируя полученные результаты,

можно сделать вывод, что с уменьшением амплитуды колебаний торца концентратора интенсивность кавитационной эрозии уменьшается.

Влияние рабочего зазора Δh на ИКЭ определялось при следующих параметрах режима работы установки: $A = 6 \cdot 10^{-6}$ м; $t_{\text{воды}} = 20^{\circ}\text{C}$; $P = 1,47 \cdot 10^{-4}$ Н/м²; $T_{\text{испытания}} = 3600$ с.

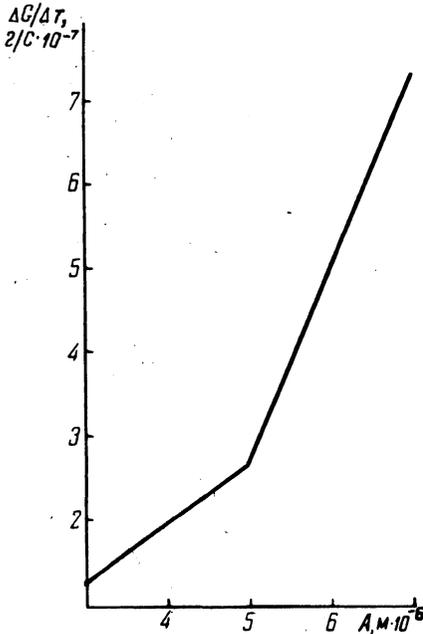


Рис. 1. Зависимость потери массы образца от амплитуды колебаний торца концентратора.

Рис. 3. Зависимость потери веса, образца от температуры воды:

- 1 — по данным [1,2], г/мин · 10³;
 - 2 — по результатам эксперимента
- $T_{\text{испытания}} = 3600$ с, г · 10⁻³.

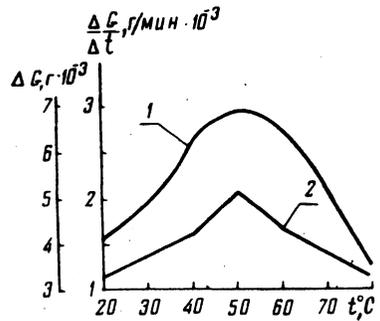
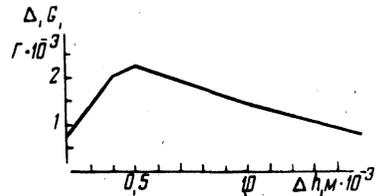


Рис. 2. Влияние рабочего зазора на величину потери веса.



Величина Δh изменялась от $0,2 \cdot 10^{-3}$ м до $1,5 \cdot 10^{-3}$ м. На рис.2 показана зависимость потери веса образца от величины зазора. Кривая имеет явно выраженный максимум, который соответствует $\Delta h = (0,4 \dots 0,5) \cdot 10^{-3}$ м. Наличие максимума связано с тем, что наибольшим разрушающим действием обладают кавитационные

пузырьки, собственная частота колебаний которых совпадает с частотой колебания концентратора.

Зависимость развития эрозионных повреждений от температуры рабочей жидкости показана на рис.3. Появление пика на кривой зависимости скорости потери веса от температуры приходится на температуру около 50°C . Это хорошо согласуется с результатами исследований [1,2].

Итак, при разработке методики исследования кавитационной стойкости материалов следует учитывать влияние параметров режима работы установки; для достижения максимальной скорости кавитационной эрозии параметры режима работы установки должны быть в следующих пределах: $A = 7 \cdot 10^{-6}$ м; $\Delta h = /0,4... 0,5/10^{-3}$ м, $t_{\text{воды}} = 50^{\circ}\text{C}$.

ЛИТЕРАТУРА

1. В о с к р е с е н с к и й И.Н. Коррозия и эрозия судовых гребных винтов. – Л., 1949.
2. Eisenberg P., Preiser S., Thiruvengadam A. On the Mechanism of cavitation damage and methods of protection. – "Transactions SNAME", 1965, vol. 73.

УДК 621.822.71

М.Ю.ПИКУС, М.Г.КИСЕЛЕВ, В.П.ЛУГОВОЙ

ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ НА МИКРОТВЕРДОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ШАРИКОВ В ПРОЦЕССЕ ИХ ДОВОДКИ

Известно, что доводка шариков сопровождается повышением микротвердости поверхностных слоев, которая повышается с увеличением силы давления, скорости вращения и времени доводки.

Введение ультразвуковых колебаний перпендикулярно поверхности контакта характеризуется наличием отрыва и ударным взаимодействием поверхностей, результатом которого является увеличение микротвердости и толщины наклепанного слоя [1]. Это подтверждается также результатами экспериментов по ультразвуковой доводке твердосплавных шариков, приведенными в работе [2].

В целях исследования контактного взаимодействия поверхностей при доводке шариков из стали ШХ-15 диаметром 3,176 мм и его влияния на поверхностное упрочнение были проведены из-

мерения микротвердости поверхности обработанных шариков и дорожек доводочных дисков. Экспериментальные исследования по доводке шариков проводились на установке, в которой акустическая система состояла из магнитострикционного преобразователя и доводочного диска, где возбуждались изгибные и радиальные ультразвуковые колебания частотой 20,9 кГц и амплитудой, изменяемой в пределах 3...9 мкм [3].

Обработка производилась при следующих условиях: $v = 0,5$ м/с; $P = 14$ Н/шар. Нагрузка на пирамиду была принята равной 50 Г, так как измерение при меньшей нагрузке прибора приводит к разбросу значений микротвердости. Сравнительные графики изменения микротвердости поверхностей шариков в процессе доводки обычным методом и с применением ультразвуковых колебаний амплитудой 6 мкм приведены на рис. 1. Каждая точка на графике является результатом 8...10 измерений. Из приведенных графиков следует, что наклеп поверхности шариков при ультразвуковой доводке происходит значительно интенсивнее и достигает значения $H_{50} = 11,8$ ГН/м², что оказывает благоприятное влияние на их эксплуатационные характеристики.

Надо отметить, что поверхностное упрочнение происходит не только в результате ударного взаимодействия, но и вследствие многократного пластического деформирования микронеровностей, производя пластическое отеснение выступающих частей и закрывая возникающие трещинки. В табл. 1 приведены результаты измерения микротвердости поверхности шариков при различных режимах доводки. Из таблицы можно заключить, что основными факторами, влияющими на наклеп поверхности, являются амплитуда ультразвуковых колебаний и статическая нагрузка.

Поверхностная микротвердость шариков, обработанных в узле радиальных и изгибных колебаний, составила $H_{50} = 9,8$ ГН/м².

На рис. 2 представлены результаты измерения микротвердости по толщине поверхностного слоя шарика, обработанного при амплитуде 3 мкм. Наклеп поверхности наблюдается в слое толщиной до 10 мкм. Установлено, что с уменьшением амплитуды и статической нагрузки уменьшается и деформированный слой.

Было также произведено измерение микротвердости в поперечном сечении дорожки верхнего доводочного диска. На рис. 3 представлены графики изменения микротвердости по толщине наклепанного слоя по трем сечениям дорожки верхнего диска, полученной после доводки шариков в обычных условиях (а) и с применением ультразвука (б), при $v = 0,5$ м/с; $P = 1,4$ Н/шар; материал нижнего доводочного диска — сталь 45. Видно, что верхний слой профиля дорожки имеет невысокую твердость, затем распо-

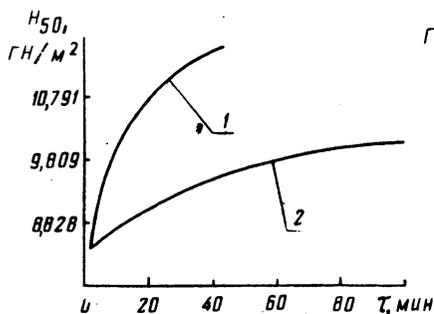


Рис. 1. Изменение микротвердости шариков в процессе доводки:

1 — с ультразвуком; 2 — без ультразвука.

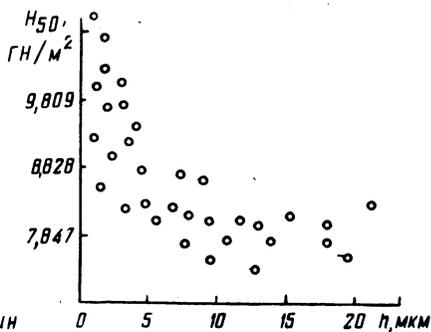


Рис. 2. Изменение микротвердости шарика по толщине поверхностного слоя.

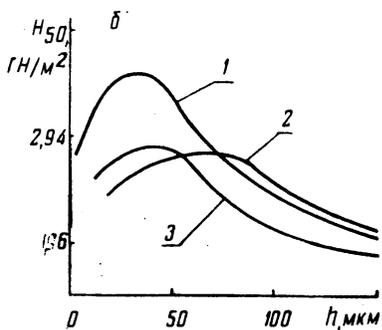
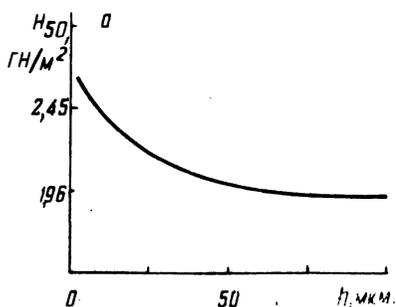


Рис. 3. Изменение микротвердости по толщине поверхности дорожки после обработки:

а — без ультразвука, б — с ультразвуком (1, 2, 3 — в левом, среднем и правом сечениях профиля дорожки).

Т а б л и ц а 1. Изменение микротвердости шариков при различных режимах доводки

Изменяемый параметр	Микротвердость поверхности, ГН/м ²	Режим доводки
$A_{и} = 3 \text{ мкм}$	10,79	$D = 45 \text{ мм}; v = 0,5 \text{ м/с};$ $P = 1,4 \text{ Н/шар}$
$A_{и} = 6 \text{ мкм}$	11,10	
$A_{и} = 9 \text{ мкм}$	11,60	
$P = 0,5 \text{ Н/шар}$	9,60	$A_{и} = 6 \text{ мкм};$ $v = 0,5 \text{ м/с};$ $D = 45 \text{ мм}$
$P = 1 \text{ Н/шар}$	10,30	
$P = 1,4 \text{ Н/шар}$	11	
$v = 0,25 \text{ м/с}$	10,40	$A_{и} = 6 \text{ мкм};$ $P = 1,4 \text{ Н/шар};$ $D = 45 \text{ мм}$
$v = 0,5 \text{ м/с}$	10,40	
$v = 0,75 \text{ м/с}$	10,70	

ложены упрочненные слои, после чего микротвердость постепенно сравнивается с микротвердостью основного материала.

Измерения на дорожках, образованных при других режимах доводки шариков, указывают на сохраняющуюся закономерность указанную выше.

Таким образом, результаты экспериментальных исследований подтверждают предположение о том, что доводка шариков в поле ультразвуковых колебаний производится как в результате выкалывающего действия абразивных зерен под влиянием колебаний инструмента и химического воздействия поверхностно-активных веществ, так и в результате пластического деформирования обрабатываемой поверхности, которое, очевидно, является доминирующим фактором.

ЛИТЕРАТУРА

1. Г о л у б е в Ю.М., М и н а х и н Н.Е. Повышение износостойкости пуансонов ультразвуковым наклепом. — Станки и инструменты. 1966, № 6. 2. И д о М. Ультразвуковая доводка. — Кикай. гидзюцу. 1965, т. 13, № 14. 3. К и с е л е в М.Г., П и к у с М.Ю., Л у г о в о й В.П. Доводка шариков в поле ультразвуковых колебаний. — Промышленность Белоруссии. 1978, № 1.

УДК 621.9.013

Э.А.СВИДЕРСКИЙ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ МИНИМАЛЬНОГО ЗАДНЕГО УГЛА ИНСТРУМЕНТА ПРИ ПОПУТНОМ ТОЧЕНИИ

В последнее время все большее распространение получают способы обработки поверхностей с кинематическим дроблением стружки. К таким методам относится попутное точение. Особенности его являются весьма большие кинематические изменения геометрии и вход инструмента в зону резания задней поверхностью. Эти особенности накладывают определенные требования на выбор величины заднего угла инструмента α . С одной стороны, он должен быть минимальным для обеспечения жесткости инструмента, с другой — он должен обеспечивать первоначальное касание заготовки режущей кромкой инструмента.

Для определения зависимости величины наименьшего заднего угла инструмента от геометрических параметров процесса резания на рис. 1 представлена схема вхождения инструмента в зону резания в условиях попутного точения. Для обеспечения универсаль-

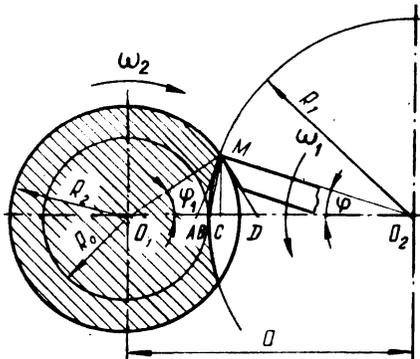


Рис. 1. Схема вхождения инструмента в зону резания: AM – касательная к окружности инструмента в точке входа его в зону резания; DM – касательная к окружности заготовки в точке встречи ее с инструментом.

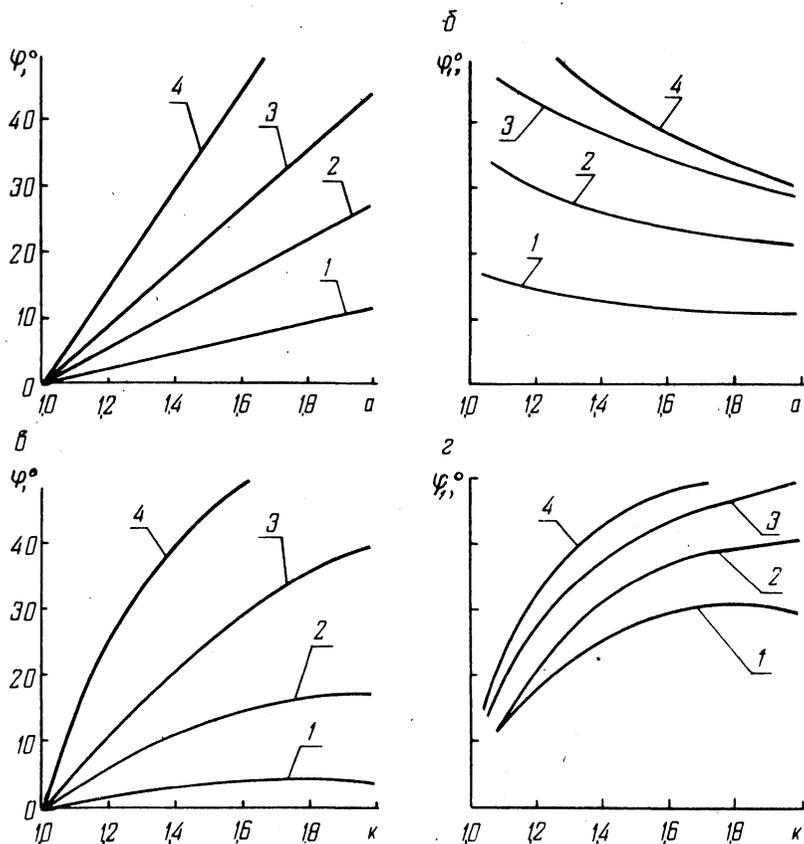


Рис. 2. Влияние относительного межцентрового расстояния и коэффициента глубины резания на углы контакта инструмента и заготовки:

на а и б: 1 – $k = 1,05$; 2 – $k = 1,2$; 3 – $k = 1,5$; 4 – $k = 2,0$; на в: 1 – $a = 1,05$; 2 – $a = 1,2$; 3 – $a = 1,5$; 4 – $a = 2,0$; на г: 1 – $a = 2,0$; 2 – $a = 1,5$; 3 – $a = 1,2$; 4 – $a = 1,05$.

ного применения формул геометрические параметры выразим в относительных величинах a и k .

Относительное межцентровое расстояние

$$a = \frac{\text{межцентровое расстояние}}{\text{радиус инструмента}},$$

при этом радиус инструмента во всех формулах будет представлен единицей.

Коэффициент глубины резания

$$k = \frac{\text{радиус заготовки}}{\text{радиус детали}}.$$

Для исключения первоначального контакта задней поверхности инструмента и заготовки необходимо, чтобы задняя поверхность не выступала за касательную MD . При этом кинематический задний угол равен нулю, а статический задний угол должен быть больше угла между касательными AM и DM :

$$\alpha > \angle AMD = \angle AMC + \angle CMD. \quad (1)$$

Из рис. 1 очевидно, что :

$$\begin{aligned} \angle AMC &= \angle MO_2C = \varphi; \\ \angle CMD &= \angle MO_1C = \varphi_1; \\ \angle BMC &= \frac{1}{2} \varphi. \end{aligned}$$

Переписав формулу (1), получим

$$\alpha > \varphi + \varphi_1. \quad (2)$$

Из треугольника O_1MC находим

$$R_2^2 - (R_0 + BC)^2 = MC^2. \quad (3)$$

Из треугольника O_2MC

$$MC = R_1 \sin \varphi; \quad (4)$$

$$BC = R_1 \sin \varphi \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}. \quad (5)$$

Подставив (4) и (5) в формулу (3), получим

$$R_2^2 - \left(R_0 + R_1 \sin \varphi \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \right)^2 = R_1^2 \sin^2 \varphi. \quad (6)$$

Легко видеть, что

$$\sin \varphi \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} = 2 \sin^2 \frac{\varphi}{2}; \quad (7)$$

$$R_2 = R_0 \cdot k; \quad (8)$$

$$R_1 = 1; \quad (9)$$

$$R_0 = a - 1; \quad (10)$$

$$\sin^2 \varphi = 4 \left(\sin^2 \frac{\varphi}{2} - \sin^4 \frac{\varphi}{2} \right). \quad (11)$$

Используя подстановки (7), (8), (9), (10), (11) и преобразуя формулу (6), получим

$$(a - 1)^2 (k^2 - 1) - 4a \sin^2 \frac{\varphi}{2} = 0, \quad (12)$$

откуда

$$\sin \frac{\varphi}{2} = \frac{a - 1}{2} \sqrt{\frac{k^2 - 1}{a}}. \quad (13)$$

Отметим, что формула (13) позволяет найти величину максимального угла контакта инструмента в зависимости от относительного межцентрового расстояния (график приведен на рис. 2, а) и от коэффициента глубины резания (рис. 2, в).

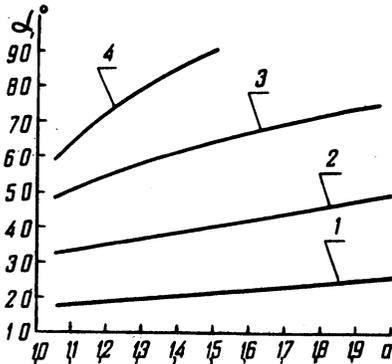


Рис. 3. Влияние относительного межцентрового расстояния на величину минимального заднего угла:
1 — $k = 1,05$; 2 — $k = 1,2$; 3 — $k = 1,5$; 4 — $k = 2,0$.

Определим значение угла контакта заготовки

$$\sin \varphi_1 = \frac{MC}{R_2} = \frac{\sin \varphi}{k(a - 1)}. \quad (14)$$

Характер изменения максимального угла контакта заготовки в зависимости от относительного межцентрового расстояния приведен на рис. 2, б, от коэффициента глубины резания — на рис. 2, г.

На рис. 3 представлен график изменения величины минимального заднего угла при изменяющемся относительном межцентровом расстоянии. Из графиков видно, что при больших коэффициентах глубины резания ($k > 1,2 \dots 1,3$) величина снимаемого припуска на диаметр составляет 20...23% диаметра заготовки, задний угол достигает 40° и более, при этом заострение вершины резца равно 50° , что недостаточно для жесткой вершины инструмента.

На основании изложенного можно сделать вывод, что при попутном точении нежелательны припуски более 23% диаметра заготовки. Следует также отметить, что изменение относительного межосевого расстояния на увеличение минимального заднего угла инструмента сказывается в меньшей степени, чем изменение коэффициента глубины резания.

УДК 621.923

В.И.ТУРОМША, Э.С.БРАНКЕВИЧ

ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЕ ДАВЛЕНИЕ СМАЗЫВАЮЩЕ-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ЖИДКОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Смазывающе-охлаждающая жидкость, прежде чем попасть в зону резания, проходит клиновую щель, образованную рабочей поверхностью круга и поверхностью обрабатываемой детали. Здесь происходят явления, подобные явлениям в гидравлическом клине при работе вала во втулке [1].

Образование гидравлического клина происходит при взаимодействии потока СОЖ и воздушного потока, создаваемого вращающимся шлифовальным кругом. Воздушный поток препятствует соприкосновению СОЖ с рабочей поверхностью круга. По мере приближения к зоне контакта круга с деталью воздушный поток сбивает СОЖ и она подхватывается и увлекается абразивными зернами к зоне резания. Хотя абразивные зерна врезаются в металл, все же межзеренная часть круга движется на некотором расстоянии от обрабатываемой поверхности, благодаря чему образуется зазор, в узкой части которого создается гидродинамическое давление.

На наш взгляд, возникающее гидродинамическое давление оказывает существенное воздействие на процесс шлифования. Оно влияет на проникновение СОЖ в зону резания, а, следовательно

но, на силу резания и процесс теплообразования; на условия стружкообразования и отвода стружки и тем самым — на процесс засаливания и очистки круга; возникающая в гидравлическом клине сила может вызвать уменьшение волнистости и шероховатости обрабатываемой поверхности за счет уменьшения зазоров в подшипниках шпинделя и снижения его вибраций.

В данной статье приводятся результаты исследования давления, возникающего в гидравлическом клине. Исследования проводились на плоскошлифовальном станке мод. ЗГ71. В тисках закреплялся стальной образец, в котором было просверлено отверстие ϕ 1,5 мм. Через отверстие смазывающе-охлаждающая жидкость сообщалась с датчиком, представляющим собой полый тонкостенный цилиндр, на наружную поверхность которого наклеивались тензорезисторы, а внутренняя полость заполнялась СОЖ. Сигнал, полученный при деформации стенки датчика, усиливался с помощью усилителя ТА-5 и поступал на светолучевой осциллограф К 12-22. Для исследований применялся шлифовальный круг марки 24A16NM37K5. В качестве СОЖ использовался 0,8%-ый водный раствор кальцинированной соды.

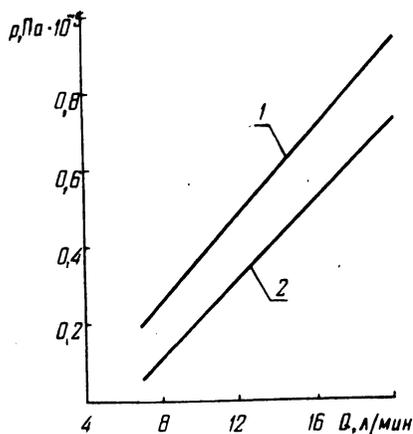


Рис. 1. Влияние расхода СОЖ Q на величину гидродинамического давления p (1 — при попутном шлифовании; 2 — при встречном шлифовании).

Результаты исследований приведены на рис. 1. Из графика видно, что с увеличением расхода СОЖ гидродинамическое давление возрастает. С ростом объема подводимой к зоне резания СОЖ растет и скорость потока жидкости, благодаря чему сбивается воздушный поток, создаваемый вращающимся кругом. В результате СОЖ свободнее попадает в узкую часть гидравлического клина, что способствует увеличению давления. Результаты исследований показали, что при попутном шлифовании гидродинамическое давление выше, чем при встречном. Это можно объяснить тем, что

при попутном шлифовании обрабатываемая деталь затягивает жидкость в зону резания, а при встречном — наоборот, выталкивает, что вызывает в первом случае увеличение давления, а во втором — снижение.

Уже при расходе СОЖ, равном 20 л/мин, гидродинамическое давление достигает величины около $1 \cdot 10^5$ Па. При этом сила, действующая на шлифовальный круг, является величиной одного порядка с силой резания при финишных операциях шлифования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Я щ е р и ц ы н П.И. Повышение эксплуатационных свойств шлифованных поверхностей. — Мн., 1966.

СОДЕРЖАНИЕ

К о р н и е в и ч М.А. Микротвердость и глубина наклепа при сверлении нержавеющей стали	3
Ж и г а л к о Н.И. Перспективы расширения области применения скоростного протягивания труднообрабатываемых сталей и сплавов	5
Ш а г у н В.И., С о л о н е н к о В.Г. Влияние параметров конструкции машинных метчиков на шероховатость поверхностей резьбы в чугунах	12
Т и л и г у з о в Г.В., Я ц у р а Е.С., Ш е в ч е н к о В.М., К а п а н е ц Э.Ф. Исследование эффективности применения регулируемого суппорта при бесцентровом шлифовании	15
Б а с с И.А., Ж и г а л к о Н.И., Р о з е н т а л ь П.Л. Комплексное проектирование фасонных инструментов с использованием чертежно-графических устройств	21
Ч и с т о с е р д о в П.С., Ц у м а р е в О.В. Оптимизация углового расположения режущего и деформирующего элементов комбинированного инструмента для обработки отверстий	25
Д е ч к о Э.М., И в а ш и н Э.Я., К о р н и е в и ч М.А. Опыт применения шнековых сверл	29
Ш а р д ы к о П.П. Расчет деформации резьбового соединения шарико-винтовых механизмов	31
Г о р о ш к о В.Ф., Ш е х т м а н Л.Л., У с т и м е н к о В.А. Исследование централизованной системы жидкой смазки периодического действия	36
К о м а р о в В.Н., М и т к е в и ч С.И., О в ч и н н и к о в Л.С. Особенности формирования микрорельефа поверхности при силовом развертывании	39
Ч и с т о с е р д о в П.С., Ц у м а р е в О.В. Графоаналитический метод определения оптимального углового расположения режущего и деформирующего элементов	41
К о ж е н к о в а Т.И., К и с л о в а Л.И. Исследование фракционного состава стружки при сверлении меди	44
М и н ч е н я Н.Т., Ш а п а р ь В.А., Ш о л у х А.В., Я ц у р а Е.С. Устройство для диагностики работоспособности подшипников качения	50
Н и к о л а е в В.А. Исследование влияния технологических факторов на шероховатость обработанной поверхности при тонком точении	54
Н и к о л а е в В.А. Исследование некоторых физических явлений при тонком точении методом прозрачного инструмента	58

Угольников А.А., Махаринский Е.И. Оптимизация процесса доводки шариков	64
Ивашин Э.Я., Ковалевский В.Н., Орлов В.И. Упрочнение материала инструмента методом взрыва	69
Павлов Л.Г., Гайсенок Н.М. Испытания толкателей клапанов двигателей внутреннего сгорания на износ.	71
Сакович А.А., Бабук В.В. Исследование влияния поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки на износостойкость наплавленных поверхностей в зависимости от удельного давления при трении	73
Бабук В.В., Ярошевич А.А. Исследование шероховатости и волнистости поверхности при обкатке роликами	75
Ходосевич В.Г., Шевцов А.И., Ивашко В.С., Беляев Г.Я. К вопросу оплавления металлизационных покрытий.	78
Шамшур А.С., Чеблук М.А., Петросян М.М. Методика исследования кавитационной стойкости материалов в период равномерного разрушения.	81
Кривко Г.П., Еременко М.Л., Туромша В.И., Опеола Э.О. Определение закономерностей пооперационного изменения геометрических параметров бочкообразных роликов, полученных методом поперечной прокатки	83
Яковлев Г.М., Сбрижер А.Г., Бондарев Е.А. Исследование диффузионных процессов при металлизации самофлюсующихся сплавов с последующим оплавлением	87
Кане М.М. Анализ влияния погрешностей без заготовок цилиндрических зубчатых колес на характер их установки при зубофрезеровании	91
Шамшур А.С., Чеблук М.А., Петросян М.М. Влияние некоторых параметров на интенсивность кавитационной эрозии	96
Пикус М.Ю., Киселев М.Г., Луговой В.П. Влияние ультразвуковых колебаний на микротвердость поверхности шариков в процессе их доводки	98
Свидерский Э.А. Определение величины минимального заднего угла инструмента при попутном тчении	101
Туромша В.И., Бранкевич Э.С. Гидродинамическое давление смазывающе-охлаждающей жидкости при шлифовании	105

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.951.4

К о р н и е в и ч М.А. Микротвердость и глубина наклепа при сверлении нержавеющей стали. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 3—5.

Излагаются результаты экспериментальных исследований влияния режимов резания на глубину и степень наклепа при сверлении нержавеющей стали 12Х21Н5Т. Приводятся объяснения влияния скорости резания и подачи на глубину наклепанной поверхности. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.919.1

Ж и г а л к о Н.И. Перспективы расширения области применения скоростного протягивания труднообрабатываемых сталей и сплавов. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 5—12.

Приводятся результаты комплексных исследований основных характеристик процесса скоростного протягивания нержавеющей, жаростойких и жаропрочных труднообрабатываемых сталей и сплавов. Определены конструктивные элементы и геометрические параметры твердосплавных скоростных протяжек. — Ил. 6.

УДК 621.933.015

Ш а г у н В.И., С о л о н е н к о В.Г. Влияние параметров конструкции машинных метчиков на шероховатость поверхностей резьбы в чугунах. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 12—15.

Приводятся результаты исследований по определению влияния параметров конструкции метчика на шероховатость боковых поверхностей нарезаемой им резьбы. Установлена наиболее рациональная конструкция режущего инструмента, обеспечивающая одинаковую на всей резьбовой поверхности и меньшую по сравнению с обработанной другими типами метчиков шероховатость поверхностей нарезанной резьбы. — Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.923 — 621.924

Исследование эффективности применения регулируемого суппорта при бесцентровом шлифовании / Г.В. Т и л и г у з о в, Е.С. Я ц у р а, В.М. Ш е в ч е н к о, Э.Ф. К а п а н е ц. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 15—21.

Приведены результаты исследований эффективности применения регулируемого суппорта при бесцентровом шлифовании. Предлагаемый способ управления процессом обработки включает в себя возможность повышения стабильности размерных отклонений партии деталей. Приводится рекомендация области применения разработки. — Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.9:681.3.06

Б а с с И.А., Ж и г а л к о Н.И., Р о з е н т а л ь П.Л. Комплексное проектирование фасонных инструментов с использованием чертежно-графических устройств. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 21—25.

Рассматриваются этапы комплексного проектирования и вычерчивания фасонных инструментов с использованием чертежно-графических устройств. — Ил. 1. Библиогр. 3.

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. Оптимизация углового расположения режущего и деформирующего элементов комбинированного инструмента для обработки отверстий. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 25—29.

Показана зависимость величины и направления равнодействующей усилий резания и деформирования от схемы комбинированного инструмента и даны рекомендации по выбору оптимальной схемы. — Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.951.4

Д е ч к о Э.М., И в а ш и н Э.Я., К о р н и е в и ч М.А. Опыт применения шнековых сверл. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 29—31.

Рассмотрены пути повышения производительности сверления глубоких отверстий в сталях. Показано, что применение шнековых сверл по сравнению со спиральными для обработки отверстий глубиной более $5d$ позволяет повысить производительность на 20...45% и стойкость режущих инструментов в 2... 3 раза. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.822.6

Ш а р д ы к о П.П. Расчет деформации резьбового соединения шариковинтовых механизмов. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 31—36.

Приведены результаты теоретических исследований деформации резьбового соединения шариковинтовых механизмов с полукруглым, трапециевидальным и прямоугольным профилями резьбы. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.89

Г о р о ш к о В.Ф., Ш е х т м а н Л.Л., У с т и м е н к о В.А. Исследование централизованной системы жидкой смазки периодического действия. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 36—38.

В статье рассмотрен принцип работы централизованной системы жидкой смазки периодического действия, приведены результаты ее испытаний и преимуществ по сравнению со смазкой на базе электролубликатора С18-12. — Ил. 2.

УДК 621.951.1.02

К о м а р о в В.Н., М и т к е в и ч С.И., О в ч и н н и к о в Л.С. Особенности формирования микрорельефа поверхности при силовом развертывании. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 39—41.

Освещены особенности формирования микрорельефа обработанной поверхности при силовом развертывании. Описан характер шероховатости обработанной поверхности. — Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.7.06

Ч и с т о с е р д о в П.С., Ц у м а р е в О.В. Графоаналитический метод определения оптимального углового расположения режущего и деформирующего элементов. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 41—43.

Обоснована целесообразность использования графоаналитического метода при выборе оптимальной схемы комбинированного инструмента и раскрыта его суть. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.951.95

К о ж е н к о в а Т.И., К и с л о в а Л.И. Исследование фракционного состава стружки при сверлении меди. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 44—50.

На примере сверления отверстий в меди изучен характер изменения вида стружки в зависимости от режимов резания, получена формула для определения количественного состава стружки различной формы и размеров. Показано, что параметры этой формулы могут служить мерой количественной оценки однородности смеси частиц медной стружки. — Ил. 4. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.822.6.004.58

Устройство для диагностики работоспособности подшипников качения/ Н.Т. М и н ч е н я, В.А. Ш а п а р ь, А.В. Ш о л у х, Е.С. Я ц у р а. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 50—54.

Описана схема устройства для диагностики работоспособности шарико-подшипников по кинематическим соотношениям, позволяющая с необходимой точностью в любой момент времени оценить состояние подшипников качения (степень утраты работоспособности) применительно к шпиндельным узлам прецизионных металлорежущих станков, различных диагностических устройств и при проведении экспериментальных исследований. — Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.923.6

Н и к о л а е в В.А. Исследование влияния технологических факторов на шероховатость обработанной поверхности при тонком точении. "Машиностроение", 1980, вып.5, с.54—58.

В работе приводятся результаты исследований по влиянию режимов, геометрических параметров инструмента и СОС (смазывающе-охлаждающее средство) на величину шероховатости обработанной поверхности при тонком точении стали 45.

Исследования проводились по классической методике и с применением методов матпланирования. В частности использовался метод априорного ранжирования факторов.

Результаты исследований позволили сделать вывод о некотором преимуществе метода планирования экспериментов по сравнению с традиционным (классическим) методом. — Ил. 1. Табл. 2. Библиогр. 5.

УДК 621.923.6

Н и к о л а е в В.А. Исследование некоторых физических явлений при тонком точении методом прозрачного инструмента. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 58—63.

В работе приводятся схемы приборов для изучения некоторых физических явлений, сопровождающих процесс резания методом прозрачного инструмента.

Доказана возможность измерения площадок износа при трении и резании непосредственно в процессе работы. Приводятся результаты исследований средней усадки стружки методом двух микроскопов.

Результаты исследований позволили сделать вывод о некотором преимуществе метода прозрачного инструмента по сравнению с существующим. — Ил. 4. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.923.74

У г о л ь н и к о в А.А., М а х а р и н с к и й Е.И. Оптимизация процесса доводки шариков. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 64—68.

В статье рассматривается влияние технологических факторов на производительность и качество доводки шариков. Даны рекомендации по выбору оптимального сочетания параметров режима доводки. — Ил. 3.

УДК 621.827

И в а ш и н Э.Я., К о в а л е в с к и й В.Н., О р л о в В.И. Упрочнение материала инструмента методом взрыва. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 69—71.

Рассматривается один из методов упрочнения материалов инструмента посредством взрыва, который создает давление в широком диапазоне. Высокие давления определяют особые условия деформации металлов, что приводит к изменению их свойств (прочности, плотности, твердости и т.д.). Это позволяет получать изделия с заданными механическими свойствами. Предлагается использовать энергию взрыва для упрочнения материала дисковых фрез, предназначенных для фрезерования канавок спиральных сверл. Библиогр. 2.

УДК 621.048.6.001.57:669.256+621.78

П а в л о в Л.Г., Г а й с е н о к Н.М. Испытания толкателей клапанов двигателей внутреннего сгорания на износ. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 71—73.

Приведены результаты исследования на износ упрочненных в ультразвуковом поле поверхностей толкателей.

Результаты исследования позволили отметить увеличение износостойкости наплавленных и подвергшихся ультразвуковой обработке поверхностей толкателей в 2,7 раза по сравнению с толкателями из стали 20Х.

Проведенные исследования подтверждают целесообразность применения ультразвуковой обработки толкателей с целью повышения их долговечности. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.791.92

С а к о в и ч А.А., Б а б у к В.В. Исследование влияния поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки на износостойкость наплавленных поверхностей в зависимости от удельного давления при трении "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 73—75.

Приводятся результаты экспериментальных исследований влияния поверхностей высокотемпературной обработки (ПВ ТМО) на износостойкость наплавленных поверхностей с различным содержанием углерода и легирующих элементов в зависимости от величины давления.

В результате исследований установлено, что износостойкость наплавленных поверхностей при трении в условиях смазки повышается. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.784.4

Б а б у к В.В., Я р о ш е в и ч А.А. Исследование шероховатости и волнистости поверхности при обкатке роликами. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 75—78.

Излагаются результаты экспериментальных исследований по выявлению характера зависимости шероховатости и волнистости при отделочно-упрочняющей обработке пластическим деформированием.

При этом учитывались метод предварительной обработки, а также величина исходной шероховатости и волнистости. Эксперименты проводились на образцах из стали 45, $d = 40$ мм. В качестве переменных условий обработки приняты подача и усилие деформирования. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.785

К вопросу оплавления металлизационных покрытий/ В.Г. Х о д о с е в и ч А.И. Ш е в ц о в, В.С. И в а ш к о, Г.Я. Б е л я е в. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 78—81.

Исследованы режимы обработки металлизационных покрытий при оплавлении. Разработана технология зонного оплавления, позволяющая повысить маслоудерживающую способность и износостойкость напыленных слоев из самофлюсующихся твердых сплавов типа ПГ-СР.

Представлены результаты исследований износостойкости металлизационных покрытий, обработанных по предлагаемой технологии. — Табл. 1.

УДК 620.193.16

Ш а м ш у р А.С., Ч е б л у к о в М.А., П е т р о с я н М.М. Методика исследования кавитационной стойкости материалов в период равномерного разрушения. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 81—82.

Разработана методика исследования кавитационной стойкости материалов в период равномерного разрушения на магнитострикционной установке с замкнутым циклом обращения испытываемой жидкости. — Ил. 1.

УДК 621.923:621.822

Определение закономерностей пооперационного изменения геометрических параметров бочкообразных роликов, полученных методом поперечной

прокатки. Г.П. Кривко, М.Л. Еременко, В.И. Туромша, Э.О. Опе-ола. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 83—87.

Приведены результаты экспериментальных исследований процесса шлифования поверхности качения бочкообразных роликов. Показаны закономерности пооперационного изменения геометрических параметров роликов, полученных методом поперечной прокатки. — Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.793

Яковлев Г.М., Сбрижер А.Г., Бондарев Е.А. Исследование диффузионных процессов при металлизации самофлюсующихся сплавов с последующим оплавлением. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 87—90.

Двумя способами проведен спектральный анализ на спектрографе ИСП-28. Отмечается слабая диффузия никеля из покрытия в сталь, в то время как растворение железа в покрытии носит агрессивный характер, в толщина железного слоя зависит от времени выдержки при температуре оплавления. — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 621.834

Кане М.М. Анализ влияния погрешностей баз заготовок цилиндрических зубчатых колес на характер их установки при зубофрезеровании. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 91—96.

В статье рассмотрены различные варианты установки насадных цилиндрических зубчатых колес при зубофрезеровании с учетом погрешностей их базовых поверхностей. Приведены аналитические зависимости, позволяющие заранее (до обработки) оценить характер установки заготовки, что необходимо для уменьшения влияния погрешностей ее баз и повышения точности зубофрезерования. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 620.193.16

Шамшур А.С., Чеблукоев М.А., Петросян М.М. Влияние некоторых параметров на интенсивность кавитационной эрозии. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 96—98.

Рассматриваются результаты исследования влияния амплитуды вибратора величины зазора между образцом и торцом вибратора на интенсивность кавитационной эрозии. Эти параметры контролируются двухлучевым осциллографом. Определены режимы работы установки, при которых наблюдается максимальный износ образца. — Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.822.71

Пикус М.Ю., Киселев М.Г., Луговой В.П. Влияние ультразвуковых колебаний на микротвердость поверхности шариков в процессе их доводки. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 98—101.

В статье приведены результаты экспериментальных исследований по оценке влияния ультразвуковых колебаний на микротвердость поверхности обрабатываемых шариков и дорожек доводочных дисков. Дана зависимость изменения микротвердости шариков от времени их обработки. — Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.9.013

С в и д е р с к и й Э.А. Определение величины минимального заднего угла инструмента при попутном точении. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 101—105. Приведены формулы и графики, позволяющие определить величину минимального заднего угла инструмента в условиях попутного точения. Определено влияние на величину угла относительного межцентрового расстояния и коэффициент глубины резания. Даны практические рекомендации по выбору максимальной глубины резания при попутном точении. — Ил. 2.

УДК 621.923

Т у р о м ш а В.И., Б р а н к е в и ч Э.С. Гидродинамическое давление смазывающе-охлаждающей жидкости при шлифовании. "Машиностроение", 1980, вып. 5, с. 105—107.

В статье приведены результаты исследования давления СОЖ в гидравлическом клине между шлифовальным кругом и обрабатываемой деталью при плоском шлифовании периферией круга. — Ил. 1.