

Министерство высшего и среднего специального образования БССР

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени
политехнический институт

РЕСПУБЛИКАНСКИЕ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЕ СБОРНИКИ

МАШИНОСТРОЕНИЕ

ВЫПУСК 2

Минск "Вышэйшая школа" 1979

621.7
М38

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

Редакционный совет

И.Л.Алешкевич, Н.И.Жигалко (ответственный секретарь), Э.М.Дечко,
Л.Г.Ковалев, С.С.Костюкович (зам.главного редактора), А.И.Кочергин,
В.П.Кузнецов, А.В.Молочков, Ю.А.Новоселов, П.С.Чистосердов, Р.В.Широ-
кий, А.И.Шевцов, И.П.Филонов, Г.М.Яковлев

В сборнике приведены результаты научно-исследовательских работ по повышению производительности и качества процессов металлообработки резанием. Исследуются вопросы повышения надежности и долговечности конструкций металлорежущих станков путем совершенствования конструкций инструментов, выбора оптимальных режимов резания и современных методов обработки. Освещаются некоторые проблемы теории резания, рассматриваются новые методы обработки материалов.

Сборник предназначен для инженерно-технических работников машиностроительных заводов, СКБ, научно-исследовательских институтов, преподавателей, аспирантов и студентов старших курсов вузов машиностроительного профиля.

М $\frac{31300 - 038}{М304(05) - 79}$ 89-79

© Издательство "Высшая школа", 1979

П.И. Ящерицын, акад.,
А.Ф. Горбацевич, канд.техн.наук,
Чан Ван Ди к

ВЛИЯНИЕ ПЕРЕМЕНЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ БАЗ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Достижение требуемого качества зубчатых колес обеспечивается не только выбором эффективного метода отделки, но и общим построением технологического процесса. Одним из путей достижения наибольшей точности зубчатых колес является совмещение технологических баз с конструктивными посадочными поверхностями на большинстве операций. Однако вследствие специфичности обработки цилиндрических зубчатых колес, особенно закаленных, полное совмещение технологических баз на всех операциях практически не выполнимо.

Перемена технологических баз оказывает большое влияние на точность обработки зубчатых колес. Однако до настоящего времени этот вопрос остается малоизученным как в теоретическом, так и в экспериментальном плане. Поэтому цель настоящей работы заключается в том, чтобы разработать методику определения погрешностей обработки цилиндрических зубчатых колес, вызываемых переменной технологических баз. На практике при изготовлении насадных цилиндрических колес технологическими базами служат посадочное отверстие и торец зубчатого венца, обработанный совместно с опорным торцом ступицы. Это обеспечивает правильное ориентирование зубчатого венца относительно оси отверстия. На рис. 1 показаны основные операции обработки зубчатых колес (черновое точение наружного контура, хонингование отверстия, чистовое точение наружного контура, зубофрезерование и зубошевингование). Как видно, базы (отверстие и торец) изменяются по ходу технологического процесса.

Для определения погрешности, вызываемой переменной баз по технологическому процессу, необходимо определить смещение возможных крайних положений в базовой плоскости. Численно смещение положения заготовки на данной операции по отношению к предыдущей оценивается различными углами поворота от

погрешности базовых поверхностей (рис. 1). Операцию чернового точения наружного контура принимаем за первоначальную (рис. 1,а), так как на данной операции зубчатое колесо обрабатывается на предварительно обработанной базе. На операции хонингования отверстия (рис. 1,б) вследствие биения базового торца зубчатое колесо отклоняется на угол, определяющийся следующим образом

$$\lambda = \arctg \frac{\Delta}{D}, \quad (1)$$

где Δ — биение базового торца после черновой обработки; D — диаметр, на котором производится измерение биения.

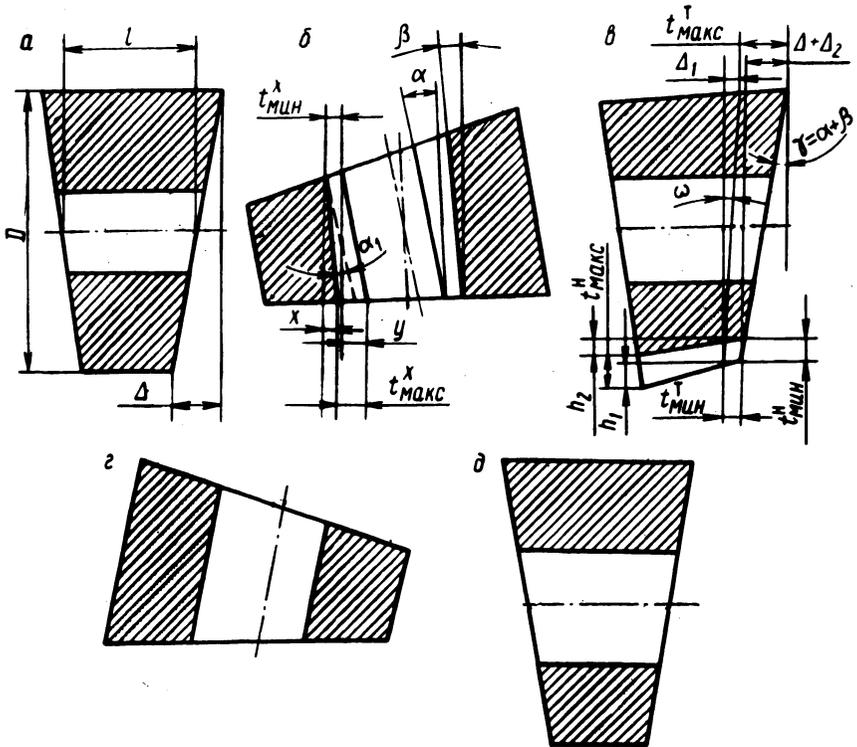


Рис. 1. Перемена баз при обработке зубчатых колес.

В результате хонингования происходит некоторый поворот положения поверхности посадочного отверстия по отношению к исходному. Величина погрешности расположения отверстия при этом

$$K = y - x, \quad (2)$$

но $y = \text{tg} \alpha = 1 \frac{\Delta}{D}$ и $x = \text{tg} \beta = 1(\alpha - \alpha_1) = \text{tg}(\arctg \frac{\Delta}{D} -$

$$- \arctg \frac{t_{\text{макс}}^x - t_{\text{мин}}^x}{1}).$$

Подставив значения x, y в (2) после преобразования, получим

$$K = \frac{(t_{\text{макс}}^x - t_{\text{мин}}^x) (\frac{\Delta^2}{D^2} + 1)}{1 + \frac{\Delta}{D} (t_{\text{макс}}^x - t_{\text{мин}}^x)}, \quad (3)$$

где $t_{\text{макс}}^x, t_{\text{мин}}^x$ - максимальная и минимальная глубины резания при хонинговании.

После хонингования зубчатое колесо переходит на операцию чистового точения наружного контура. При установке на оправке токарного станка угол, образующийся между поверхностью торца и нормалью к оси оправки становится больше $\gamma = \alpha + \beta$ (рис. 1, в). В этом случае погрешность обработки базового торца определяется формулой

$$\Delta_1 = \Delta + t_{\text{мин}}^T - t_{\text{макс}}^T + \Delta_2, \quad (4)$$

где $\Delta_2 = D \text{tg} \beta$ - дополнительная погрешность обработки, вызываемая отклонением посаточного отверстия после хонингования. Таким образом,

$$\Delta_1 = \Delta + t_{\text{мин}}^T - t_{\text{макс}}^T + \frac{\Delta l - D(t_{\text{макс}}^x - t_{\text{мин}}^x)}{1 + \frac{\Delta}{D} (t_{\text{макс}}^x - t_{\text{мин}}^x)}. \quad (5)$$

Угол ω (рис. 1, в) определяется следующим образом:

$$\omega = \arctg \frac{\Delta_1}{D},$$

или

$$\omega = \arctg (D \text{tg} \alpha + t_{\text{мин}}^T - t_{\text{макс}}^T + D \text{tg} \beta), \quad (6)$$

где $t_{\text{макс}}^T, t_{\text{мин}}^T$ - максимальная и минимальная глубины резания при точении торца. Из рис. 1, в также видно, что наруж-

ная поверхность детали не параллельна ее оси. Погрешность обработки h_2 при этом

$$h_2 = h_1 + t_{\text{мин}}^{\text{н}} - t_{\text{макс}}^{\text{н}}, \quad (7)$$

но $h_1 = l \operatorname{tg} \beta$. Подставив h_1 в (7), после преобразования получим

$$h_2 = t_{\text{мин}}^{\text{н}} - t_{\text{макс}}^{\text{н}} + \frac{\frac{\Delta l}{D} - (t_{\text{макс}}^{\text{x}} - t_{\text{мин}}^{\text{x}})}{1 + \frac{\Delta}{Dl} (t_{\text{макс}}^{\text{x}} - t_{\text{мин}}^{\text{x}})}, \quad (8)$$

где $t_{\text{макс}}^{\text{н}}$, $t_{\text{мин}}^{\text{н}}$ - максимальная и минимальная глубины резания при чистовом точении наружного диаметра.

При установке на зубофрезерном станке с зазором между посадочным отверстием и оправкой (рис. 1, г) зубчатое колесо отклоняется на угол ω (формула (6)). Величина колебания межцентрового расстояния за оборот

$$F_{\text{ir}}'' = \frac{\Delta_1^2}{2D} + l \sin \omega - \Delta_1 \sin \omega + d_{\text{k}} - d_{\text{o}}, \quad (9)$$

где d_{k} , d_{o} - диаметры отверстия колеса и оправки.

При установке на жесткой оправке для зубошевингования (рис. 1, д) зубчатое колесо смещается на величину $\frac{d_{\text{k}} - d_{\text{o}}}{2}$. Поэтому величина уменьшения бокового зазора

$$T_{\text{nr}} = 2 \operatorname{tg} 20^\circ \frac{d_{\text{k}} - d_{\text{o}}}{2}. \quad (10)$$

Так как после зубофрезерования различные зубья имеют неодинаковые высоты и толщины, то при шевинговании шевр будет снимать неодинаковые глубины, а именно $t_{\text{макс}}^{\text{ш}}$ и $t_{\text{мин}}^{\text{ш}}$. Это приводит к уменьшению колебания межцентрового расстояния за оборот. Тогда F_{ir}'' при зубошевинговании будет

$$F_{\text{ir}}'' = \frac{\Delta_1^2}{2D} + (1 - \Delta_1) \sin \arctg \frac{\Delta_1}{D} + d_{\text{k}} - d_{\text{o}} - \frac{t_{\text{макс}}^{\text{ш}} - t_{\text{мин}}^{\text{ш}}}{\operatorname{tg} 20^\circ}. \quad (11)$$

Далее производился расчет по полученным уравнениям некоторых точностных параметров. Результаты расчета и экспериментальные данные представлены в табл. 1. Погрешности для токарных операций в среднем увеличились на 15...20%, для зубофрезерования на 12...17, а для зубошевингования на 10...12%. Причи-

Т а б л. 1. Результаты расчета и экспериментальные данные

Операция	Показатель точности	Номер детали		
		240-1005033	240-1006214	240-1006244
Черновое точение	$\Delta^{\text{э}}$	0,229	0,356	0,390
Хонингование	$K^{\text{р}}$	0,0282	0,0291	0,0293
Чистовое точение	$\Delta^{\text{р}}_1$	0,073	0,082	0,085
	$\Delta^{\text{э}}_1$	0,084	0,097	0,1008
Зубофрезерование	$F_{i\Gamma}^{\text{р}} \parallel$	0,074	0,086	0,095
	$F_{i\Gamma}^{\text{э}} \parallel$	0,083	0,092	0,121
Зубошевингование	$T^{\text{р}}_{\text{н}\Gamma}$	0,0054	0,0058	0,0060
	$F_{i\Gamma}^{\text{р}} \parallel$	0,047	0,049	0,061
	$F_{i\Gamma}^{\text{э}} \parallel$	0,052	0,054	0,065
	$i\Gamma$			

П р и м е ч а н и е. Условные обозначения: $\Delta^{\text{р}}$, $F_{i\Gamma}^{\text{р}} \parallel$ и т.д. — расчетные данные;

$\Delta^{\text{э}}$, $F_{i\Gamma}^{\text{э}} \parallel$ и т.д. — экспериментальные данные.

на здесь в том, что экспериментальные данные являются суммарной погрешностью, а в формулах не учитывается ряд факторов, вызывающих погрешности в процессе обработки. Это, разумеется, отражается на общей величине суммарной погрешности.

Таким образом, получены зависимости погрешности зубчатых колес от перемены баз. Анализ приведенных уравнений показал, что расчетные данные отличаются от экспериментальных данных в среднем для токарных операций на 15...20%, для зубофрезерования на 12...17 и для зубошевингования на 10 ... 12%.

К РАСЧЕТУ БЕЗВИБРАЦИОННЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Установлено, что образование металлической стружки является периодическим процессом [1..4]. Стружка, образующаяся при скоростном резании, состоит из микроэлементов, разделенных зонами локализации пластической деформации.

Сила резания за период образования микроэлемента является переменной величиной, обусловленной изменением деформаций, напряжений, контактного трения и других факторов. Изменение силы резания во времени при устойчивом резании, если судить по осциллограммам вибрационного ускорения, является случайным процессом, при котором изменяются как случайные величины частота или амплитуда или одновременно оба эти параметра. При этом характер процесса зависит от условий обработки. При обработке с весьма малыми подачами, когда доминирующей является сила трения на задней поверхности инструмента, случайной является амплитуда, а частота остается постоянной; при наростообразовании частота и амплитуда одновременно изменяются как случайные величины; при скоростном резании с достаточно большими подачами случайной величиной является амплитуда. При неустойчивом резании, т.е. вибрациях, сила изменяется по закону, близкому к синусоидальному, как при низко-, так и высокочастотных вибрациях.

Вибрации, возникшие при данных условиях обработки, продолжают с увеличением скорости резания до определенного ее значения. Затем резание снова переходит в устойчивую область. Стружка, образующаяся при наличии вибраций при скоростном резании, имеет резко выраженное элементное строение. Микроэлементы стружки разделены зонами локализации пластической деформации. В интервале скоростей неустойчивого резания с увеличением скорости возрастает шаг между зонами, или увеличивается опережающая зона течения металла.

На рис. 1 изображена стружка с возрастающим шагом между зонами локализации в зависимости от скорости резания. После выхода из зоны вибраций стружка утрачивает элементарное строение. Таким образом, в зависимости от скорости резания имеются две области без вибрационного резания, одна из которых соответствует низким, другая — высоким скоростям резания.

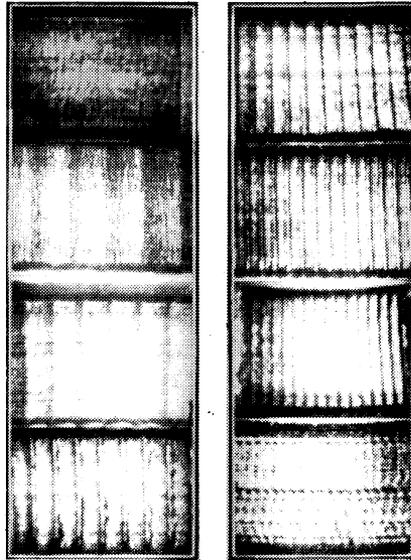


Рис. 1. Вид свободной поверхности стружки, полученной при вибрациях (Ст.45. $\gamma^* = 0$; $s = 0,39$ мм/об; $t = 2,5$ мм; X10).

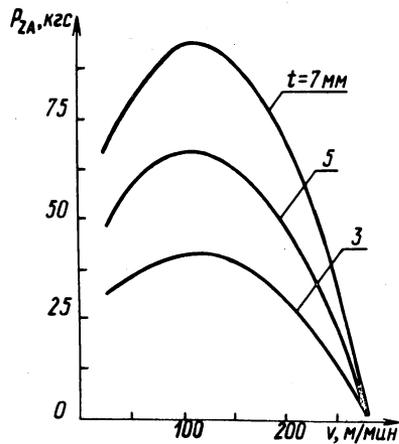


Рис. 2. Зависимость амплитуды от скорости резания.

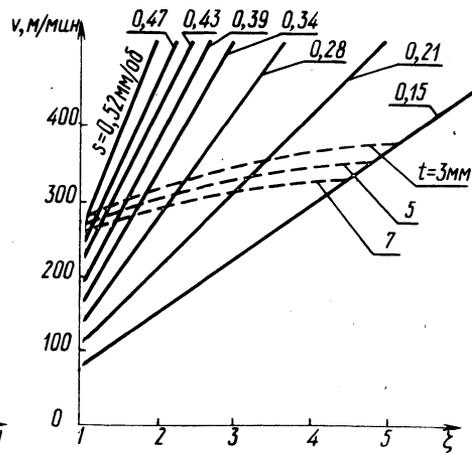


Рис. 3. К определению безвибрационных скоростей резания.

При неустойчивом резании колебания силы подчиняются синусоидальному закону. Принимая во внимание теоретические формулы силы резания [1] и значения коэффициентов трения при образовании зон локализации пластической деформации [3], получим формулу для амплитуды тангенциальной составляющей силы резания

$$P_{zA} = 0,5\zeta st\zeta\varepsilon \frac{\sin\varphi_2}{\cos(\varphi_2 - \gamma)} + \Delta\zeta tS\zeta \frac{\cos(\eta_{\text{макс}} - \gamma)}{\cos(\varphi_2 + \eta_{\text{макс}})} \times \frac{x}{-\gamma) \cos(\varphi_2 - \gamma)} \quad (1)$$

Амплитуды других составляющих силы резания выразятся аналогичными формулами. Формула частоты колебаний силы резания найдена из условия, что объем металла, заключенный между зонами локализации пластической деформации в стружке, принадлежит опережающей зоне течения в момент деформирования. Эта формула имеет вид

$$f = \frac{1000 v \sin\beta \cos(\varphi_2 - \gamma)}{60 s \sin\varphi \sin(\varphi_2 - \beta_1) \left[1 + \zeta + \frac{A \sin(\varphi_2 - \beta_1)}{\sin\beta_1 \cos(\varphi_2 - \gamma)} \right]} \quad (2)$$

В формулах (1) и (2) приняты следующие обозначения: ε — величина сдвиговой деформации для опережающей зоны течения со свободной поверхностью в виде дуги окружности [2]. Эта деформация зависит в основном от контактного трения на передней поверхности инструмента и определяется по формуле

$$\varepsilon = \text{tg}(\varphi_2 - \gamma) + \frac{\text{ctg}\beta_1}{\xi^2} - \frac{\sin(\varphi_2 - \beta_1)}{\zeta \sin\beta_1 \cos(\varphi_2 - \gamma)} - \left[\frac{\sin(\varphi_2 - \beta_1)}{\zeta \sin\beta_1 \cos(\varphi_2 - \gamma)} \right]^2 A, \quad (3)$$

$$A = 2\text{ctg} \frac{\delta}{2} \left(1 - \frac{\delta}{2} \text{ctg} \frac{\delta}{2} \right);$$

где v , s , t — элементы режима резания; ζ — касательное напряжение в зонах локализации пластической деформации; $\Delta\zeta$ —

разность между касательными напряжениями при максимальном и минимальном значениях силы резания; $\eta_{\text{макс}}$ — максимальное значение угла трения на передней поверхности инструмента; ξ — коэффициент продольной усадки стружки; f — частота возникновения зон локализации пластической деформации; φ — главный угол в плане; δ, γ — углы резания и передний; β_1 — условный угол сдвига; φ_2 — угол верхней границы опережающей зоны течения.

Изменение амплитуды тангенциальной составляющей силы резания в зависимости от скорости показано на рис. 2.С увеличением скорости амплитуда растет, достигает максимума, затем уменьшается до нуля. С увеличением глубины и подачи амплитуда возрастает, причем наибольшее влияние оказывает глубина резания. С уменьшением переднего угла инструмента амплитуда увеличивается.

Безвибрационные условия обработки будут иметь место при

$$P_{zA} = 0,5 \zeta s t \zeta \varepsilon \frac{\sin \varphi_2}{\cos(\varphi_2 - \gamma)} = 0$$

или

$$\varepsilon = 0. \quad (4)$$

По уравнению

$$a \operatorname{tg}^2 \varphi_2 + b \operatorname{tg} \varphi_2 + c = 0, \quad (5)$$

найденному из условия (4), определится угол верхней границы опережающей зоны течения, соответствующий условиям безвибрационной обработки. В уравнении (5) значения коэффициентов следующие:

$$a = \cos^2(\beta_1 - \gamma) \operatorname{tg} \gamma - \cos^2 \beta_1 \operatorname{tg} \gamma - \frac{A \cos^2 \beta_1}{\cos^2 \gamma};$$

$$b = \frac{2 \cos^2(\beta_1 - \gamma)}{\operatorname{tg} 2\gamma} - \frac{\cos(\beta_1 - \gamma) \cos(\beta_1 + \gamma)}{\cos^2 \gamma} +$$

$$+ \frac{\sin 2\beta_1 (0,5 \sin 2\gamma + A)}{\cos^2 \gamma};$$

$$C = \sin 2\beta_1 - \cos^2(\beta_1 - \gamma) \operatorname{tg} \gamma + \frac{\sin^2 \beta_1 (0,5 \sin 2\gamma - A)}{\cos^2 \gamma}.$$

Безвибрационная скорость резания определится по формуле, полученной из зависимости (2):

$$v = \frac{60 s f \sin \varphi \sin(\varphi_2 - \beta_1)}{1000 \sin \beta_1 \cos(\varphi_2 - \gamma)} \left[1 + \zeta + \frac{A \sin(\varphi_2 - \beta_1)}{\sin \beta_1 \cos(\varphi_2 - \gamma)} \right]. \quad (6)$$

На рис. 3 даны кривые безвибрационных скоростей резания для различных подач и глубин резания при прочих постоянных условиях. Кривые, отмеченные подачами, определялись по формуле (6), а кривые, отмеченные глубинами резания, — по формуле [4]:

$$v = \frac{C_v}{T^m t^{x_v} s^{y_v}} K_v. \quad (7)$$

Расчеты проведены для всех подач, указанных на рис. 3. При этом в качестве инструментального материала принят сплав ТЗОК4 ($K_{av} = 1,4$) со стойкостью $T = 30$ мин; обрабатываемый материал — сталь 45 ($\sigma_B = 65$ кг/мм², $K_{\mu v} = 1,15$). Остальные поправочные коэффициенты в формуле (7) при расчетах приняты равными единице.

Точки пересечения кривых, приведенных на рис. 3, определяют безвибрационные скорости резания для данных условий обработки. Эти данные показывают, что современные твердые сплавы позволяют работать при нормативной стойкости на безвибрационных скоростях резания верхнего предела.

Л и т е р а т у р а

1. Молочков А.В. Анализ теоретических уравнений силы резания. — В сб.: Мат-лы УІ науч.-теор. конф. Могилев, 1969.
2. Молочков А.В. Экспериментальные и теоретические исследования пластических деформаций в зоне стружкообразования. — В сб.: Новая техника и прогрессивная технология. Минск, 1969.
3. Молочков А.В. Уравнение направления сдвига при стружкообразовании. — В сб.: Машиностроение и приборостроение. Вып. 6. Минск, 1974.
4. Справочник технолога-машиностроителя. Т.2. Изд. 2-е. Под ред. А.Н. Мало-ва. М., 1972.

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ КОМБИНИРОВАННОГО РОТАЦИОННОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ОБРАБОТКЕ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ

Одним из технологических процессов для чистовой и от-делочной обработки деталей машин является совмещение опе-раций резания с поверхностным пластическим деформирова-нием (ППД) комбинированными инструментами.

Разработанные на кафедре технологии машиностроения Мо-гилевского машиностроительного института комбинированные ротационные инструменты с унифицированными узлами [1] прош-ли успешные производственные испытания и рекомендованы в производство для совмещенной чистовой и отделочной обработ-ки резанием и ППД крупногабаритных деталей типа "барабаны". Недостаточная жесткость конструкции этих деталей, повышен-ные требования к точности диаметральных размеров и шеро-ховатости поверхности не позволили ранее применять для их обработки высокопроизводительные ротационные способы. Окон-чательная обработка рабочих поверхностей барабанов $\varnothing 715_{-0,15}$; $\varnothing 1000_{-0,3}$ до шероховатости 0,63 на длине 1300 мм производилась шлифованием и полированием на спе-циальных станках. Применение комбинированного ротационного инструмента для совмещения в один технологический переход ротационного резания и ППД позволило полностью устранить операции шлифования и полирования рабочих поверхностей де-талей этого типа.

В результате производственных испытаний установлено, что стабильная безвибрационная работа режущих и накатных эле-ментов инструмента, при которой обеспечиваются заданные точностные параметры обрабатываемых поверхностей рас-считываемых нежестких деталей, находится в следующем диа-пазоне режимов обработки: продольная подача $s = 0,2...0,3$ мм/об; глубина резания t до 0,3 мм; усилие накатывания $P=10...20$ кгс; скорость вращения изделия v до 150 м/мин.

Для установления в этой области зависимости шерохова-тости обработанной поверхности по параметру R_a от техноло-гических факторов процесса (P , s , v и t) были проведены исследования с использованием метода полнофакторного пла-нирования эксперимента.

Табл. 1.

Характеристика	P, кгс (x_1)	S, мм/об (x_2)	V, м/мин (x_3)	t, мм (x_4)
Основной уровень	15	0,26	118	0,25
Интервал варьирования	5	0,04	47	0,05
Верхний уровень	20	0,3	151	0,3
Нижний уровень	10	0,21	47	0,2

Эксперименты по окончательной обработке барабанов $\phi 100Q_{0,3}$ комбинированным ротационным инструментом проводились на токарном станке мод. 1A665. Параметры рабочих элементов были следующими:

диаметры ротационного резца и торового накатного ролика соответственно 20 и 14 мм;

углы заточки переднего самовращающегося резца $\gamma_3^* = 30^\circ$, заднего $\alpha_3 = -14^\circ$;

радиус профиля накатного ролика 3 мм;

углы установки оси режущих и деформирующих элементов в горизонтальной и вертикальной плоскостях соответственно 30° и 15° при контакте ролика с деталью на уровне высоты центров станка.

Материал обрабатываемой детали - сталь Ст.3. Резец выполнялся из стали P6M5, накатной ролик - из стали X12M; НРС 62,..64. В качестве смазывающе-охлаждающей жидкости использовалась эмульсия. Условия проведения эксперимента приведены в табл. 1.

Порядок проведения 11 опытов рандомизировался. Уравнение регрессии с кодированными переменными выразилось в виде:

$$y = 0,773 - 0,09 x_1 + 0,068 x_2. \quad (1)$$

Адекватность линейного уравнения была проверена и подтверждена по критерию Фишера.

Действительные значения шероховатости по параметру R_a определяются зависимостью

$$R_a = 0,612 - 0,019 P + 1,7 s. \quad (2)$$

Из полученных уравнений следует, что в выбранном диапазоне параметров наибольшее влияние на величину R_a при совмещенной ротационной обработке оказывают усилие накатывания и продольная подача инструмента. Скорость обработки и

глубина резания в выбранном интервале варьирования не оказывают значимого влияния на шероховатость поверхности и поэтому из регрессивных уравнений исключены.

В результате проведенных экспериментов установлено, что при использовании комбинированного ротационного инструмента для совмещенной чистовой и отделочной обработки нежестких крупногабаритных деталей типа "барабаны" заданные технические требования по качеству рабочей поверхности обеспечиваются без последующего шлифования и полирования.

Как показывают экономические расчеты, внедрение нового ротационного способа обработки позволяет повысить производительность труда в 4,2 раза, а технологическую себестоимость операции снизить почти в 7 раз.

УДК 621.787.4.001.24

Н.И. Янков, канд.техн.наук,
Б.И. Александров, канд.техн.наук
И.И. Янков

УПРОЧНЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ ИНДЕНТОРАМИ ПРОИЗВОЛЬНОЙ КРИВИЗНЫ

Упрочнение деталей машин поверхностным пластическим деформированием (ППД) шариками или роликами широко применяется для улучшения эксплуатационных характеристик деталей, повышения их износостойкости и, в первую очередь, усталостной прочности. Закономерности процесса упрочнения деталей машин ППД недостаточно раскрыты, а рабочие параметры обкатки определяются по эмпирическим формулам или путем эксперимента.

В этой связи теоретический и практический интерес представляет изучение закономерностей изменения давления в зоне пластического контакта инструмента с деталью.

Известны методы расчета параметров процесса упрочнения пластическим деформированием деталей машин шариками различных диаметров. Чтобы использовать эти методы расчета для инденторов произвольной кривизны, необходимо последние заменить шариками приведенных диаметров, которые при одних и тех же нагрузках вдавливания давали бы одинаковую степень пластической деформации.

Приведенный диаметр индентора произвольной кривизны при пластическом вдавливании в плоский образец можно определить по двум методам. По первому учитывается, что среднее давление в зоне пластического контакта ролика с плоскостью равно среднему давлению шарика диаметром $D_{пр}$ с плоскостью при одной и той же площади пластического контакта. Для этого воспользуемся известной эмпирической формулой, согласно которой при вдавливании шара в плоскость выполняется зависимость

$$P = ad^n, \quad a_0 = aD^{n-2}, \quad (1)$$

где P - нагрузка, кгс; d - диаметр отпечатка, мм; D - диаметр шарика, мм; a - среднее давление, уменьшенное на $4/\pi$ при диаметре отпечатка, равном 1 мм; a_0 - среднее давление, уменьшенное на $4/\pi$ при диаметре отпечатка, равном 1 мм, при полном наклепе металла; n - безразмерный показатель, зависящий от пластичности металла и не зависящий от диаметра шарика. Эта формула правомерна и при вдавливании цилиндрического ролика в плоские образцы.

Представим модель вдавливания цилиндрического ролика диаметром D_p и профильным диаметром $d_{проф}$ как вдавливание двух шаров диаметром D_1 и диаметром d_2 в плоские образцы при одной и той же нагрузке. Определив для стали n и a_0 , находим a для диаметра шара D_1 и для диаметра d_2 при $n = 2,25$ по формуле (1). Предполагаем, что среднее значение $a_{ср}$ будет истинным значением для данного цилиндрического ролика. В соответствии с формулой (1) найдем приведенный диаметр шарика

$$D_{пр} = \left(\frac{a_0}{a_{ср}} \right)^4. \quad (2)$$

По второму методу приведенный диаметр при вдавливании того же ролика в плоский образец определяется на основании теории упругости.

Приведенный диаметр $D_{пр}$ находим из условия равенства максимальных давлений в центре упругого контакта ролика и шара с плоскостью при одной и той же площади контакта. Известно, что формула для определения приведенного диаметра имеет вид

$$D_{\text{пр}} = \frac{4}{\sum K \sqrt{n_p^3}}, \quad (3)$$

где $\sum K$ - сумма главных кривизн, соприкасающихся тел;

$$\sum K = \frac{2}{D_p} + \frac{2}{d_{\text{пр}}}, \quad (4)$$

n_p - коэффициент, зависящий от соотношения главных кривизн.

Значение n_p находится в зависимости от аргумента Ω

$$\Omega = \frac{1}{\sum K} \sqrt{\left(\frac{2}{D_p} - \frac{2}{d_{\text{пр}}} \right)^2}. \quad (5)$$

Приведенные диаметры $D_{\text{пр}}$, рассчитанные по двум методам при вдавливании роликов в плоские образцы, хорошо согласуются между собой (табл. 1).

При пластическом контактировании шара или ролика с поверхностью произвольной кривизны получается отпечаток сложной конфигурации, нормальную проекцию площади которого точно рассчитать довольно трудно. Для определения приведенного диаметра воспользуемся кривой изменения условных давлений в зависимости от усилия на индентор.

Будем рассматривать метод определения нагрузки по изменению средних давлений в зависимости от усилия вдавливания шарика в плоский образец, при которой достигается максимальная твердость на определенной глубине упругопрочного слоя. Эта нагрузка определяет допустимую степень деформации для данного металла. Используем этот метод определения нагрузки для цилиндрического ролика при контак-

Т а б л. 1.

Марка стали	n	a ₀	D _p , мм	d _{пр} , мм	a ₁ , n=2,25	a ₂ , n=2,25	a _{ср}	Расчетная формула	
								2	3
45	2,27	178	80	10	59,5	100,1	79,8	24,75	25
			80	5	59,5	119,1	89,3	15,8	15,2
			30	2,5	76,0	141,6	108,8	7,17	7
40X	2,19	218	80	10	72,9	122,6	97,7	24,75	25
			80	5	72,9	145,9	109,4	15,8	15,2
			30	2,5	93,1	173,4	133,2	7,77	7

тировании с поверхностью произвольной кривизны. С этой целью цилиндрический ролик диаметром 80 мм и профильным диаметром 10 мм вдавливался в вал диаметром 16 мм из стали 45 и диаметром 14 мм из стали 40X под различными нагрузками.

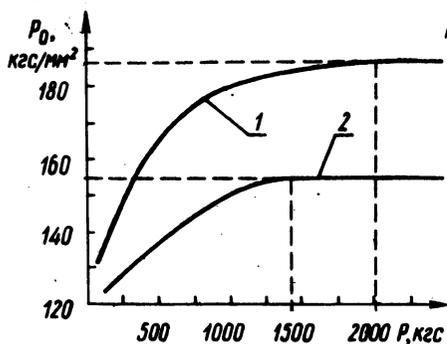


Рис. 1. Изменение условных давлений в зависимости от усилия вдавливания цилиндрического ролика ($D_p = 80$ мм, $r_{пр} = 5$ мм): 1 – сталь 40X, $D = 14$ мм; 2 – сталь 45, $D = 16$ мм.

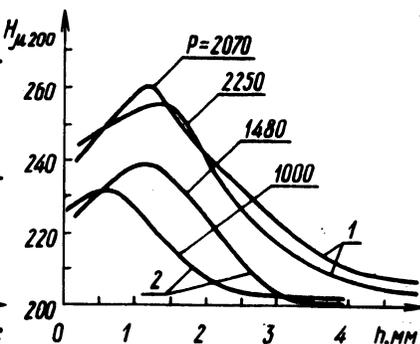


Рис. 2. Изменение твердости деформированного слоя по глубине в зависимости от усилия вдавливания цилиндрического ролика ($D_p = 80$ мм, $r_{пр} = 5$ мм): 1 – сталь 40X, 2 – сталь 45.

Характер изменения условных давлений в зависимости от усилия показан на рис. 1. При касательной, проведенной параллельно оси абсцисс, через максимум условного давления получено усилие, при котором достигается максимальная твердость на определенной глубине упрочненного слоя. Для стали 45 в этом случае усилие равно 1480 кгс, а для стали 40X – 2070 кгс. Такие же усилия получаются при вдавливании шара диаметром 24,75 мм в плоские образцы из этих сталей.

Следовательно, диаметр шара, равный 24,75 мм, будет являться приведенным для данного цилиндрического ролика, что соответствует расчету по изложенной методике. Экспериментальная проверка производилась измерением микротвердости по глубине после статического вдавливания. Для этого образцы разрезались по центрам отпечатков, шлифовались и полировались. Затем измерялась микротвердость по глубине на приборе ПМТ-3 с нагрузкой на пирамиду 200 г.

Изменение твердости по глубине показано на рис. 2. Как видно, максимальная твердость на определенной глубине упрочненного слоя достигается при расчетном усилии для шарика диаметром 24,75 мм.

Следовательно, при пластическом контактировании шарика или ролика с поверхностью произвольной кривизны, приведенный диаметр определяется так же, как и при контактировании индентора с плоскостью.

Таким образом, настоящая методика позволяет более обоснованно подходить к выбору режимов упрочняющей обработки деталей машин инденторами произвольной кривизны.

УДК 621.941.1

В.А. Николаев, канд.техн.наук

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ БОКОВОГО СМЯТИЯ НА ИЗНОС РЕЗЦОВ И КАЧЕСТВО ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

На качество обработанной поверхности при тонком точении износ резцов оказывает более существенное влияние, чем при других видах токарной обработки.

При снятии тонких стружек происходит заметная поверхностная деформация в виде бокового смятия материала. Для обнаружения эффекта бокового смятия материала был использован сравнительный метод определения течения металла с помощью металлографического микроскопа при точении стали 45 резцами из лейкосапфира и твердого сплава ТЗ0К4.

Геометрические параметры и режимы обработки в обоих случаях были одинаковыми: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = 8^\circ$; $\alpha_1 = 8^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 10^\circ$; $\lambda = 0$; $r = 0,3$ мм; $v = 165$ м/мин; $t = 0,15$ мм; $s = 0,03$ мм/об.

Установлено, что при тонком точении металл перемещается в направлении, противоположном направлению подачи, причем заусеницы образуются на кромках следов подачи (так называемый эффект выдавливания). Такое действие слабо проявляется при остро заточенном инструменте и значительно усиливается при притупленном. Изучение данного эффекта проводилось путем фотографирования (с увеличением в 200 раз) резцов и обработанной поверхности при $h = 0,06$ мм. Имеющиеся на гребешках подачи заусеницы свидетельствуют об эффекте бокового смятия (рис. 1), после же отделения стружки материал еще подвергается деформации. Канавки, обнаруженные на передней и задней поверхностях резца, являются общей формой износа как для монокристалльных инструментов

(лейкосапфир, алмаз, рубин), так и для поликристалльных (ТЗОК4).

На канавочный износ резца (рис. 2) оказывают влияние напряжения сжатия, возникающие между деталью и поверхностью резца, боковое смятие металла (начинает оказывать заметное влияние при скоростях резания 200...300 м/мин) и его окисление (при скоростях резания выше 300 м/мин, когда температура превысит 800°C). Исследования показали, что решающим фактором "канавочного" износа является напряженное состояние участка резца. Так, в исследуемых резцах наибольший "канавочный" износ наблюдался по самой нагруженной вспомогательной задней грани.

При определенных условиях стружка, сходящая по передней поверхности резца, отжимает часть выступа микронеровности во впадину и несколько уменьшает величину микронеровности (шероховатости).

Величина бокового смятия материала зависит от вида инструмента и его геометрических параметров. При использовании твердосплавных резцов на гребешках подачи фиксировались заусеницы величиной от 22 до 45 мкм, при обработке монокристалльными инструментами они были значительно меньше. Так, для резцов из лейкосапфира величина заусениц колеблется в пределах 3...8 мкм. Применение поликристалльных инструментов по сравнению с монокристалльными приводит к большему эффекту бокового смятия. Из геометрических параметров на боковое смятие влияют: угол схода стружки $\varphi_{\text{стр}}$ (рис. 3), вспомогательный угол в плане, главный угол в плане, радиус округления режущих кромок и радиус при вершине резца.

При углах схода стружки, больших $30...45^{\circ}$, эффект бокового смятия проявляется незначительно. При малых углах схода стружки материал в точке ее отделения может получить боковое смещение.

Увеличение главного угла в плане способствует уменьшению угла схода стружки, увеличению поперечной усадки ее и, как следствие, повышению бокового смятия обрабатываемого материала. Увеличение вспомогательного угла в плане означает, что боковая сторона стружки и вспомогательная режущая кромка располагаются плотнее друг к другу, что также способствует боковому течению обрабатываемого материала. Поэтому, очевидно, резцы с полирующей фасеткой, где $\varphi_0 = 0$,

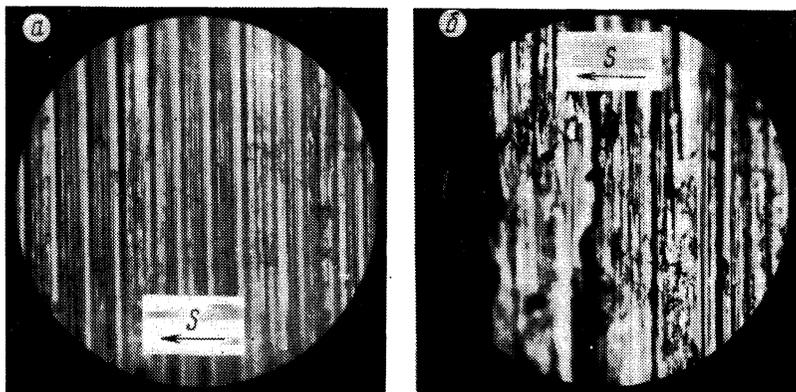


Рис. 1. Качество обработанной поверхности стали 45 при использовании реза из лейкосапфира (а) и твердосплавного реза Т30К4 (б).

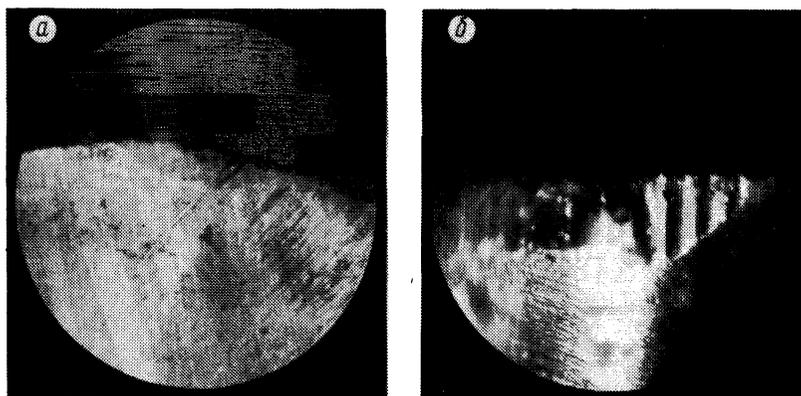


Рис. 2. Износ лейкосапфирового реза при точении стали 45 по передней поверхности (а) и канавочный износ по вспомогательной задней поверхности (б).

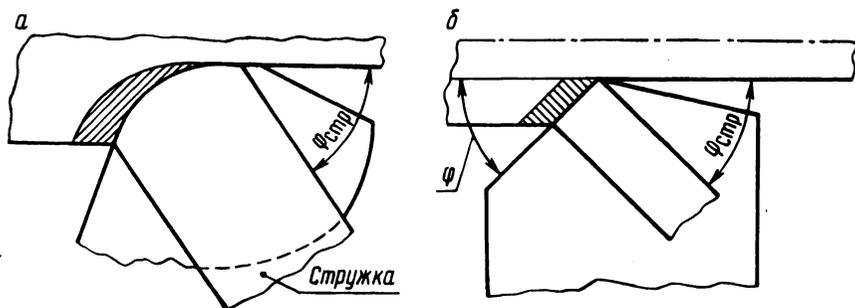


Рис. 3. Определение угла схода стружки для реза с закругленной режущей кромкой (а) и прямолинейной (б).

позволяют получить минимальную шероховатость обработанной поверхности.

Наиболее существенное влияние на боковое течение материала оказывает радиус скругления режущей кромки ρ . Поверхности, обработанные новым неизношенным резцом, имеют гребешки подачи с сильным боковым смятием, если радиус режущей кромки достаточно велик.

Как отмечалось, при эффекте бокового смятия материал после отделения стружки подвергается деформации. Так как при этом металл наклепан (зачастую до предела), то происходит его разрыхление, приводящее к появлению трещин, отслаиванию и шелушению металла.

С физической точки зрения боковое смятие материала можно объяснить перенаклепом металла, когда первоначальные его свойства уже восстановить невозможно. При отсутствии бокового смятия металла улучшить качественные характеристики (требуемую шероховатость и глубину наклепа) предварительно обработанными лейкосапфировыми резцами деталей из стали 45 можно путем последующего выглаживания поверхности. Если процесс обработки сопровождается боковым смятием металла, то операция выглаживания эффекта не дает. Шероховатость обработанной поверхности может достичь 10-го класса, но физико-механические свойства ее будут неоднородны.

Таким образом, боковое смятие обрабатываемого материала при тонком точении оказывает существенное (хотя и не основное) влияние на канавочный износ резцов и решающее влияние на работоспособность обработанной поверхности. Боковое течение металла не является постоянным в зоне резания и при правильном выборе материала инструмента, его геометрии, режимов обработки может быть сведено до минимума. Для резцов рекомендуются: углы в плане $45...60^\circ$, вспомогательные углы в плане $5...15^\circ$; радиус при вершине $0,2... 0,3$ мм. С целью обеспечения заданного качества обработанной поверхности следует отдать предпочтение монокристалльному (лейкосапфир), а не поликристалльному (ТЗОК4) инструменту.

Таким образом, при оптимизации процесса тонкого точения следует учитывать эффект бокового смятия.

ФРЕЗЕРОВАНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС НА ЗУБОФРЕЗЕРНОМ
СТАНКЕ С САУ

Сравнительно новым методом повышения эффективности выполнения различных операций механической обработки является оснащение металлорежущих станков системами адаптивного управления (САУ). Сущность работы системы состоит в том, что за счет изменения режимов резания (чаще всего подачи) САУ обеспечивает поддержание оптимальной силы резания в период обработки детали независимо от изменения припуска, колебания твердости заготовки и износа инструмента, что приводит к повышению производительности и стойкости инструмента.

Как известно, усилия резания при зубофрезеровании изменяются как по длине рабочего хода в зависимости от положения фрезы относительно нарезаемой заготовки, так и в каждом сечении, перпендикулярном оси заготовки, вследствие неравномерной загрузки зубьев червячной фрезы.

Для выравнивания усилий резания на протяжении цикла зубофрезерования нами была применена система адаптивного управления. САУ включает два основных блока: регулируемый электропривод подачи, состоящий из двигателя постоянного тока, червячного редуктора с электромагнитной муфтой, и электронный блок управления. САУ встраивается в электрическую схему зубофрезерного станка и управляет циклом обработки, поддерживая постоянное усилие резания за счет непрерывного изменения подачи фрезы. Стабилизация усилия путем изменения скорости резания в настоящее время не экономична. Управляющим сигналом является отклонение тока нагрузки от заданной величины на двигателе главного движения. Этот сигнал передается на двигатель подачи, который изменяет обороты и величину подачи.

Резание начинается с подачей S_1 , в 2...3 раза большей подачи фрезы S_0 при обычной обработке. Подача по мере врезания фрезы на полную глубину зуба уменьшается до величины S_0 (рис. 1). На участке выхода подача вновь увеличивается до величины S_1 . Таким образом, на всей длине фрезерования обработка ведется со средней подачей, превосходящей подачу фрезерования без САУ. При этом либо повышается

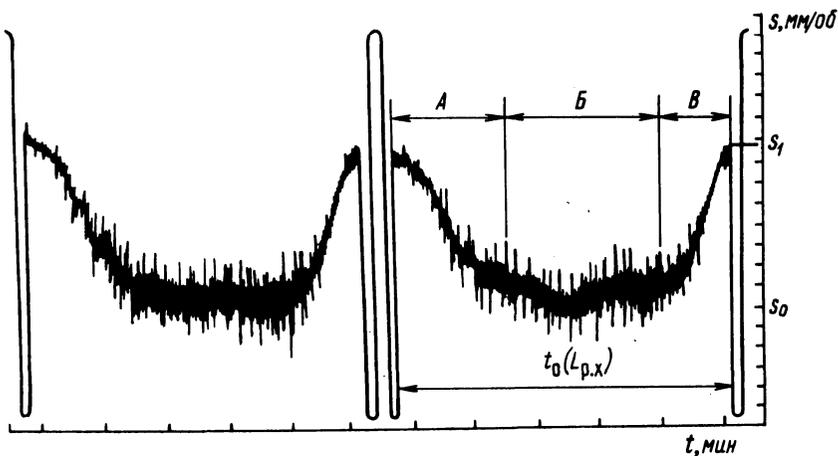


Рис. 1. Изменение подачи при зубофрезеровании с САУ: А – выход фрезы; Б – установившееся резание; В – врезание.

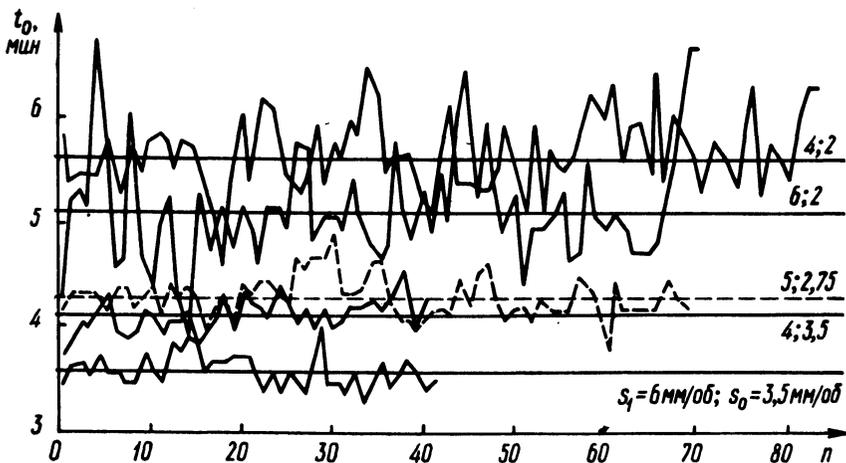


Рис. 2. Изменение производительности при зубофрезеровании шестерен с САУ (n – номер детали при обработке).

Т а б л. 1. Условия проведения эксперимента

Уровни варьирования независимых переменных	Без САУ		С САУ	
	V , м/мин	S , мм/об	S_1 , мм/об	S_0 , мм/об
Основной	39,2	2,64	5	2,75
Верхний	50	3,43	6	3,5
Нижний	31,4	1,96	4	2,0

производительность обработки, либо увеличивается стойкость червячных фрез при постоянной производительности.

С целью определения эффективности оптимизации режимов зубофрезерования САУ проводились испытания по стойкости и производительности в сравнении с обычной обработкой зубчатых колес. Шестерни обрабатывались как с помощью САУ, так и без нее методом встречного зубофрезерования на станке мод. 5Б312 без осевых передвижек. Параметры зубчатого колеса следующие: модуль 4,5 мм, число зубьев 21, ширина зубчатого венца 38 мм, материал колеса — сталь 25ХГТ, твердость — НВ156...207. Материал червячных фрез — быстрорежущая сталь Р6М5. Величина износа зубьев фрезы замерялась на специальном приспособлении лупой Бринеля МПБ-2. Величина подачи, характер ее изменения и время обработки фиксировались при помощи самопишущего ампервольтметра НЗ90.

Время резания при использовании САУ не постоянно и имеет случайный характер, как результат стохастического изменения условий зубофрезерования (рис. 2). Оценка производительности, выраженная через основное время, определяется по среднему значению основного времени:

$$\bar{t}_0 = \frac{\sum_{i=1}^n t_{0i}}{n}, \quad (1)$$

где \bar{t}_0 — среднее значение основного времени при зубофрезеровании с САУ; t_{0i} — основное время, необходимое для обработки i -й детали; n — количество обработанных деталей за интервал времени, по истечении которого определяется производительность.

Изменение режимов резания при зубофрезеровании как обычным методом, так и с САУ производилось в соответствии с методикой полного двухфакторного эксперимента (табл. 1). Поскольку применяемая система адаптивного управления реагирует на внешние воздействия изменением величины подачи, то испытания с САУ проводились при постоянной скорости резания, равной 31,4 м/мин. При этом изменялись только значения максимальной (S_1) и минимальной (S_0) подач. Каждый опыт повторялся три раза.

По результатам экспериментов получены математические зависимости стойкости и производительности от изменяющихся элементов режимов резания. При фрезеровании без САУ стойкостная зависимость имеет вид

$$\ln T = 4,272 - 0,433 x_1 - 0,428 x_2 + 0,092 x_1 x_2. \quad (2)$$

где $x_1 = 4,348 \ln v - 15,987$; $x_2 = 3,571 \ln s - 3,403$.

При фрезеровании с САУ стойкостная зависимость и производительность выражаются так:

$$\ln T = 4,4272 - 0,1042 x_3 - 0,4839 x_4 \quad (3)$$

$$\ln t_0 = 1,504 - 0,063 x_3 - 0,173 x_4, \quad (4)$$

где $x_3 = 4,926 \ln S_1 - 7,827$, $x_4 = 3,57 \ln S_0 - 3,475$.

Статистическая проверка показала, что полученные уравнения хорошо описывают экспериментальные результаты. Наличие эмпирических зависимостей (2), (3), (4) позволили расчетным путем установить возможности САУ по повышению эффективности операции зубофрезерования. Так, при сохранении постоянной производительности стойкость червячных фрез повышается в 1,3...1,4 раза, а производительность при постоянной стойкости — в 1,2 раза по сравнению с обычным зубофрезерованием в условиях эксперимента. При высоких значениях производительности зубофрезерования наблюдается уменьшение данного эффекта.

Таким образом, применяемая система адаптивного управления зубофрезерным станком позволяет в ходе обработки изменять величину подачи вследствие изменения условий протекания операции. При использовании САУ возможно повышение стойкости червячных фрез на 30...40%, а производительности операции — на 20% по сравнению с обычным зубофрезерованием.

УДК 621.833

М.М. Кане, канд.техн.наук
В.А. Шушкевич, И.К. Христук

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ШЕСТЕРЕН НА ДИНАМИКУ ПЕРЕДАЧИ В УСЛОВИЯХ КОРОБКИ ПЕРЕДАЧ ТРАКТОРА ДТ-75

Работа выполнялась на стенде с внешним силовым замыканием. Исследование проводилось на шестернях постоянного зацепления 77.37.184 и 77.37.195 коробки передач трактора ДТ-75 [1...3]. Характер влияния режимов работы шесте-

рен на динамику передачи анализировался на основании осциллограмм записи деформаций зуба промежуточной шестерни 77.37.195, полученных с помощью тензорезисторов сопротивления, наклеенных на торцы зуба по мостовой схеме.

Влияние окружной скорости v шестерен на динамику передачи исследовалось при ее увеличении на делительной окружности колеса до 10,1 м/с ($n=1300$ об/мин). Передаваемый номинальный крутящий момент $M_{кр.стат}$ находился в пределах 20...80 кгс·м, разность шагов зацепления ведущей и ведомой шестерен $\Delta f_{рвр} = (-33) - (+35)$ мкм, диаметральный зазор в сопряжении шестерня-вал $\Delta D=55-260$ мкм. На рис. 1 пока-

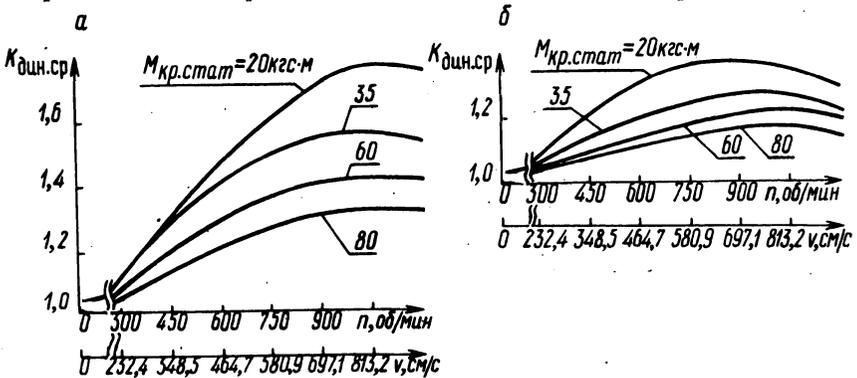


Рис. 1. Влияние окружной скорости v на коэффициент динамичности $K_{дин.ср}$ при $\Delta f_{рвр} = -33$ мкм, $\Delta D = 125$ мкм (а) и при $\Delta f_{рвр} = +35$ мкм, $\Delta D = 125$ мкм (б).

заны зависимости $K_{дин.ср}$ от v для двух крайних из рассмотренных значений $\Delta f_{рвр}$ при различных $M_{кр.стат}$. Было установлено, что для выбранных условий работы шестерен зависимости между $K_{дин.ср}$, $P_{уд.дин.ср}$ и v с достаточной точностью аппроксимируются параболлами, выходящими из начала координат. Так, для зависимостей $K_{дин.ср} = f(v) \eta_T = 0,557 - 0,891, \epsilon = 0,068 - 9,90\%$, $F = 0,008 - 0,688$, для зависимостей $P_{уд.дин.ср} = f(v) \eta_T = 0,389 - 0,889, \epsilon = 0,69 - 25,65\%$, $F = 0,002 - 0,805$. Здесь η_T — теоретическое корреляционное отношение, $\epsilon_{ср}$ — средняя относительная ошибка уравнения связи; F — критерий Фишера, характеризующий адекватность модели эмпирическим данным.

При увеличении v до некоторого предельного значения $v_{пр} = 5,5...7,5$ м/с происходит рост $R_{уд.дин.ср}$ и $K_{дин.ср}$. При дальнейшем увеличении v для случая кромочного удара зубьев ($\Delta f_{pbr} < 0$) значения $R_{уд.дин.ср}$ и $K_{дин.ср}$ остаются примерно постоянными, для случая срединного удара ($\Delta f_{pbr} > 0$) отмечается уменьшение значений $R_{уд.дин.ср}$ и $K_{дин.ср}$.

При увеличении ΔD значение $v_{пр}$ сдвигается в сторону больших скоростей и при $\Delta D = 260$ мкм $v_{пр} = 9$ м/с. Это объясняется, очевидно, увеличением коэффициента перекрытия при увеличении ΔD в результате перемещения зоны зацепления по высоте зуба. Аналогичное действие на изменение $v_{пр}$ оказывает и величина Δf_{pbr} . Если для срединного удара $v_{пр} = 5,5 - 6,5$ м/с, то для кромочного $v_{пр} = 6,5 - 7,5$ м/с.

Нами обнаружены некоторые увеличения $K_{дин.ср}$ и $R_{уд.дин.ср}$ при срединном ударе для n , равном 550 и 820 об/мин. Они вызваны совпадением частот возбуждения с частотой собственных колебаний зубчатого колеса на валу. При кромочном ударе вследствие снижения жесткости зацепления в точке пересопряжения зубья шестерни автотракторных коробок передач (КП) нечувствительны к подобным резонансным явлениям.

Изменение $M_{кр.стат}$ не влияет на общий характер взаимосвязей $K_{дин.ср}$ и $R_{уд.дин.ср}$ с v , однако для больших значений $M_{кр.стат}$ возрастание $K_{дин.ср}$ и $R_{уд.дин.ср}$ с увеличением v происходит менее резко. При исследовании влияния $M_{кр.стат}$ на динамику передачи $M_{кр.стат}$, v , Δf_{pbr} , ΔD изменялись в тех же пределах, что и при изучении влияния v на динамику передачи. Было установлено, что рост $M_{кр.стат}$ в изученных пределах приводит к уменьшению $K_{дин.ср}$ и увеличению $R_{уд.дин.ср}$. Причем для рассмотренных пределов изменения Δf_{pbr} , v , ΔD эти зависимости между $K_{дин.ср}$, $R_{уд.дин.ср}$ и $M_{кр.стат}$ носят линейный характер, что дает возможность с

достаточной точностью аппроксимировать их полиномом первой степени. В этом случае для зависимости $K_{\text{дин.ср}} = f(M_{\text{кр.стат}})$ $\epsilon_{\text{ср}}$ находится в пределах 0,595--7,973%, $F = 0,060$ --1,105, $r_{xy} = (-0,118) - (-0,859)$. Для зависимости $P_{\text{уд.дин.ср}} = f(M_{\text{кр.стат}})$ $\epsilon_{\text{ср}} = 4,047$ --20,99%, $F = 0,075$ --1,196, $r_{xy} = 0,131$ --0,789. Здесь r_{xy} -- коэффициент корреляции между рассматриваемыми параметрами.

Попытка аппроксимации указанных зависимостей с помощью полинома второй степени показала, что этот вид зависимости несущественно улучшает точность описания взаимосвязей между данными параметрами, и поэтому его использование нецелесообразно.

Как видно из рассчитанных характеристик взаимосвязей между $K_{\text{дин.ср}}$, $P_{\text{уд.дин.ср}}$ и $M_{\text{кр.стат}}$, степень влияния $M_{\text{кр.стат}}$ на $K_{\text{дин.ср}}$ и $P_{\text{уд.дин.ср}}$ увеличивается с ростом абсолютных значений Δf_{pbr} . Это, очевидно, связано с тем, что при больших абсолютных значениях Δf_{pbr} величины $K_{\text{дин.ср}}$ и $P_{\text{уд.дин.ср}}$ также достигают больших значений.

Изменение v не сказывается существенно на характере взаимосвязи $M_{\text{кр.стат}}$ с $K_{\text{дин.ср}}$ и $P_{\text{уд.дин.ср}}$. С увеличением ΔD общий характер указанных зависимостей также не меняется, однако отмечается больший разброс значений $K_{\text{дин.ср}}$ и $P_{\text{уд.дин.ср}}$, так как при увеличении ΔD возможно перемещение положения зоны зацепления по поверхности зуба. Это приводит к изменению жесткости зацепления и динамических нагрузок в передаче.

Таким образом, окружная скорость вращения v и передаваемый полезный крутящий момент $M_{\text{кр.стат}}$ оказывают существенное влияние на динамические нагрузки в зубчатых колесах коробки передач трактора ДТ-75, работающих в условиях, максимально приближенных к эксплуатационным. Установлены характер и степень влияния v и $M_{\text{кр.стат}}$ на коэффициент динамичности $K_{\text{дин.ср}}$ и удельную динамическую нагрузку $P_{\text{уд.дин.ср}}$ в зацеплении. Изменение характеристик точности

зубчатых колес Δf_{pbr} и ΔD отражается на характере указанных взаимосвязей. Полученные данные, а также данные, приведенные в работах [2,3] позволяют оптимизировать требования к Δf_{pbr} и ΔD для условий работы шестерен, подобных рассмотренным.

Л и т е р а т у р а

1. Кане М.М., Шушкевич В.А., Христюк И.К. Некоторые вопросы экспериментального исследования динамических нагрузок в зубчатых колесах автотракторных коробок передач. — В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Вып. 1. Минск, 1970. 2. Кане М.М. и др. Влияние разности шагов зацепления на динамику зубчатых колес в условиях коробки передач трактора ДТ-75. — В сб.: Машиностроение и приборостроение. Вып. 8. Минск, 1976. 3. Кане М.М. и др. Влияние точности сопряжения шестерня—вал на динамику зубчатой передачи. — В сб.: Машиностроение и приборостроение. Вып. 9. Минск, 1976.

УДК 621.81.004.67

Е.Н. Сташевская

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ СПЛАВОВ НА НИКЕЛЕВОЙ ОСНОВЕ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Выявление зависимости изнашивания покрытий из сплавов на никелевой основе от условий испытаний дает возможность рационального выбора номенклатуры упрочняемых деталей.

Испытания на изнашивание при трении скольжения без смазки проводили на модернизированной машине трения МИ. Неподвижный образец с покрытием из сплава ПГ-ХН80СР4 толщиной 1,0...1,5 мм (5x5x15 мм) испытывали в паре с образцом из твердого сплава ВК8 (наружный диаметр 40 мм, толщина диска — 10 мм). Режимы испытаний были следующие: скорость скольжения 0,5...2,0 м/с; удельные давления — $4 \cdot 10^5 \dots 40 \cdot 10^5 \text{ Н/м}^2$, температура окружающей среды 473 ... 873°К. Износ определяли линейным методом. Исследования проводили с применением математического планирования экспериментов. Параметром оптимизации у служил износ сплава ПГ-ХН80СР4. Исследовались факторы: x_1 — температура ок-

ружающей среды, $T^{\circ}\text{K}$; x_2 — скорость скольжения v , м/с ;
 x_3 — удельное давление p , $\text{H}/\text{м}^2$. Условия выполнения экс-
 периментов приведены в табл. 1.

Так как заранее неизвестно, какой вид будет иметь по-
 верхность отклика в исследуемых интервалах варьирования
 факторов, рассматривали следующие математические модели:
 неполное уравнение второй степени, уравнение второй степени
 и уравнение третьей степени. Соответствие математической
 модели экспериментальным данным проверяли по коэффициенту
 множественной корреляции:

Т а б л. 1.

Факторы	Температура окружающей среды, $T^{\circ}\text{K}$	Скорость скольжения, v , м/с	Удельная нагрузка, $p \cdot 10^3$, $\text{H}/\text{м}^2$
Код	x_1	x_2	x_3
Основной уровень [0]	673	1,25	22
Интервалы варьирования	120	0,45	11
Верхний уровень [+1]	793	1,7	33
Нижний уровень [-1]	553	0,8	11
Звездная точка $+\alpha$ (+1,682)	873	2,0	40
Звездная точка $-\alpha$ (-1,682)	473	0,5	4

Т а б л. 2.

Номер опыта	x_0	x_1	x_2	x_3	$y_{\text{ц}} \cdot 10^{-3}$ мм
1	+1	-1	-1	-1	41,5
2	+1	-1	+1	-1	139,0
3	+1	-1	+1	+1	393,0
4	+1	-1	-1	+1	105,0
5	+1	+1	-1	-1	185,5
6	+1	+1	+1	-1	450,0
7	+1	+1	+1	+1	1485,0
8	+1	+1	-1	+1	423,5
9	+1	0	+1,682	0	762,0
10	+1	0	-1,682	0	58,0
11	+1	0	0	+1,682	780,0
12	+1	0	0	-1,682	130,0
13	+1	0	0	0	327,0
14	+1	0	0	0	330,0
15	+1	0	0	0	337,0
16	+1	0	0	0	308,0
17	+1	0	0	0	312,0
18	+1	0	0	0	312,0
19	+1	+1,682	0	0	1179,0
20	+1	-1,682	0	0	207,0

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_1^N (y_{\text{расч}} - y_{\text{эксп}})^2}{\sum_1^N (y_{\text{эксп}} - \bar{y}_{\text{эксп}})^2}} \quad (1)$$

(чем ближе R к 1, тем модель лучше).

Первоначально был реализован полный факторный эксперимент типа 2^3 (табл. 2, опыты 1--8). Получили уравнение

$$y = 402,8 + 233,1x_1 + 213,9x_2 + 198,8x_3 + 117,5x_1x_2 + 119,4x_1x_3 + 123,4x_2x_3, \quad R = 0,986. \quad (2)$$

Для расчета коэффициентов при неизвестных полинома второго порядка применяли центральное композиционное рототабельное планирование. Получили уравнение

$$y = 324,56 + 256,23x_1 + 211,96x_2 + 196,45x_3 + 117,56x_1x_2 + 119,44x_1x_3 + 123,44x_2x_3 + 104,59x_1^2 + 20,42x_3^2, \quad R_2 = 0,97. \quad (3)$$

С целью определения коэффициентов регрессии уравнения третьей степени также применяли центральное композиционное рототабельное планирование [1]. Так как в матрице планирования второй степени вектор -столбцы x_i и x_i^3 неортогональны, переменные x были заменены функциями $\varphi(x)$. В нашем случае функции $\varphi(x)$ равны

$$\left. \begin{aligned} \varphi_1(x_i) &= x_i; \\ \varphi_2(x_i) &= x_i^2 - \frac{13,66}{20}; \\ \varphi_3(x_i) &= x_i^3 - 1,76x_i \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Полученное уравнение третьей степени имеет вид

$$y = 341,096 + 198,693x_1 + 218,074x_2 + 203,462x_3 + 117,500x_1x_2 + 119,400x_1x_3 + 123,400x_2x_3 + 75,812x_1x_2x_3 + 102,170x_1^2 -$$

$$\begin{aligned}
 & - 6,978x_2^2 + 10,377x_3^2 + 32,703x_1^3 - 3,463x_2^2 - \\
 & - 3,973x_3^3, R_3 = 0,99. \quad (5)
 \end{aligned}$$

Уравнение (5) лучше описывает поверхность отклика по сравнению с уравнениями (2) и (3), так как коэффициент корреляции R_3 ближе к 1, чем R_1 и R_2 .

Таким образом, проведены исследования износостойкости сплава на никелевой основе в зависимости от температуры окружающей среды, скорости скольжения, удельного давления. Получены уравнения поверхности отклика. Уравнение третьей степени наиболее точно аппроксимирует зависимость износа от режимов испытаний.

Л и т е р а т у р а

1. Барский В.Д., Носков В.В. Описание химической реакции уравнением третьей степени. — В сб.: Планирование эксперимента. М., 1966.

УДК 629.113.004.67

Г.Г. Еженков, А.Д. Пашин
В.И. Титков, канд.техн.наук

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПНЕВМОГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ПОДВЕСКИ АВТОМОБИЛЕЙ БелАЗ

Анализ отказов и неисправностей пневмогидравлической подвески свидетельствует о том, что практически все они обусловлены износом рабочих поверхностей сопряженных деталей, работающих в условиях вибрационных возвратно-поступательных перемещений. Для изношенных поверхностей характерны отдельные вырывы, налипшие частицы металла и царапины, ориентированные вдоль образующей цилиндрических поверхностей.

Данные, полученные при исследовании рабочих поверхностей выбракованных цилиндров подвески, позволяют сделать вывод о том, что ведущим износом поверхности цилиндров является схватывание. Обеспечение необходимой надежности подвески может быть достигнуто нанесением на рабочую поверхность цилиндров подвески износостойких металлопокрытий, хорошо противостоящих схватыванию сопряженных поверхностей.

Широкие возможности открывает перед авторемонтным производством применение плазменного или газоплазменного напыления и индукционной наплавки твердыми самофлюсующимися сплавами на основе никеля.

Нами были проведены эксперименты по наплавке внутренней рабочей поверхности основного цилиндра пневмогидравлической подвески (ПП) автомобилей семейства БелАЗ методом центробежной индукционной наплавки. Основные параметры наплавки следующие: скорость вращения упрочняемой детали и температура ее нагрева, а также состав флюсов, обеспечивающих качественное нанесение износостойкого покрытия.

Скорость вращения детали выбирается в зависимости от ее внутреннего диаметра, удельного веса наплавляемого материала, гравитационного коэффициента, эксцентриситета наносимого слоя и для основного цилиндра пневмогидравлической подвески находится в пределах 500...600 об/мин.

Дозировка шихты производится по весу наносимого металла и зависит только от толщины наносимого слоя и длины наплавляемого участка. Толщина наплавляемого слоя металла выбрана с учетом величины максимального износа восстанавливаемой детали и составляет $8 \cdot 10^{-4}$ м на сторону с припуском под механическую обработку $3 \cdot 10^{-4}$ м.

Нагрев детали осуществляется токами высокой частоты. Под их воздействием восстанавливаемая деталь нагревается и расплавляет шихту, температура плавления которой 12231253°K. При вращении восстанавливаемой детали вокруг горизонтальной оси центробежные силы формируют по проточке ее внутренней поверхности равномерный беспористый слой с высокими физико-механическими свойствами. Твердость наплавленного слоя зависит от состава шихты и находится в пределах 40...60 HRC.

Шихта представляет собой механическую смесь порошковых гранулированных сплавов на основе никеля типа ПГ-СР4 и флюса в следующем соотношении: 90...92% сплава и 10 ... 8% флюса. Флюс в шихте необходим для раскисления наплавляемой поверхности и порошкового сплава, снижения температуры плавления сплава, удаления окислов в шлак, облегчения всплывания включений и защиты расплавленного металла от воздействия атмосферы.

Получение качественного беспористого наплавленного слоя было достигнуто путем применения флюса следующего состава: 45% $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$, 45% B_2O_3 , 10% $\text{Bi}(\text{NO}_3)_3$.

Анализ результатов металлографических исследований и механической обработки показал, что индукционная центробежная наплавка основного цилиндра ППП обеспечивает нанесение качественного покрытия по всей рабочей поверхности. Таким образом, метод центробежной индукционной наплавки можно использовать для повышения надежности и долговечности основных цилиндров ППП автомобилей БелАЗ.

УДК 621.793.732

Е.Д. Манойло, А.Г. Сбрижер

ИССЛЕДОВАНИЕ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО СОЕДИНЕНИЯ (Fe - C) + (Ni - Cr - B - Si)

В связи с широким применением в машиностроении различных способов напыления и наплавки в целях восстановления или упрочнения деталей машин проблема усталостной прочности биметаллических соединений в настоящее время приобрела важное значение.

Выносливость биметаллических соединений, особенно соединений, полученных напылением самофлюсующимися сплавами с последующим оплавлением, изучена еще недостаточно. Механизм усталостного разрушения биметалла отличается от механизма усталостного разрушения монометалла. Это явление обусловлено различием физико-механических и теплофизических свойств покрытия и основного металла, методов получения биметалла, влиянием термического фактора, характером напряженного состояния и др. Известно, что наилучшим способом подготовки поверхности является струйная обработка дробью или корундом. Э.Кречмар исследовал усталостную прочность образцов стали $\sigma_{\text{ГР}} = 90 \text{ кг/мм}^2$, наплавленных сплавом Ni - Cr - B - Si. Получено значительное снижение предела выносливости по сравнению с аналогичным показателем для стали, используемой в качестве подложки [1].

Прочность биметаллического соединения при циклическом нагружении зависит от следующих факторов: метода подготовки поверхности под металлизацию, макро- и микротвердостей поверхности основного металла и покрытия, физико-механических свойств покрытия, физико-механических свойств основного металла, наличия диффузионных прослоек, характера напряженного состояния, конструкции детали.

Исследования усталостной прочности биметаллического соединения (Fe - C) + (Ni - Cr - B - Si) проводились на машине МУИ-6000 при чистом изгибе вращающегося образца. Технологический процесс изготовления биметаллических образцов включал следующие операции: токарную обработку, предварительное шлифование шейки и галтелей, дробеструйную обработку шейки и галтелей, напыление шейки и галтелей, оплавление образца, предварительное шлифование шейки и галтелей, термическую обработку образца, окончательное шлифование шейки и галтелей. База испытаний составляла 2×10^6 циклов нагружений. По математически обработанным результатам испытаний строилась диаграммная кривая в координатах для различных вероятностей неразрушения образцов. Исследования показали, что предел выносливости образцов из стали 45 с покрытием примерно в 2,2 раза ниже предела выносливости образцов из основного металла, а для стали 40X с покрытием примерно в 1,8 раза ниже, чем без покрытия. Такое снижение предела выносливости после напыления самофлюсующимися сплавами с последующим оплавлением объясняется наличием следующих факторов: 1) значительным различием механических свойств сплава Ni - Cr - B - Si и основного металла; 2) искажением структуры зоны сплавления биметаллического соединения (Fe - C) + (Ni - Cr - B - Si), приводящим к сосредоточению в ней различных несовершенств кристаллической решетки типа вакансий и дислокаций; 3) наличием поля остаточных термических напряжений, обусловленных разностью коэффициентов линейного расширения покрытия и основного металла; 4) искажением структуры основного металла, вызванным перегревом при оплавлении.

Анализ указанных факторов показал, что основное влияние на снижение усталостной прочности оказывает искажение структуры основного металла вследствие перегрева при оплавлении. Исправление структуры производится закалкой с высоким отпуском. Однако закалка на воду или масло вызывает на поверхности биметалла трещины из-за того, что коэффициент термического расширения сплавов Ni - Cr - B - Si больше, чем у конструкционных сталей. Поэтому была использована изотермическая закалка основного металла с последующим высокотемпературным отпуском. При этом для стали 40X после закалки получили твердость HRC 35...38, а после отпуска — HRC 28...32. В результате такой термической обработки усталостная прочность образцов повысилась до $39 \cdot 10^7$ Н/м².

Магнитно-люминесцентный дефектоскоп не обнаружил на поверхности изотермически обработанных образцов наличия трещин. На рис. 1 показаны кривые усталости образцов после оплавления и изотермической обработки. Образцы из стали 45 изотермической закалке не подвергались.

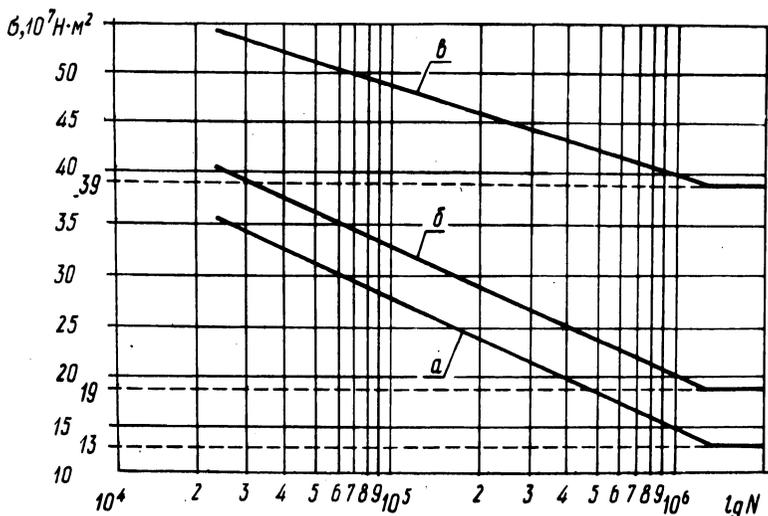


Рис. 1. Кривые усталости при изгибе с вращением образцов из стали 45 с покрытием из сплава Ni - Cr - B - Si после оплавления (а); из стали 40X с покрытием из сплава Ni - Cr - B - Si после оплавления (б); из стали 40X с покрытием из сплава Ni - Cr - B - Si после изотермической закалки (в).

Итак, для повышения усталостной прочности деталей машин после металлизации самофлюсующимися сплавами с последующим оплавлением в качестве основного металла необходимо применять изотермически закаливаемые стали и производить закалку с высоким отпуском.

Л и т е р а т у р а

1. Kretschmar E., Müller G. Dauerfestigkeit von gestrahlten Proben mit Haftgrundspritzung bzw. NiCrB Si - Flampulver - Auftragung. - ZJS Mitteilungen, 1969, v. 11, N 2.

СИЛЫ РЕЗАНИЯ И ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ
ПРИ ПРОТЯГИВАНИИ ВИНИПЛАСТА

Механическая обработка деталей из пластмасс резанием как окончательная требуется во многих случаях. В связи с этим актуальной задачей является исследование закономерностей и особенностей процесса протягивания пластмасс.

Силы резания и качество обработанной поверхности являются основными характеристиками процесса резания. Если величина сил резания необходима для проектных расчетов станка и инструмента и оказывает влияние на устойчивость системы СПИД, то данные по шероховатости обработанных поверхностей важны для оценки эксплуатационных свойств деталей из пластмасс.

Важное значение имеют две составляющие силы резания — P_z и P_y . Первая, тангенциальная составляющая P_z , необходима для расчета тяговой силы станка. Вторая P_y , влияющая на качество обработанной поверхности, учитывается при расчете станка на жесткость.

Известно, что качество обработанной поверхности определяется физико-механическими свойствами и высотой микронеровностей. При этом важна форма неровностей и их шаг. Большое значение имеет также и направление рисок на обработанной поверхности.

На шероховатость поверхности, полученной снятием стружки, оказывают влияние такие известные факторы, как геометрия зубьев протяжки и состояние режущих лезвий протяжки, режимы резания, жесткость станка и т.д. Кроме того, при обработке пластмасс на образующиеся неровности в большей степени, чем при обработке металлов, влияет упругое восстановление обрабатываемого материала. Поэтому эту величину по возможности стремятся уменьшить.

Рассмотрим результаты опытов по определению силы резания и шероховатости обработанной поверхности при протягивании винипласта твердосплавными протяжками из ВК100М. Изучался характер изменения сил резания в зависимости от величины переднего угла γ и подъема на зуб s_z . Составляющая

силы резания P_Z измерялась динамометрической державкой, на которую были наклеены проволочные датчики омического сопротивления. Величина подъема на зуб протяжки после каждого раза контролировалась приспособлением, оснащенным микронным индикатором.

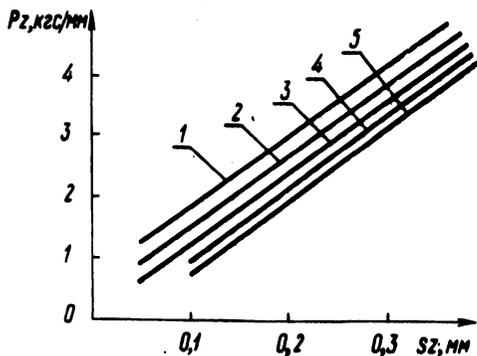


Рис. 1. Зависимости силы резания P_Z от подъема на зуб при 1, 2, 3 - $\gamma = 7; 12; 18^\circ$, $\alpha = 5^\circ$ и $v = 10$ м/мин; 4, 5 - $\alpha = 10; 15^\circ$, $\gamma = 18^\circ$ и $v = 10$ м/мин.

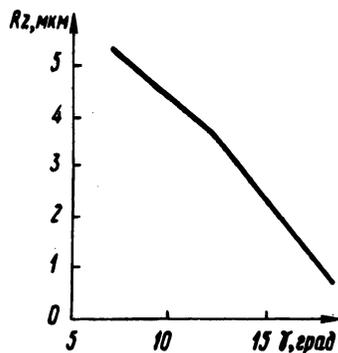


Рис. 2. Зависимость высоты микронеровностей протянутой поверхности R_z от переднего угла γ при $s_z = 0,05$ мм, $\alpha = 5^\circ$ и $v = 6$ м/мин.

Резец-динамометр полностью имитировал впадину многозубой протяжки. Обрабатывались заготовки из листового винипласта длиной 350 мм и шириной 4 мм. Заготовки по толщине (ширина резания) для идентичности условий обработки выполнялись по всей длине с повышенной точностью. Протягивание осуществлялось на скорости 10 м/мин без применения СОЖ. Подъем на зуб изменялся от 0,04 до 0,4 мм, передний угол γ был равен 7; 12; 18°, а задний угол $\alpha = 5^\circ$.

На рис. 1 представлены результаты опытов по определению силы резания P_Z , приходящейся на единицу длины режущего лезвия зуба протяжки. Зависимость силы P_Z от величины подъема на зуб выражена в виде прямой линии, что аналогично данным, полученным для металлов, т.е. характерно увеличение силы резания с уменьшением угла γ . При обработке протяжками с различными передними углами $\gamma = 7; 12; 18^\circ$ получены следующие расчетные зависимости: $P_Z = 0,6 + 12 s_z$; $P_Z = 0,25 + 12 s_z$; $P_Z = -0,1 + 12 s_z$.

Сила резания P_Z с увеличением заднего угла α зубьев протяжки уменьшается, что можно видеть из приведенных на

рис. 1 зависимостей соответственно для углов α (10 и 15°):
 $P_Z = -0,23 + 12s_z$; $P_Z = -0,33 + 12s_z$.

С изменением подъема на зуб s_z с 0,04 до 0,4 мм пропорционально увеличивается сила P_Z . Отмечается, что в области подъемов на зуб до 0,1 мм сила P_Z возрастает быстрее, чем подъем на зуб. Однако погрешность при этом будет небольшая, если и для этих подъемов принять пропорциональную зависимость.

С увеличением подъема на зуб сила резания возрастает. По абсолютной величине сила P_Z при обработке винипласта по сравнению с металлами меньше в 15 раз, что связано с невысокими механическими свойствами винипласта.

Небольшие силы резания при обработке винипласта создают предпосылки для скоростного протягивания винипласта и с большими подачами. При этом, однако, теплостойкость винипласта весьма низкая (всего 80°C), а его способность сопротивляться деформациям в условиях высоких температур и больших механических нагрузок очень мала. Известно также, что увеличение скорости резания при обработке пластмасс сопровождается некоторым уменьшением силы резания и значительным повышением температуры поверхностного слоя.

Одновременное действие термических и динамических нагрузок ухудшает качество протянутой поверхности винипласта. В связи с этим были проведены опыты по изучению влияния скорости протягивания на шероховатость обработанной поверхности. Протягивание производилось на скоростном станке модели МП228 твердосплавной протяжкой с $\gamma = 12^\circ$, $\alpha = 5^\circ$ и $s_z = 0,08$ мм. Скорость резания составляла 6...30 м/мин. Шероховатость обработанной поверхности контролировалась на микроскопе МИС-11.

Результаты опытов показали, что увеличение скорости резания с 6 до 30 м/мин не влияет на высоту микронеровностей протянутой поверхности в пределах только одного класса. Кроме того, на поверхности не обнаружено надиров, вырывов, расслоений и других дефектов, характерных при нагреве пластмасс даже до сравнительно невысоких температур, когда пластмасса переходит в состояние эластичности. Изменение скорости резания в указанном диапазоне не привело также к значительному увеличению температуры в зоне резания. Она была практически ниже предела теплостойкости винипласта. Поэтому термодинамические нагрузки в зоне резания не выз-

вали особого изменения поверхностного слоя, и шероховатость обработанной поверхности не ухудшилась.

Кроме того, при обработке винипласта не обнаружено наростов на зубьях протяжки, возникающих при обработке металлов. Последнее отражается на шероховатости обработанной поверхности.

Опытами установлено, что шероховатость обработанной поверхности в большей степени зависит от геометрических параметров зубьев протяжки. Величины заднего угла α в первую очередь определяют длину контакта с пластмассой задней поверхности и, следовательно, износостойкость зубьев протяжки, а последнее, в свою очередь, оказывает влияние на шероховатость поверхности.

Нами исследовалось влияние величины переднего угла γ^* и угла заострения β режущего клина на высоту микронеровностей при протягивании с $v = 6$ м/мин, $s_z = 0,05$ мм и $\alpha = 5^\circ$. На рис. 2 приведена зависимость шероховатости поверхности от переднего угла γ^* . Для винипласта сохраняется закономерность, характерная для обработки металлов резанием. С увеличением переднего угла γ^* до определенных значений шероховатость поверхности уменьшается. Так, при изменении угла γ^* с 7° до 12° высота микронеровностей на обработанной поверхности уменьшается с 5,5 до 3,8 мкм. Далее изменение высоты происходит более интенсивно, и при $\gamma^* = 18^\circ$ она достигает величины 0,8 мкм, что соответствует 9-му классу шероховатости. При увеличении угла γ^* также уменьшается сила резания P_z , изменяется характер и величина деформаций обработанной поверхности винипласта. Обрабатываемый материал в момент резания испытывает меньшую деформацию, меньшее упругое восстановление обработанной поверхности, и шероховатость уменьшается.

С увеличением переднего угла γ^* зубьев протяжки составляющая сила P_y для определенных углов γ^* может быть почти равна нулю. Деформации подрезцового слоя и упругое восстановление его при этом минимальные, а снимаемый слой перед зубом подвергается только сжатию и срезу. Для такого процесса резания характерно значительное уменьшение высоты неровностей, повышение точности обработки.

Однако чрезмерное увеличение угла γ^* нежелательно, так как при $\gamma^* > 20^\circ$ несколько иначе протекает процесс резания, ибо направление действия силы P_y меняется и она принимает отрицательное значение. Подрезцовый слой в этом случае под-

вергается уже не деформациям сжатия, как ранее, а деформациям растяжения. При этом наблюдается нежелательное явление подхвата и затягивания детали на протяжку. Кроме того, при малом угле β заострения зубьев протяжки уменьшается теплоотвод при резании и стойкость зубьев понижается. При протягивании сначала отмечается уменьшение шероховатости, а затем резкое увеличение. Поэтому вести обработку винипласта при углах $\gamma > 20^\circ$ не рекомендуется, особенно в условиях нежесткого крепления детали.

Таким образом, силы резания при обработке винипласта в 15 раз и более меньше сил резания, возникающих при обработке стали. Увеличение переднего угла γ значительно уменьшает шероховатость обработанной поверхности.

УДК 621.9

Г.И. Меламед, канд.техн.наук,
Э.З. Дубень

АЛГОРИТМ РАЗРАБОТКИ КОМПОНОВКИ АВТОМАТИЧЕСКОЙ ЛИНИИ

Автоматические линии (АЛ) из агрегатных станков относятся к числу наиболее сложных и дорогих систем оборудования в современном машиностроении. Их проектирование и изготовление занимает много времени и требует привлечения высококвалифицированных исполнителей. В то же время оптимальность принятого варианта компоновки каждой конкретной АЛ во многом зависит от квалификации и опыта проектировщиков (оптимальной будем считать такую компоновку АЛ, которая удовлетворяет предприятие по производительности на протяжении всего срока использования АЛ, располагает показателями надежности, достаточно близкими к оптимальным, и позволяет получить максимальный экономический эффект).

Компоновка АЛ в основном определяется при разработке технического предложения. Количество исходных данных, которыми располагает проектировщик АЛ на этой стадии проектирования, сравнительно невелико. Однако разработка и анализ возможных вариантов компоновки сложны, длительны, во многих случаях носят нетворческий характер. Поэтому выбор варианта компоновки, как правило, ведется либо по аналогии, либо при отсутствии аналогов по интуиции. Субъективный подход проявляется также при анализе и оценке выполненного проекта.

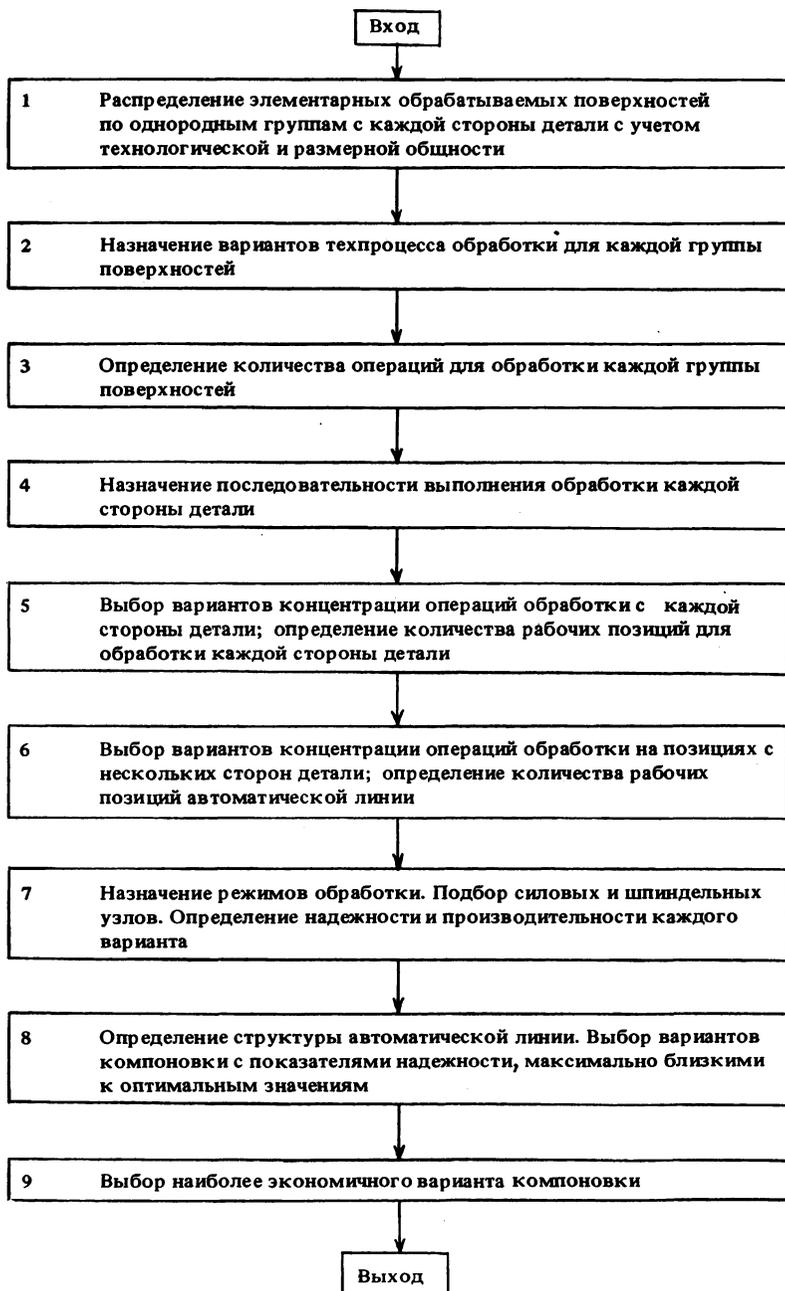
Необходимость повышения качества проектных работ путем объективного выбора оптимальной или подоптимальной компоновки, сокращения сроков проектирования АЛ при одновременном высвобождении квалифицированных специалистов от громоздкой нетворческой работы говорит о логической целесообразности применения современной вычислительной техники для решения поставленной задачи.

В известных исследованиях, связанных с применением ЭВМ, при проектировании АЛ проводился либо анализ на ЭВМ компоновок, разработанных традиционными методами, либо рас-

Т а б л. 1. Последовательность выполнения технического предложения на автоматическую линию (I – традиционным методом; II – с применением ЭВМ)

Метод	Этап	Наименование этапа	Исполнитель
I	1	Анализ обрабатываемой детали	Нач. отдела Нач. сектора Вед. конструктор Инж.-технолог
	2	Разработка и анализ возможных вариантов компоновки	Нач. отдела Нач. сектора Вед. конструктор
	3	Выбор компоновки	Нач. отдела Нач. сектора Вед. конструктор
	4	Разработка технологического процесса. Назначение режимов обработки	Инж.-технолог Вед. конструктор
	5	Оформление технической документации	Вед. конструктор Ст. техник
II	1	Подготовка исходных данных	Инж.-технолог Вед. конструктор Конструктор 3-й категории
	2	Выбор компоновки, назначение режимов обработки	ЭВМ
	3	Анализ выбранной компоновки	Нач. отдела Нач. сектора Вед. конструктор
	4	Оформление технической документации	Вед. конструктор Конструктор 3-й категории Ст. техник

Т а б л. 2. Алгоритм разработки компоновки автоматической линии



сма тривалось выполнение с помощью ЭВМ какого-либо одного этапа проектирования (например, выбор режимов резания для уже спроектированной линии).

Использование вычислительной техники при проектировании АЛ, очевидно, целесообразно и эффективно лишь в тех случаях, когда ЭВМ будет выполнять разработку компоновок, их техниче ский и экономический анализ и выдачу рекомендаций по принятию наиболее выгодного варианта.

При проектировании АЛ используются две группы исходных данных: постоянные, определяемые заказчиком, и переменные, выбираемые проектировщиком. К постоянным исходным данным относятся: материал обрабатываемой детали, его твердость; требуемая производительность; вид и количество обрабатываемых поверхностей; размерная и геометрическая точность обработки; достигаемая шероховатость обрабатываемых поверхностей; точность расположения обрабатываемых поверхностей относительно друг друга и относительно базовых поверхностей.

К переменным исходным данным относятся: способ транспортирования обрабатываемых деталей; количество деталей на рабочей позиции; положение деталей на рабочих позициях; положение деталей в начале АЛ (до обработки) и в конце АЛ (после обработки).

При традиционном способе проектирования (табл. 1, метод I) АЛ к переменным исходным данным можно отнести концентрацию операций механической обработки по позициям АЛ. При машинном проектировании (табл. 1, метод II) концентрация операций по позициям определяется ЭВМ.

При использовании ЭВМ практически не требуется проводить анализ обрабатываемой детали. Первый этап сводится к подготовке исходных данных для ЭВМ, который в основном заключается в кодировании информации об обрабатываемой детали. Естественно, что этот этап работы в основном может выполнять любой специалист независимо от квалификации.

В табл. 2 приведена блок-схема алгоритма выбора оптимальной (подоптимальной) компоновки АЛ (второй этап выполнения технического предложения). Эта схема не требует пояснений.

Разработка технического предложения обычным способом по существующим нормативам СКБ АЛ занимает 460 нормо-часов и оценивается в 292 руб. По предварительным оценкам разработка технического предложения с использованием ЭВМ займет 66 нормо-часов конструкторского и 30 минут машинного времени и обойдется в 52,6 руб.

Э.Ш. Суходрев, канд.техн.наук,
Е.Б. Калачева, канд.техн.наук

МЕТОДЫ ПОЛУЧЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПЛАСТИЧЕСКИМ ФОРМООБРАЗОВАНИЕМ

Попытки использовать высоколегированные стали для увеличения прочности зубчатого венца удорожают стоимость машин и снижают стойкость режущего инструмента. Поэтому разработаны и широко применяются технологические процессы, направленные на замену зубонарезания более экономичной обработкой металлов давлением.

Существуют следующие методы пластического формования зубчатого венца: поперечная и продольная накатка, прямое выдавливание и прошивка, вырубка из листа, холодная и горячая штамповки в открытых и закрытых штампах, радиальная штамповка.

Накатка наиболее рациональна для получения мелкозубчатых колес большого диаметра, требует специальных станов повышенной жесткости с синхронностью вращения накатников и заготовки, тщательной индивидуальной коррекции накатников и не исключает дальнейшую механическую обработку. Достижимая степень точности 8...11. Вырубка из листа применяется для изготовления тонких и неточных зубчатых колес. Радиальная штамповка — процесс дорогостоящий и неточный.

Особенно большое внимание уделяется технологическим процессам получения шестерен с оформлением зубьев путем холодной и горячей штамповки. Однако процессы холодной объемной штамповки зубчатых колес неизбежно связаны с высокими удельными давлениями, возрастающими с увеличением модуля и числа зубьев колеса. Поэтому методы холодной штамповки шестерен широкого распространения не получили.

В Физико-техническом институте АН БССР разработаны новые технологические процессы получения шестерен путем горячей или полугорячей штамповки поковок с готовыми зубьями без обработки или с минимальной механической обработкой зубчатого венца.

Технологический процесс изготовления матриц с эвольвентным профилем из быстрорежущих сталей включает следующие операции: горячую закрытую прошивку напроход при температурах 900...1080°С, полугорячую (700...850°С) и холодную калибровку. Первые две операции осуществляются последова-

тельно в одном и том же штампе с одного нагрева различными/ инструментами на быстроходных кривошипных или коблочных прессах.

При помощи ползуна пресса, предварительно нагретого до $400...450^{\circ}\text{C}$, мастер-пуансоном из быстрорежущей стали с зубчатым профилем прошивают заготовку напроход. Через определенное время, достаточное для того чтобы температура металла заготовки снизилась до температуры его теплой деформации, на заготовке устанавливают нагретый до $400...450^{\circ}\text{C}$ теплокалибровочный мастер-пуансон с более точными исполнительными размерами и при повторном ходе пресса проталкивают его через прошитую матрицу.

Таким образом, теплокалибровочный мастер-пуансон деформирует только поверхностные слои зубчатого профиля матрицы, припуск для которой обеспечивается за счет температурной усадки металла после операции горячей штамповки. В результате деформации поверхностных слоев профиля и выглаживания микронеровностей точность и чистота поверхностей зубчатого профиля матриц резко повышается.

Размеры профиля мастер-пуансонов корректировали с учетом усадки нагретой заготовки и влияния всех последующих операций (отжиг, закалка, бандажирование) на точность профиля матрицы.

С целью полного и равномерного заполнения внутреннего профиля в верхней части матрицы, а также исключения вырывов и сколов металла в ее нижней части внутреннее отверстие прошиваемой заготовки выполняли конусным. Опытным путем установлено, что полуугол конуса в отверстии заготовки находится в прямой зависимости от модуля прошиваемой матрицы. Например, при изготовлении матриц с модулем до 1,5 мм этот полуугол равен $1^{\circ}30'$; если модуль изготавливаемых матриц 1,5...4 мм и 4...8 мм, то полуугол соответственно $2^{\circ}30'$ и $3^{\circ}30'$.

В качестве смазки применяли смесь из 50%-ного карандашного графита и 50%-ного жидкого стекла. Смазку наносили на внутреннюю поверхность и верхний торец заготовки, после чего высушивали по часу при температурах $20; 100; 200^{\circ}\text{C}$. Мастер-пуансоны смазывали в нагретом состоянии несколько раз до тех пор, пока на всей поверхности не оседал тонкий слой графита.

После прошивки и калибровки заготовку матрицы отжигали в чугунной стружке, подрезали торцы и подвергали холодной калибровке на гидравлическом прессе точным зубчатым мас-

тер-пуансоном при обильной смазке, состоящей из 50%-ной олеиновой кислоты, 25%-ного дисульфида молибдена и 25%-ного карандашного графита.

Закалку матриц, изготовленных из быстрорежущих сталей, производили по обычным режимам: отпуск двукратный при 560°C и дополнительный при 620°C по 1 ч. Процесс изготовления матриц (штамповка, отжиг, закалка, бандажирование) сопровождался изменением их линейных размеров вследствие термического расширения, фазовых превращений и т.д. Влияние этих изменений на точность гравюры матрицы учитывалось при конструировании мастер-пуансонов по специально разработанной методике с помощью ЭВМ "Минск-22М". Были определены необходимые значения контролируемых углов профиля мастер-пуансонов и матриц на каждой операции для зубчатых колес с модулями от 1,5 до 3 мм и числом зубьев от 12 до 44.

Шестерни, отштампованные в матрицах, прошитых коррегированными мастер-пуансонами по нормам точности, стабильно соответствовали 9-й степени. Шестерни штамповали из сталей 40X, 20XHM и 15XP. Для определения рациональных режимов штамповки и изучения механических свойств указанных сталей были проведены испытания растяжением при скоростях, обычно используемых в кузнечно-штамповочном производстве. Установлено, что температура штамповки поковок шестерен должна быть на $200...300^{\circ}\text{C}$ ниже температур, рекомендуемых ГОСТ 4543-48 и ГОСТ 1050-52. Усилия штамповки в этом случае повышаются незначительно, а качество и структура поковок резко улучшаются. Например, штамповка шестерен из сталей 40X, 15XP и 20XHM при температуре $750 ... 800^{\circ}\text{C}$ (нагрев токами высокой частоты) давала мелкодисперсную структуру с зерном до 13 баллов.

С точки зрения возможности пластического формообразования цилиндрические шестерни делятся на две группы: шестерни, которые можно получить по схеме прессования с пресс-остатком, и шестерни, для получения которых требуются штампы с разъемными матрицами или пресс двойного действия.

Для шестерен, относящихся к первой группе (например, шестерни стартеров автомобилей), использовали простые штампы, позволяющие получатьковки с полностью оформленным зубчатым венцом и плоскими торцами. Для штамповки шестерен второй группы были применены штампы с разъемными матрицами. Было разработано несколько конструкций штампов, позволяющих получать шестерни с модулем от 1 до 5 мм и наружным диаметром до 180 мм.

В результате штамповки поковок в штампах с разъемными матрицами были получены шестерни с довольно высокой точностью. Измерения показали, что колебания эвольвенты шестерен стартеров, отштампованных в заводских условиях, составляли 20...28 мкм, биение по роликам 0,04 мм, отклонения межцентрового расстояния при обкатке в беззазорном зацеплении 0,18 мм, длины общей нормали 0,04...0,06 мм.

Для повышения точности штампуемых шестерен разработан комплексный технологический процесс: штамповка поковок шестерен с минимальным припуском по эвольвенте и последующим чистовым фрезерованием зубчатого контура резцовыми головками с нулевым углом профиля резцов. Способ характеризуется большой исправляющей способностью и с успехом заменяет шевингование. Опыт показал, что шестерни, полученные штамповкой с последующим чистовым фрезерованием, имели 6...7-ю степень точности.

В Физико-техническом институте АН БССР разработан процесс получения цилиндрических шестерен, заключающийся в штамповке с последующей чистовой обкаткой зубчатого венца рейками таких шестерен и механической обработкой торцов и отверстия шестерни. Процесс высокопроизводительный и позволяет получать шестерни с повышенной прочностью.

Испытания на статическую прочность зубьев шестерни стартера СТ-15 из стали 15ХР, термообработанных по заводской технологии (нитроцементация при 920°C , закалка с температуры 840°C в масло, отпуск 200°C), показали, что величина разрушающей силы на изгиб в 1,3...1,5 раза выше, чем для долбленых шестерен. В результате стендовых испытаний установлено, что долговечность таких шестерен в 2...2,2 раза выше долговечности аналогичных деталей, изготовленных по заводской технологии.

УДК 621.77

В.С. Ивашко, Г.М. Яковлев, докт.техн.наук

К ВОПРОСУ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО УПЛОТНЕНИЯ ТВЕРДЫХ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ СПЛАВОВ

Для предотвращения укрупнения твердых составляющих напыленного покрытия из самофлюсующегося сплава в процессе оплавления, исключения последующей механической обработки оплавленных поверхностей применяют высокотемпературное уп-

лотнение напыленного покрытия специальными пуансонами [3]. Для деталей типа тел вращения в качестве инструмента используется обкатник [4].

Припуск при уплотнении зависит от толщины и коэффициента усадки напыленного слоя. Коэффициент усадки можно определить по следующей формуле

$$\delta = \frac{D_H - D_0}{D_H - D_{II}}, \quad (1)$$

где D_H - диаметр заготовки после напыления; D_0 - диаметр заготовки после оплавления; D_{II} - диаметр заготовки после проточки.

Напыление производилось модернизированной плазменной горелкой при режимах, соответствующих максимальному коэффициенту использования материала. Напылялся сплав грануляции 160...200 мкм; 200...250; 250...300; 300...350 мкм. Толщина напыленного слоя составляла 0,5; 1,0; 1,5; 2,0 мм. После напыления образцы оплавливались газокислородным пламенем. Полученные данные представлены на рис. 1.

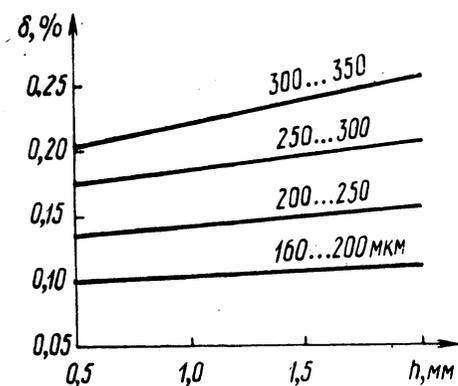


Рис. 1. Зависимость пористости от толщины напыленного слоя для разных грануляций.

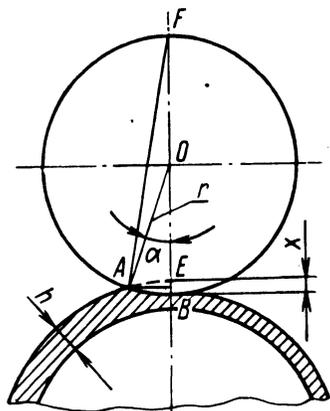


Рис. 2. Расчетная схема для определения усилия при высокотемпературном уплотнении.

Усилие Q на уплотняющем ролике определим, решив дифференциальное уравнение движения системы уплотняемый материал — обкатываемый ролик для области пластических деформаций [2]. Оно имеет вид

$$\left(\frac{Q}{g} + m_M \right) \frac{d^2x}{dt^2} + \sigma F = 0, \quad (2)$$

где m — масса уплотняемого материала; σ — динамический предел прочности материала; F — площадь контакта; g — ускорение свободного падения.

Для определения площади контакта воспользуемся расчетной схемой, представленной на рис. 2:

$$F = \pi s l, \quad (3)$$

где s — продольная подача;

$$l = r \sin \alpha. \quad (4)$$

Из треугольника ABE

$$l = \sqrt{AB^2 - BE^2}. \quad (5)$$

Длину хорды AB находим из подобия треугольников ABE и ABF, учитывая, что $x^2 \ll 2rx$ и $x = \delta h$;

$$l = \sqrt{2r\delta h}. \quad (6)$$

Считая $\frac{Q}{g} \gg m_M$ и расписывая F , получаем

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{\sigma \pi s \sqrt{2r}}{\frac{Q}{g}} x^{\frac{1}{2}} = 0. \quad (7)$$

Это уравнение не имеет решения в элементарных функциях, но содержит при $x=0$ и

$$u_0 = \frac{dx}{dt} \quad (8)$$

первую производную. Тогда

$$\frac{dx}{dt} = \sqrt{u_0^2 - \frac{4\sigma\pi s \sqrt{2r}}{3\frac{Q}{g}} x^{3/2}}. \quad (9)$$

Решая уравнение (9), при $x = \delta h$, $\frac{dx}{dt} = 0$ получим

$$Q = \frac{4\pi s g \sigma \delta h \sqrt{2r\delta h}}{3u_0^2}. \quad (10)$$

Учитывая, что уплотнение происходит только за счет пластического течения, запишем скорость уплотнения следующим образом:

$$u_0 = \frac{P_{\text{эф}} x}{\eta} \quad (11)$$

где $P_{\text{эф}} = \frac{Q}{\pi s \sqrt{2 r \delta h}}$ — эффективное давление в месте

контакта (12); $\eta = \frac{kT}{D a} \left(\frac{L}{a}\right)^2$ — коэффициент сдвиговой вязкости [1] (13); k — постоянная Больцмана; T — температура; D — коэффициент самодиффузии; a — параметр решетки; L — размер блоков.

После подстановки уравнений (11), (12), (13) в выражение (10) и преобразований найдем усилие на уплотняющем ролике

$$Q = \sqrt[3]{\frac{4 s^3 g \pi^3 \sigma k^2 r T^2 \sqrt{2 r \delta h}}{3 D^2 a^2}} \left(\frac{L}{a}\right)^4 \quad (14)$$

Таким образом, проведено исследование коэффициента усадки напыленного покрытия по отношению к оплавленному. В результате теоретического анализа процесса уплотнения получена связь усилия прижима уплотняющего элемента в зависимости от радиуса ролика и параметров уплотнения.

Л и т е р а т у р а

1. Дорожкин Н.Н. Упрочнение и восстановление деталей машин металлическими порошками. Минск, 1975. 2. Милов В.А. Устройства для контроля прочности. М., 1976. 3. Оканэ Исаму, Усуп Дэюк, Китагава Сигэру. Способ спекания под давлением высокотемпературных покрытий. Патент Японии № 49-32173 по кл. 12A241 (С23 с 7/00). 4. Яковлев Г.М. и др. Исследование процессов формирования напыленных самофлюсующихся покрытий. — В сб.: Эффективное использование научных разработок — важнейший резерв повышения производительности и качества. Минск, 1977.

ИЗНОС РЕЗЦОВ ИЗ ГЕКСАНИТА-Р

Созданные в последние годы в СССР резцы из синтетических сверхтвердых материалов эльбора-Р и гексанита-Р позволили во многих случаях успешно заменить процесс шлифования на процесс тонкого точения. Среди преимуществ тонкого точения по сравнению со шлифованием можно отметить отсутствие прижогов и микротрещин на обработанной поверхности вследствие ее интенсивного локального нагрева, отсутствие шаржирования обработанной поверхности абразивом и ряд других. В связи с этим представляет интерес изучение характера износа резцов из синтетических сверхтвердых материалов в процессе тонкого точения. Это даст возможность оптимизировать режимы резания с целью обеспечения высокой стойкости резца и получения требуемых характеристик обработанной поверхности.

В Белорусском политехническом институте проведены исследования износа резцов из гексанита-Р при тонком точении материалов, полученных на основе порошков железо--хром. Поверхность полученных заготовок подвергалась цементации с последующей закалкой до твердости HRC 55...58. Режимы резания изменялись в следующих пределах: $v = 11...237$ м/мин, $s = 0,04...0,12$ мм/об, $t = 0,04...0,16$ мм. Геометрические параметры резца: $\varphi = \varphi_1 = 30^\circ$; $\delta = -12^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$; $r = 0,12$ мм.

Установлено, что в процессе тонкого точения порошковых материалов износ резцов из гексанита-Р происходит как по передней, так и по задним поверхностям, причем на характер износа существенно влияют режимы резания. Во всем исследованном диапазоне режимов резания на передней поверхности образуется лунка. При высоких скоростях резания независимо от величины подачи и глубины резания на радиусе при вершине наблюдается интенсивный износ. Радиус спрямляется, и образуется переходное режущее лезвие с углом $\varphi_0 = 10^\circ$ (рис. 1, 2). В связи с появлением дополнительного режущего лезвия лунка изменяет свою форму.

Износ при малых скоростях резания происходит вследствие абразивного истирания; на лунке четко различимы риски, показывающие направление схода стружки (рис. 1, а, 2, а). При высоких скоростях резания природа износа изменяется, ве-

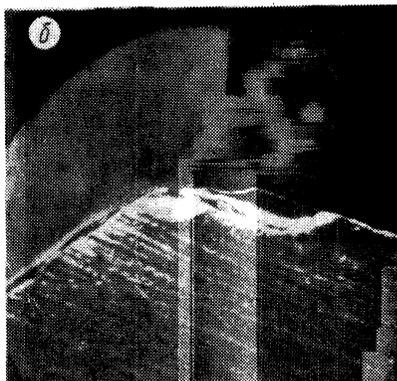
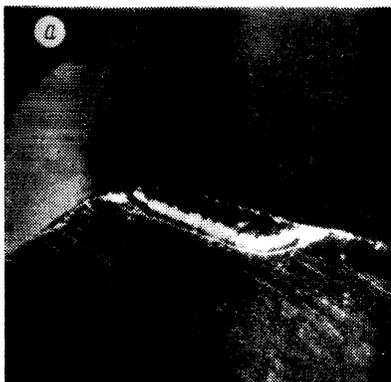


Рис. 1. Образование переходного режущего лезвия при вершине реза: а - $v = 25$ м/мин, б - $v = 158$ м/мин; $s = 0,115$ мм/об; $t = 0,15$ мм (x70).

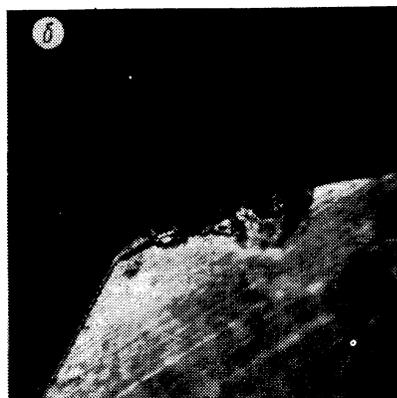


Рис. 2. Сколы на передней поверхности реза: а - $v = 25$ м/мин, б - $v = 158$ м/мин; $s = 0,04$ мм/об; $t = 0,05$ мм (x70).

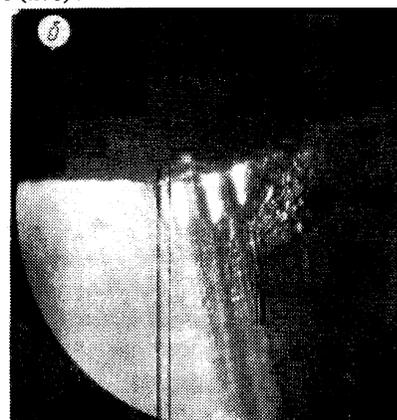
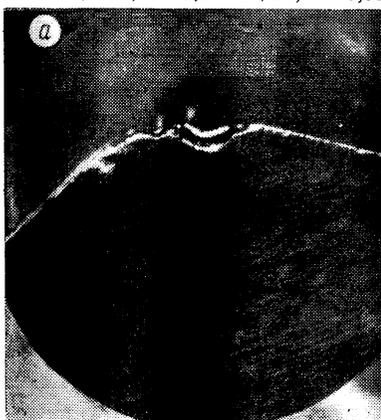


Рис. 3. Канавочный износ реза: а - передняя поверхность, б - задняя поверхность; $v = 90$ м/мин; $s = 0,08$ мм/об; $t = 0,04$ мм (x70).

роятно, на адгезионно-диффузионную (рис. 1,б, 2,б). По мере возрастания скорости резания увеличивается глубина и длина лунки. При скорости резания 200 м/мин и выше на границах лунки наблюдаются сколы.

Значительное влияние на износ передней поверхности оказывает подача. При ее увеличении пропорционально возрастает ширина лунки. На малых подачах наблюдаются сколы передней поверхности на границе лунки (рис. 2). Величина сколов возрастает с увеличением скорости резания.

На характер износа задних поверхностей резца существенно влияет глубина резания. При малых глубинах резания во всем исследованном диапазоне скоростей резания на задних поверхностях резца наблюдаются четко выраженные канавки (рис.3). Расстояние между ними увеличивается с ростом подачи. Это связано с тем, что резец со вспомогательным углом в плане оставляет на обработанной поверхности винтовые гребешки с шагом, равным подаче [1]. Первый к вершине резца виток создает очаг ускоренного износа вспомогательной задней грани резца, и там образуется впадина. Она углубляется до тех пор, пока общий износ не приведет к уменьшению радиального размера резца. После этого в контакт с резцом вступает второй от вершины гребешок, создавая вторую канавку, и т. д. Внешне износ по задним поверхностям при малых глубинах резания имеет форму треугольника.



Рис. 4. Скол на вершине резца:
 $v = 158$ м/мин; $s = 0,115$ мм/об;
 $t = 0,15$ мм (x70).

С увеличением глубины резания до 0,1 мм наблюдается износ в виде ровной площадки вдоль главного режущего лезвия с переходом на вспомогательное режущее лезвие. Дальнейшее увеличение глубины резания приводит к появлению сколов на задней поверхности. Их величина увеличивается по ме-

ре роста подачи. При высокой скорости резания, подаче и глубине наблюдался скол по всей радиусной поверхности резца (рис. 4).

Анализ полученных данных позволяет определить область наиболее благоприятного характера износа резцов из гексани-та-Р: $v = 80 \dots 100$ м/мин, $t = 0,08 \dots 0,12$ мм, $s = 0,06 \dots 0,08$ мм/об.

Л и т е р а т у р а

1. Белькевич Б.А., Николаев В.А. Новое в технологии точения материалов синтетическим инструментом. Минск, 1975.

УДК 621.919

П.С. Чистосердов, канд.техн.наук

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ПРОЦЕССА СОВМЕЩЕННОЙ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ И ППД

Производительность процесса формообразования поверхности может определяться объемной ($Q_v, \text{мм}^3/\text{мин}$) или поверхностной ($Q_f, \text{мм}^2/\text{мин}$) производительностью. Эти значения для токарной обработки рассчитываются по следующим зависимостям:

$$Q_v = 1000 v s t, \quad (1)$$

$$Q_f = 1000 v s, \quad (2)$$

где v — скорость резания (скорость обкатывания), м/мин; s — подача, мм/об; t — глубина резания, мм.

Интенсивность процессов чистовой и отделочной обработки целесообразнее характеризовать поверхностной производительностью. Она может быть выражена через линейную производительность Q_1 , характеризуемую минутной подачей:

$$Q_f = A Q_1, \quad (3)$$

где $Q_1 = sn$ и $A = \pi D$. Здесь n — число оборотов в минуту шпинделя станка; D — диаметр обрабатываемой детали.

Штучная производительность по машинному времени для совмещенной обработки резанием и поверхностным пластическим деформированием (ППД) равна

$$П_{\text{м.с}} = \frac{1}{t_{\text{м.с}}} = \frac{1}{\frac{L}{ns}} = \frac{ns}{L} = \frac{Q_{1c}}{L}, \quad (4)$$

где t_M — машинное время обработки детали, мин; L — длина обрабатываемой поверхности детали, мм.

Штучная производительность раздельной обработки сначала резанием, а затем ППД определяется следующим образом

$$\Pi_{\text{м.р.}} = \frac{1}{t_{\text{мр}} + t_{\text{мд}}} = \frac{1}{\frac{L}{Q_{1\text{р}}} + \frac{L}{Q_{1\text{д}}}} = \frac{Q_{1\text{р}} Q_{1\text{д}}}{L(Q_{1\text{р}} + Q_{1\text{д}})}, \quad (5)$$

где $t_{\text{м.р}}$ и $t_{\text{м.д}}$ — машинное время раздельной обработки

соответственно резанием и ППД; $Q_{1\text{р}}$ и $Q_{1\text{д}}$ — линейная производительность соответственно резанием и ППД.

Для сопоставления производительности совмещенной и раздельной обработки резанием и ППД составим отношение:

$$\frac{\Pi_{\text{м.р.}}}{\Pi_{\text{м.с}}} = \frac{Q_{1\text{р}} Q_{1\text{д}}}{(Q_{1\text{р}} + Q_{1\text{д}}) Q_{1\text{с}}} = \frac{Q_{\text{фр}} Q_{\text{фд}}}{(Q_{\text{фр}} + Q_{\text{фд}}) Q_{\text{фс}}}. \quad (6)$$

Поверхностная производительность обработки резанием может быть меньше, больше и равной производительности совмещенной обработки, а поверхностная производительность ППД $Q_{\text{фд}}$ — меньше и равной производительности совмещенной обработки.

Если обозначить $Q_{\text{фр}} / Q_{\text{фс}} = \alpha$; $Q_{\text{фд}} / Q_{\text{фс}} = \beta$, то величина α может быть больше и равна единице, а величина β — меньше и равна единице. Используя коэффициенты α и β , отношение (6) можно записать в виде

$$\frac{\Pi_{\text{мр}}}{\Pi_{\text{мс}}} = \frac{\alpha \beta}{\alpha + \beta} = \frac{\alpha}{\frac{\alpha}{\beta} + 1}. \quad (7)$$

Из формулы (7) видно, что при всех указанных значениях коэффициентов α и β отношение штучной производительности по машинному времени к штучной производительности совмещенного процесса резанием и ППД всегда меньше единицы, а это значит, что $\Pi_{\text{м.р.}} < \Pi_{\text{м.с.}}$.

На рис. 1 показана зависимость величины отношения $\frac{\Pi_{\text{мр}}}{\Pi_{\text{мс}}}$ от коэффициента β при различных значениях коэффициента α .

Как видно, при значениях коэффициентов $\alpha = 0,8 \dots 1,2$ и $\beta = 0,7 \dots 1$, которые наиболее часто имеют место при замене раздельной обработки резанием и ППД совмещенным процессом, производительность раздельной обработки составляет 40...55% от производительности совмещенной обработки.

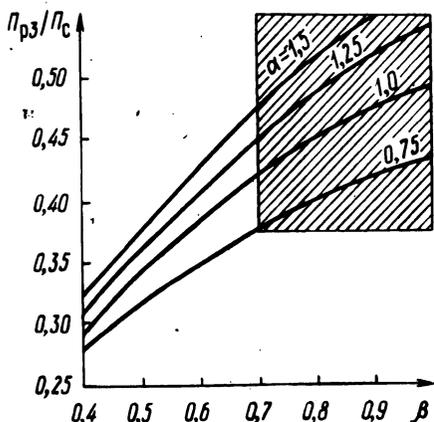


Рис. 1. Влияние коэффициентов α и β на отношение $\frac{P_{рз}}{P_{с}}$.

Фактическая штучная производительность P_{ϕ} выражается через штучную производительность по машинному времени P_M и коэффициент производительности K следующей зависимостью:

$$P_{\phi} = P_M K = P_M \frac{t_M}{t_M + \sum t_n} \quad \text{шт/мин}, \quad (8)$$

где t_M — непроизводительные потери времени, связанные с установкой и снятием детали, измерением, холостыми ходами, техническим и организационным обслуживанием и т.д.; $K = \frac{t_M}{t_M + \sum t_n}$ — коэффициент производительности, характеризующий степень непрерывности процесса обработки.

Коэффициент производительности раздельной обработки

$$K_p = \frac{t_{mp}}{t_{mp} + \sum t_{np}} = \frac{t_{mp} + t_{md}}{t_{mp} + t_{md} + \sum t_{np}} =$$

$$= \frac{Q_{lp} + Q_{ld}}{Q_{lp} + Q_{ld} + Q_{lp} \frac{Q_{ld}}{L} \sum t_{np}} \quad (9)$$

Аналогично для совмещенной обработки

$$K_c = \frac{t_{MC}}{t_{MC} + \Sigma t_{nc}} = \frac{1}{1 + Q_{1c} \frac{\Sigma t_{nc}}{L}} \quad (10)$$

Разделив (9) на (10), получим

$$\frac{K_p}{K_c} = \frac{(Q_{1p} + Q_{1d}) \left(1 + Q_{1c} \frac{\Sigma t_{nc}}{L}\right)}{Q_{1p} + Q_{1d} + Q_{1p} Q_{1d} \frac{\Sigma t_{np}}{L}} \quad (11)$$

Заменяя в (11) $\frac{Q_{1p}}{Q_{1d}} = \alpha$ и $\frac{Q_{1d}}{Q_{1c}} = \beta$, найдем

$$\frac{K_p}{K_c} = \frac{(\alpha + \beta) \left(1 + Q_{1c} \frac{\Sigma t_{nc}}{L}\right)}{\alpha + \beta + \alpha \beta Q_{1c} \frac{\Sigma t_{np}}{L}} \quad (12)$$

Как видно из (9) и (10), величины коэффициентов производительности зависят не только от величины соответствующих линейных производительностей, но и от отношения $\Sigma t_n / L$, причем чем меньше величина этого отношения, тем меньше влияние его на коэффициент производительности, так как при малых значениях $\Sigma t_n / L$ величина K стремится к единице. Из этого следует, что наибольший эффект, связанный с повышением производительности при замене отдельной обработки резанием и ППД совмещенным процессом будет иметь место при обработке деталей большой длины.

Если принять $\alpha = 1$ и $\beta = 1$, а $\Sigma t_{np} = 2 \Sigma t_{nc}$, то величина отношения (12) будет близка 1, т.е. фактическая производительность совмещенной обработки в два раза выше производительности отдельной, так как $P_{fc} = 2 P_{фрз}$, что следует из формул (7) и (11).

Таким образом, производительность процесса совмещенной обработки резанием и ППД всегда выше производительности отдельной обработки, причем наибольший эффект достигается при обработке деталей большой длины.

Н.И. Жигалко, канд.техн.наук,
Э.Е. Рабинович, канд.техн.наук

ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПРОТЯНУТОЙ ПОВЕРХНОСТИ СТАЛИ 35ХГСА

Протягивание является чаще всего получистовым и чистовым методом обработки деталей резанием. Одним из требований, предъявляемых к протягиванию, является высокое качество обработанных поверхностей. Последнее, как известно, определяется физико-механическими свойствами и микронеровностями, полученными в результате срезания стружки.

Наибольшее влияние на шероховатость обработанной поверхности оказывают свойства обрабатываемого материала и материала инструмента, скорость резания, геометрические параметры зубьев протяжки и другие условия обработки.

Шероховатость обработанной поверхности в большей степени зависит от структуры стали. На высоту неровностей значительное влияние оказывает количество свободного феррита, а также форма частиц цемента. Чем больше в структуре стали свободного феррита, тем больше высота неровностей. Получение максимальной высоты неровностей протянутых поверхностей обычно наблюдается при структуре пластинчатого перлита и обработке с повышенными скоростями резания. Если сталь 35ХГСА подвергнуть сфероидизирующему отжигу при 780°C или изотермическому отжигу при 900°C , то наилучшей ее структурой, обеспечивающей максимальные скорости резания при протягивании, будет зернистый или тонкопластинчатый перлит или феррит в виде сетки. При протягивании же среднеуглеродистых сталей со структурой пластинчатого перлита и феррита наблюдается хорошо обработанная поверхность при сравнительно низких скоростях резания (от 3 до 15 м/мин).

Целью настоящей работы явилось исследование обрабатываемости стали марки 35ХГСА протягиванием с точки зрения получения стабильной шероховатости поверхности 6-го класса при обработке лысок блокирующего пальца синхронизатора автомобиля КамАЗ. Исследования проводились на скоростном вертикально-протяжном станке модели МП228 с тяговой силой 10 тс.

Химический анализ протягиваемых образцов показал наличие в стали следующих элементов: $\text{C} = 0,36\%$, $\text{Cr} = 1,21\%$; $\text{Si} = 1,03\%$, $\text{Mn} = 0,97\%$.

Образцы подвергались термообработке по следующим наиболее широко применяемым в промышленности режимам: а) в состоянии поставки (твердость HRC =8-18, структура - зернистый перлит); б) при нормализации (нагрев до 950°, выдержка в течение 1 ч, охлаждение на воздухе; твердость HRC = 28-30, структура -- сорбит); в) при улучшении с высоким отпуском (структура -- зернистый перлит, твердость HRC =18-22).

Измерение шероховатости производилось на профилографе модели "Surtronik", оснащенном электромеханическим датчиком и позволяющим с большой точностью в широком диапазоне определять шероховатость обработанной поверхности.

Как показали результаты испытаний, большее влияние на шероховатость обрабатываемой поверхности оказывают режимы протягивания и геометрические параметры зубьев γ и α .

При больших подъемах на зуб $s_z \geq 0,05$ мм шероховатость поверхности находилась в пределах 3...4-го классов. Уменьшение подъема на зуб до 0,03...0,04 мм позволило получить 5-й класс шероховатости протянутой поверхности, а при $s_z = 0,01...0,02$ мм был достигнут даже 6-7-й класс шероховатости. Следует отметить большое влияние переднего угла зубьев протяжки γ на шероховатость поверхности. Наименьшая шероховатость была получена при обработке протяжками с $\gamma = 20^\circ$.

Решающее влияние на процесс наростообразования и, следовательно, на шероховатость протянутой поверхности оказывает скорость резания (рис. 1). Горбообразный характер кривых $R_a = f(v)$, как указывалось, связан с явлением образования нароста. При малых скоростях ($v = 1,5...2,5$ м/мин) шероховатость в среднем соответствовала 6-му классу. Дальнейшее повышение скорости протягивания привело к значительному ухудшению шероховатости поверхности. Максимальная величина неровностей на обработанной поверхности наблюдалась при $v = 8...12$ м/мин. С дальнейшим увеличением скорости протягивания (свыше 15 м/мин) шероховатость поверхности уменьшалась. При скорости протягивания 30 м/мин она соответствовала 6-му классу, а при $v = 50$ м/мин -- 7-му классу шероховатости, что объясняется минимальной величиной нароста при сравнительно высокой температуре в зоне резания.

Большое влияние на шероховатость поверхности при протягивании стали 35ХГСА оказывал также вид термообработки протягиваемого материала. Кривая 1 (см. рис. 1), характе-

ризующая зависимость $R_a = f(v)$, получена при протягивании стали со структурой скрыто-пластинчатого перлита и феррита в состоянии поставки. Кривая 2 получена при протягивании стали 35ХГСА после нормализации со структурой сорбита с повышенной твердостью $HRC=28...30$. Результаты указанных опытов свидетельствуют о том, что после нормализации стали 35ХГСА произошло значительное уменьшение шероховатости протянутой поверхности (в среднем на полкласса 1-го класса).

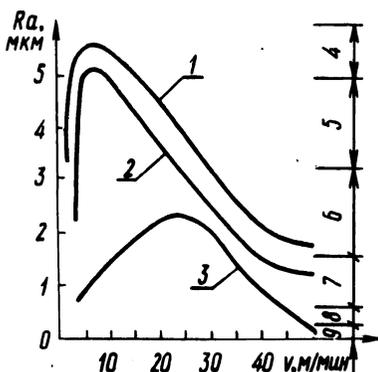


Рис. 1. Зависимость шероховатости поверхности от скорости протягивания стали 35ХГСА (кривые 1, 2) с $s_z = 0,03$ мм и стали 30ХГСА (кривая 3) с $s_z = 0,025$ мм: 1 – в состоянии поставки с $HRC = 18 \dots 21$; 2 – нормализованной с $HRC = 28 \dots 30$; 3 – закаленной с $HRC = 48 \dots 52$.

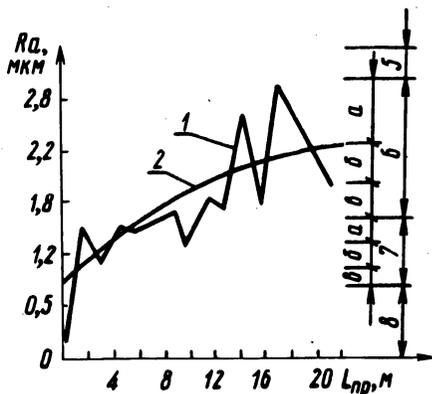


Рис. 2. Зависимость шероховатости поверхности от степени затупленности протяжек при обработке стали 35ХГСА с $HRC = 18 \dots 21$, $v = 3$ м/мин; $s_z = 0,01$ мм; $\gamma = 20^\circ$; $\alpha = 5^\circ$: 1 – усредненные точки замеров высоты неровностей; 2 – корреляционная кривая.

Большой интерес с точки зрения достоверности наших опытов вызывает сравнение их результатов с опытами других исследователей. Например, аналогичные исследования были выполнены в Челябинском политехническом институте в широком диапазоне скоростей $v = 5 \dots 50$ м/мин при протягивании термообработанной стали 30ХГСА до высокой твердости ($HRC = 48 \dots 52$). В диапазоне скоростей $v = 25 \dots 50$ м/мин наши результаты хорошо согласуются с указанными исследованиями (рис. 1, кривая 3). Вместе с тем максимальная величина шероховатости поверхности смещена в зону более высоких скоростей протягивания, что, видимо, связано с особенностями

обработки более твердой стали ($HRC = 48...52$) твердосплавными протяжками.

В свою очередь, сравнение кривых, приведенных на рис. 1, показывает, что шероховатость протянутой поверхности при различных скоростях резания имеет наименьшую величину при обработке более твердых сталей указанного состава.

Произведем математическую обработку экспериментальных данных по изменению шероховатости протянутой поверхности в зависимости от степени затупленности протяжек (рис. 2, кривая 1), которая характеризуется на графиках суммарной длиной протянутой поверхности. Разбросанность опытных точек, несмотря на большое число измерений, не позволяет проследить функциональную связь между исследуемыми параметрами. Для установления возможной корреляционной связи необходимо провести математическую обработку опытных данных, определив криволинейную линию регрессии или проведя параболическое интерполирование по методу наименьших квадратов.

Используем уравнение корреляции в виде параболы второго порядка. Искомое уравнение параболической регрессии получено в виде $y = 0,943 + 0,138x - 0,0032x^2$. Это уравнение отражает картину зависимости $R_a = f(L_{пр})$:

Из-за затупленности протяжки по мере увеличения длины протягивания до 8 м происходит значительное ухудшение шероховатости от 7 до 6-го класса. В области износа протяжки после суммарных длин протягивания 16-21 м кривая 1 постепенно выравнивается. Это свидетельствует о том, что выбранные в процессе исследования параметры протяжки обеспечивают стабильное получение 6-го класса шероховатости обработанной поверхности стали 35ХГСА.

По результатам проведенных исследований были установлены режимы протягивания, геометрические параметры и конструктивные элементы протяжки для обеспечения наименьшей шероховатости обработанной поверхности при протягивании стали марки 35ХГСА. Выбранные параметры были положены в основу разработки конструкции протяжки, предназначенной для обработки лысок блокирующего пальца синхронизатора автомобиля КамАЗ.

Л.С. Овчинников, В.Н. Комаров, канд.техн.наук

ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИЙ СИЛОВЫХ РАЗВЕРТОК
ПО ОКРУЖНОМУ ШАГУ ЗУБЬЕВ

Одним из эффективных путей снижения радиальных колебаний в процессе резания является применение инструментов с неравномерным окружным шагом зубьев. Данное положение особенно важно для инструмента - силовой развертки [3], схема резания которой характеризуется возрастанием радиальной составляющей силы резания. Установлено, что при неравномерном окружном шаге зубьев периодичность врезания одних зубьев во впадины, а других — в выступы на обработанной поверхности нарушается, что приводит к затуханию радиальных колебаний оси инструмента относительно оси отверстия. Предварительные эксперименты [1] полностью подтвердили правильность приведенных тесетических предпосылок.

Задачей настоящего исследования явилось установление степени влияния окружного шага зубьев на радиальную устойчивость инструмента при силовом развертывании, т.е. прогнозирование точности обработки в зависимости от принятой схемы расположения зубьев.

В работе [2] предлагается методика прогнозирования волнистости при традиционном развертывании отверстий (с припуском до 0,3 мм на диаметр). Авторами получен закон движения центра развертки с произвольным расположением зубьев по окружности. Данная методика положена в основу исследования силовых разверток, которые работают в условиях, аналогичных широко применяемым традиционным разверткам, но при значительном увеличении подач (10 мм/об и более) и припусков (до нескольких миллиметров).

Схема расположения зубьев по окружности однообразно характеризуется параметром h , определяющим как степень отклонения рассматриваемой схемы расположения зубьев по окружности от идеально равномерной, так и характер упруго-пластического контакта сопряжения инструмент—деталь. Параметр h определяется из выражения

$$h = \frac{\sqrt{c^2 + d^2}}{z \sin \delta} \quad (1)$$

$$\text{где } c = \sum_{i=1}^{z_i} \cos 2 \sum_{i=1}^{z_i} \tau_i; \quad d = \sum_{i=1}^{z_i} \sin 2 \sum_{i=1}^{z_i} \tau_i;$$

δ — угол, характеризующий соотношение радиальной и тангенциальной составляющих силы резания; τ_i — центральный угол между соседними зубьями; z — число зубьев. Изменение параметра h влияет на траекторию движения центра инструмента и, следовательно, на точность обработки.

Исследования проводились по методу полного факторного эксперимента 2^3 . Факторами явились окружной шаг зубьев, выраженный параметром h , скорость резания v , подача s . Основные характеристики плана экспериментов приведены в табл. 1.

Обработка осуществлялась силовыми развертками, имеющими следующие переменные параметры $\tau_1 = 120^\circ$; $\tau_2 = 60^\circ$, $\tau_3 = 60^\circ$, $\tau_4 = 120^\circ$, что соответствует значению $h = 2,5$, и $\tau_1 = 80^\circ$, $\tau_2 = 90^\circ$, $\tau_3 = 90^\circ$, $\tau_4 = 110^\circ$, что соответствует значению $h = 0,43$. Следует отметить, что схемы расположения зубьев с $h > 2,5$ являются неработоспособными из-за ма-

Т а б л. 1.

Уровень	Кодированное значение	\tilde{x}_1 (V, м/мин)	\tilde{x}_2 (S, мм/об)	\tilde{x}_3 (h)
Основной	0	16,85	8,48	1,465
Интервал варьирования	$\Delta \tilde{x}_1$	12,95	1,58	1,035
Верхний	+	29,8	10,16	2,5
Нижний	-	3,9	6,9	0,43

Т а б л. 2.

Номер опыта	x_0	x_1	x_2	x_3	\bar{y} , мкм
1	+	-	-	+	18
2	+	+	-	+	24
3	+	-	+	+	15
4	+	+	+	+	25
5	+	-	-	-	22
6	+	+	-	-	26
7	+	-	+	-	25
8	+	+	+	-	35

лого объема стружечных канавок и сильного утонения спинки зуба. Следующие геометрические параметры на протяжении эксперимента оставались постоянными: передний угол $\gamma = 15^\circ$; задний угол режущей части $\alpha_p = 3^\circ$; задний угол переходной части $\alpha_{\Pi} = 2^\circ$; задний угол калибрующей части $\alpha_k = 2^\circ$; угол наклона спирали зубьев на диаметре 25 мм $\omega = 40^\circ$; направление спирали левое; угол в плане режущей части $\varphi_p = 1^\circ 30'$; угол в плане переходной части $\varphi_{\Pi} = 0^\circ 20'$; длина переходной части $l_{\Pi} = 30$ мм; обратная конусность калибрующей части, равная 0,05/100 мм/мм длины.

Материалом заготовок принята сталь 45. Заготовки изготавливались из прутков одной плавки и проката и перед чистой обработкой подвергались нормализации при температурах 930...950°. Срезаемый припуск составлял 5 мм на диаметр. Некруглость определялась по ГОСТ 10356-63 по общей методике.

Матрица планирования и результаты полного факторного эксперимента приведены в табл. 2.

На основании результатов полного факторного эксперимента получено уравнение регрессии, адекватно описывающее влияние исследуемых параметров на некруглость обработанных отверстий:

$$\hat{y} = 23,75 + 3,75 x_1 - 3,25 x_3. \quad (2)$$

Из уравнения (2) следует, что с увеличением параметра h некруглость отверстий, возникающая в процессе обработки, уменьшается (рис. 1). При обработке на низких скоростях

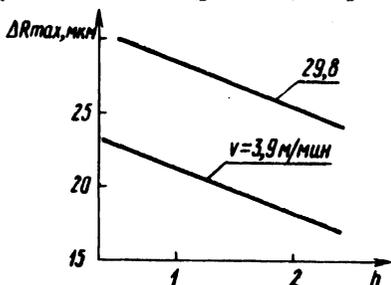


Рис. 1. Влияние окружного шага зубьев на некруглость обработанных отверстий.

резания в зоне до наростообразования при значении $h = 0,43$ на обработанной поверхности образуются волны с гармоникой более высокого порядка, чем при $h = 2,5$, причем некруглость в первом случае больше по величине. В зоне ско-

ростей наростообразования указанное явление не наблюдалось, однако некруглость обработанных деталей уменьшается с увеличением параметра h , т.е. с увеличением неравномерности разбивки зубьев силовой развертки по окружной.

В ы в о д ы

1. С целью повышения точности обработки рекомендуется выполнять силовые развертки с неравномерным расположением зубьев по окружности.

2. Величина некруглости обработанного отверстия зависит от схемы расположения зубьев по окружности, в частности, от степени неравномерности центральных углов между зубьями.

3. Рекомендуемые схемы для четырехзубой силовой развертки $\tau_1 = 120^\circ; \tau_2 = 60^\circ; \tau_3 = 60^\circ; \tau_4 = 120^\circ$; для шестизубой $\tau_1 = 50^\circ; \tau_2 = 60^\circ; \tau_3 = 70^\circ; \tau_4 = 50^\circ; \tau_5 = 60^\circ; \tau_6 = 70^\circ$.

Л и т е р а т у р а

1. Комаров В.Н., Миткевич С.И., Овчинников Л. С. Повышение точности обработки при силовом развертывании путем изменения шага зубьев по окружности. — В сб.: Мат-лы I Всесоюз. науч.-техн.конф. "Совершенствование процессов финишной обработки в машиностроении". Минск, 1975. 2. Кудинов В.А., Стрельцов В.А., Кожуховский В.А. Расчет разверток с целью прогнозирования волнистости обработанных отверстий. — "Изв. вузов", 1976, № 5. 3. Ящерицын П.И., Миткевич С.И., Комаров В.Н. Режущий инструмент. Авт. свид. № 371037. — "Бюл. изобр.", 1973, № 12.

УДК 621.797

В.Г. Ходосевич, канд.техн.наук,
А.И. Шевцов, канд.техн.наук

ИНДУКЦИОННАЯ НАПЛАВКА -- ЭФФЕКТИВНЫЙ СПОСОБ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ИЗНОШЕННЫХ ТРАКТОРНЫХ ГИЛЬЗ ЦИЛИНДРОВ

Исследования показали, целесообразность применения индукционной центробежной наплавки порошковой шихтой при упрочнении тракторных гильз. Не менее актуальным является вопрос повышения износостойкости восстанавливаемых, бывших

в эксплуатации гильз цилиндров. При разработке процесса восстановления с целью получения качественного наплавленного слоя проводились исследования технологических параметров процесса.

Для получения качественной наплавки необходимо прежде всего, чтобы расплав ПГ-Ср4 хорошо смачивал наплавляемую чугунную поверхность. Улучшение растекания достигается введением в состав флюса поверхностно-активных компонентов, способствующих очищению сплава и наплавляемой поверхности от окислов. При исследовании активности флюса анализировались бинарные системы на основе буры: содержание B_2O_3 , $LiCl$, $NaCl$, KCl , KF , LiF , NaF , азотнокислый висмут (неосновной). Наиболее химически активными оказались флюсы с добавкой хлоридов и азотнокислого висмута.

Флюс сможет выполнить свое назначение в условиях растекания его по раскисляемой поверхности. Для учета требования жидкотекучести флюса проводились соответствующие исследования. Хлоридные системы показали наличие максимального значения данного параметра.

Таким образом, можно сделать вывод, что флюсы с добавкой хлоридов позволяют получить качественную наплавку. Однако, как установлено опытами, при достаточно надежной свариваемости сплава ПГ-Ср4 и чугунной основы наблюдается повышенное количество газовых раковин в наплавленном слое за счет образования летучих соединений хлора с кремнием и железом.

Положительные результаты были достигнуты при использовании в качестве флюса высокоактивной системы бура — азотнокислый висмут, к которой в дальнейшем добавляли борный ангидрид. Оптимальным является следующий состав флюса (весовые проценты): азотнокислый висмут (неосновной) — 10%; бура — 45; борный ангидрид — 45%. Разработанный флюс имеет температуру плавления $923^{\circ}K$.

Немаловажным фактором предлагаемой технологии восстановления гильз следует считать скорость вращения последних. При выборе скорости вращения проанализированы закономерности, действующие в период порошкообразной шихты и после расплавления ее (жидкая ванна сплава). На первом этапе наплавки определяющим показателем является теплопроводность дисперсной шихты, от которой зависит интенсивность прогрева шихтовых материалов с последующим влиянием на качество и производительность процесса. Можно записать:

$$\lambda_{\text{эф}} = f_1 \left[p = f_2(\omega) \right] = f(\omega), \quad (1)$$

где $\lambda_{\text{эф}}$ — эффективный коэффициент теплопроводности шихты, Вт/м·град; p — пористость шихты; ω — угловая скорость вращения гильзы, 1/с.

Уравнение $p = f_2(\omega)$ получено аналитическим путем и имеет вид

$$p = 1 - \frac{1}{\beta_0} \sqrt{1 + \frac{(\beta_0^4 - 1)(R_1 + R_2)(R_1^2 R_2^2 (\text{комп})) \rho \omega^2}{4 R_1^3 F_K}}, \quad (2)$$

где β_0 — относительный объем насыпки, $\beta_0 = \frac{\rho}{\rho_0}$; ρ — плотность материала порошка шихты, кг/м³; ρ_0 — плотность насыпки материала шихты, кг/м³; R_1 — радиус проточки гильзы, м; R_2 — радиус свободной поверхности порошкообразной шихты, м; $R_2(\text{комп})$ — радиус свободной поверхности компактного (безпористого) материала шихты, м; F_K — давление истечения максимально упроченного материала порошка (хрупкая деформация рассматривается как частный случай пластической), Н/м² [1].

Подставляя в (2) численные значения параметров, нетрудно убедиться, что уменьшение пористости (возрастание теплопроводности) шихты практически начинается при весьма высоких скоростях вращения гильзы, которые нереальны в данном случае. Поэтому можно считать функцию $\lambda_{\text{эф}} = f(\omega) = \text{const}$, т.е. выбор скорости не лимитируется закономерностями, действующими на первом этапе наплавки. Правильность высказанного утверждения была подтверждена экспериментально.

На втором этапе наплавки (жидкая ванна сплава) наилучшее совпадение с опытами дает расчет скорости при отсутствии в наплавленном слое усадочных раковин и рыхлот, известный из практики центробежного литья.

Показано также, что для флюсо- и шлакоотделения число оборотов гильз должно быть

$$N \geq \frac{\varepsilon \pi (R_1 - R_{2p})}{30 \tau_1} \frac{1}{\sqrt{1,33 \frac{(R_1 + R_{2p})(\rho - \rho_{\text{ш}})}{c \rho} r_{\text{ш}} - d \frac{R_1 + R_{2p}}{2}}}}, \quad (3)$$

где ε — коэффициент, учитывающий распределение скоростей в слое расплава и зависящий от времени его застывания, вязкости и других факторов; R_{2p} — радиус свободной поверхности расплава, м; τ_1 — время застывания расплава; при восстановлении гильз $\tau_1 \approx 2-3$ с; $(\rho - \rho_{ш})$ — разность плотностей расплава и шлака, кг/м³; $r_{ш}$ — радиус шлаковых частиц, м; c — коэффициент сопротивления; $c = f(Re)$, при изменении критерия Рейнольдса в пределах от 10^3 до 10^5 $c \approx 0,4$ [2]; α — коэффициент пропорциональности, $\alpha \approx 0,2$ [2].

Расчет по приведенной методике не ограничивает возрастание скорости и не обеспечивает центробежную деформацию гильз в допустимых пределах. Во избежание этого число оборотов ограничивалось равенством, учитывающим давление расплава на стенку цилиндра и действие на нее центробежных сил.

Расчетные данные и проверка их опытным путем позволили установить оптимальную скорость вращения, которая составляет 750–950 об/мин.

При отработке температурного режима на основании решения дифференциального уравнения теплопроводности Фурье и последующих преобразований получено выражение времени нагрева (τ , с) для достижения заданной температуры наружной поверхности гильзы в зоне наплавки:

$$\tau = \frac{\lambda(T - T_0) (2R_{2p} \psi_n + 2R_{2p} \psi_\Gamma + \psi_\Gamma^2)}{2\rho a R_1}, \quad (4)$$

где λ — коэффициент удельной теплопроводности материала нагреваемой детали, Вт/м·град; T — температура детали в фиксируемый момент времени, °К; T_0 — начальная температура окружающей среды, $T_0 = 293$ °К; ψ_n — толщина наплавленного слоя, м; ψ_Γ — толщина стенки гильз, м; ρ — удельная мощность, выделяющаяся в обтекаемой индукционным током гильзе, Вт/м²; a — коэффициент температуропроводности гильз, м²/с.

Коэффициенты тепло- и температуропроводности гильз рассматривались как постоянные величины, при этом пренебрегали зависимостью от температуры и принимали их средние значения.

Температура наружной поверхности гильз контролировалась с помощью фотоэлектрического пирометра ФЭП-60М и дублировалась показаниями контактной термопары. Установлено, что оптимальной ее величиной является $[T] = 1290-1320^{\circ}\text{K}$.

После подстановки в уравнение (4) численных значений оптимальной температуры и других параметров определено необходимое время нагрева, которое согласовывалось с экспериментальными данными. Длительность процесса наплавки не превышала 1,5-2,0 мин.

Обработка технологических факторов индукционной центробежной наплавки дала возможность получить качественный наносимый слой твердого сплава. По предлагаемой технологии восстановлена и испытана партия гильз. Как показали испытания, износостойкость наплавленных деталей в среднем в 5 раз выше серийных, восстановленных расточкой.

Итак, проведены исследования технологических параметров процесса восстановления тракторных гильз индукционной центробежной наплавкой. Установлены оптимальные состав флюса, скорость вращения наплаваемых гильз, температурный режим наплавки. Показано, что индукционная центробежная наплавка эффективна при восстановлении тракторных гильз и повышает их износостойкость в среднем в 5 раз по сравнению с серийными, восстановленными расточкой деталями.

Л и т е р а т у р а

1. Жданович Г.М. Некоторые вопросы теории процесса прессования металлических порошков и их смесей. Минск, 1960.
2. Рабинович Б.В. Теоретические основы конструирования шлакоуловителей. - "Литейное производство", 1954, № 7.

УДК 621.9.06-82

Е.С. Яцура, канд.техн.наук,
К.К. Кузьмич, К.Ф. Горский,
А.В. Терентьев

ОПТИМИЗАЦИЯ ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМОВ СТАНОЧНЫХ ГИДРОПРИВОДОВ

В настоящей работе на примере гидропривода транспортного устройства автоматической линии предлагается статистическое определение характеристик процессов по экспериментальным данным и методика оптимизации времени цикла, учитывающая

возможные вариации параметров системы при перспективном проектировании.

Схема исследуемого гидропривода на участке разгона представлена на рис. 1. По данным осциллографирования процессов изменения P_1 , P_2 , v определялась зависимость коэффициента трения от скорости, которая затем аппроксимировалась квадратичной функцией

$$\alpha(v) = \alpha_0 + \alpha_1 v + \alpha_2 v^2 \quad (1)$$

Далее экспериментально находились потери давления в напорной и подпорной магистральных:

$$\Delta P_2 = P_n - P_2; \quad (2) \quad \Delta P_1 = P_n - P_1 \quad (3)$$

Известно [1], что потери давления и скорость исполнительного органа связаны квадратичной зависимостью. Поэтому

$$\Delta P_2 = a_0 + a_1 v + a_2 v^2; \quad (4)$$

$$\Delta P_1 = b_0 + b_1 v + b_2 v^2, \quad (5)$$

где a_i, b_i ($i=0, 1, 2$) -- коэффициенты уравнения, зависящие от параметров системы, определяемые экспериментально.

На участке разгона уравнение движения имеет вид

$$(m + \mu)v = P_2 S_2 - P_1 S_1 - N\alpha(v), \quad (6)$$

где m -- масса исполнительного органа; μ -- приведенная масса жидкости. После подстановки $\alpha(v)$, P_1 , P_2 из формул (1)...(5) и преобразований получим

$$\dot{v} = \lambda_0 + \lambda_1 v + \lambda_2 v^2, \quad (7)$$

где $\lambda_0, \lambda_1, \lambda_2$ -- коэффициенты, полученные после преобразований. В результате интегрирования уравнения (7) находим

$$v = \frac{v_1 v_2 \{1 - \exp[\lambda_2(v_1 - v_2)t]\}}{v_2 - v_1 \exp[\lambda_2(v_1 - v_2)t]}, \quad (8)$$

где $v_1 < v_2$ -- корни квадратного уравнения $\lambda_0 + \lambda_1 v + \lambda_2 v^2 = 0$.

При рассмотрении участка торможения (рис. 2) использовались соответственно уравнение неразрывности и уравнение истечения жидкости через дроссель

$$S(x) U = S_1 v; \quad (9) \quad U = a \sqrt{\frac{2g\Delta P}{\gamma}}, \quad (10)$$

где $S(x)$ — зависимость площади сечения дросселя от величины перемещения исполнительного органа; U — скорость истечения жидкости через дроссель; a , γ — константы. Полагая $\Delta P = P_1$, $P_2 = 0$ и используя соотношение (9) и (10), запишем уравнение движения системы

$$(m + \mu) \dot{v} = - \left[\frac{v S_1}{c S(x)} \right]^2 S_1 - N \alpha(v), \quad (11)$$

при этом $v(0) = v_0$ — скорость системы в начале торможения, $c = a \sqrt{\frac{2g}{\gamma}}$. Уравнение (11) не интегрируется в квадратурах, и для проверки соответствия решения экспериментальным данным использовалась ЭВМ.

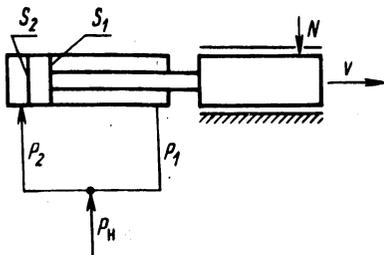


Рис. 1. Схема гидропривода на участке разгона: P_1 — давление в штоковой полости; P_2 — давление в цилиндрической полости; S_1 — эффективная площадь поршня в штоковой полости; S_2 — площадь поршня; v — скорость движения исполнительного органа; $N = mg$ — нормальная нагрузка; P_n — давление на входе насоса.

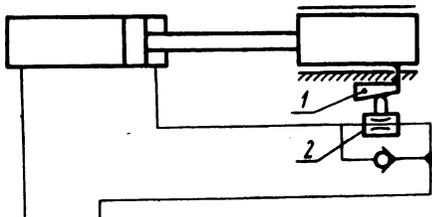


Рис. 2. Схема гидропривода на участке торможения: 1 — клин тормозного устройства; 2 — осевой дроссель.

Описание системы уравнениями (7) и (11) позволяет найти минимальное время переходных режимов при заданных допустимых значениях ускорения w и давления P . Управляющими факторами при этом являются уровень настройки давления P_n и форма клина тормозного устройства. Из уравнения (7) очевидно, что максимальное ускорение

$$w_{\max} = \lambda_0 - \frac{\lambda_1^2}{4\lambda_2}$$

Из условия $w_{\max} = w_0$, подставляя значения $\lambda_0, \lambda_1, \lambda_2$, находим давление P_H при максимальном ускорении

$$P_H^w = \frac{1}{S_2 - S_1} \left[a_0 S_2 - b_0 S_1 + N \alpha_0 + (m + \mu) w + \frac{(b_1 S_1 - a_1 S_2 - N \alpha_1)}{4(b_2 S_1 - a_2 S_2 - N \alpha_2)} \right] \quad (12)$$

Пусть $\Delta_1 = \min \Delta P_1$, тогда из (5) получаем $\Delta_1 = \frac{4b_0 b_2 - b_1^2}{4b_2}$.

Так как всегда $P_2 \leq P_H$, то из (3) и (12) видно, что при заданных ограничениях на \dot{v} , P_1, P_2 минимальное время разгона обеспечивается, когда

$$P_H = \min \left\{ P_H^w, P + \Delta_1, P \right\}. \quad (13)$$

Минимизация времени торможения возможна за счет выбора функции $S(x)$ так, чтобы модуль ускорения был максимальным при заданных условиях

$$|\dot{v}| \leq w, \quad P_1 \leq P. \quad (14)$$

Очевидно, в процессе движения возможны два случая:

1) при $|\dot{v}| = w$ $P_1 \leq P$. Тогда уравнение для $S(x)$ получается из (11) и (1)¹ в виде

$$S(x) = \frac{3/2 S_1 v(x)}{c \sqrt{(m + \mu) w - N \alpha(v(x))}} \quad (15)$$

а вследствие постоянства ускорения

$$v(x) = \sqrt{v_0^2 - 2wx} \quad ; \quad (16)$$

2) при $|\dot{v}| = w$ $P_1 > P$. В этом случае из-за превышения давления движение с максимальным ускорением недопустимо. Следовательно, движение должно происходить так, чтобы $P_1 = P$. По этому условию

$$S(x) = \frac{S_1 v(x)}{c \sqrt{P}} \quad (17)$$

а уравнение (11) превращается в

$$(m + \mu) \dot{v} = -PS_1 - N\alpha(v). \quad (18)$$

Последнее уравнение интегрируется в квадратурах и дает функцию $x = x(v)$. Таким образом, уравнения (18) и (17) однозначно определяют $S(x)$ для тех точек, где $P_1 > P$.

Используя характеристику дросселя $y = y(S)$, где y — ход толкателя, и функцию $S(x)$, можно определить конструктивные размеры клина тормозного устройства. При численном нахождении функции $y(x)$ была составлена программа на языке FORTRAN для ЭВМ ЕС-1020.

Л и т е р а т у р а

1. Брон Л.С., Тартаковский Ш.Э. Гидравлический привод агрегатных станков и автоматических линий. М., 1974.

УДК 621.919

П.С. Чистосердов, канд.техн.наук,
А.П. Сахаров, канд.техн.наук

ОБРАБОТКА ПУСТОТЕЛЫХ НЕЖЕСТКИХ ПЛУНЖЕРОВ КОМБИНИРОВАННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Одним из способов повышения производительности труда на финишных операциях является применение комбинированных инструментов, позволяющих совмещать процессы резания и ППД [2].

На кафедре технологии машиностроения Могилевского машиностроительного института проведены исследования процесса совмещенной обработки резанием и ППД наружных цилиндрических поверхностей пустотелых плунжеров большой длины. Для определения влияния элементов режима обработки на шероховатость обработанной поверхности использовался метод полнофакторного планирования экспериментов (ПФЭ). В качестве факторов были приняты: скорость резания (накатывания), подача режущего (деформирующего) элемента, глубина резания режущего элемента и усилие (натяг) деформирующего элемента. Интервалы и уровни варьирования факторов приняты на основании априорной информации в диапазонах, где зависимость шероховатости от каждого из факторов линейна или близка к ней. Характеристика условий проведения ПФЭ при обработке комбинированным инструментом с тремя подпружиненными де-

формирующими элементами, равнорасположенными по окружности (шары \varnothing 9,5 мм), и резцом с неперетачиваемой твердосплавной пластиной Т15К6 образцов \varnothing 50 мм из стали 20 (труба 57 x 12) дана в табл. 1.

Уровни скорости резания и величины подачи приняты по паспортным данным станка 1К625, на котором проводились эксперименты. Уровни значений глубины резания вводились в ПФЭ за счет изменения припуска заготовок, а усилия деформирования — путем установки определенной величины деформации пакета тарированных тарельчатых пружин.

На основании полуреплики ПФЭ типа $2^{4-1} = 8$ проведен эксперимент с учетом рандомизации опытов и определены коэффициенты уравнения регрессии. Все расчеты, необходимые для определения величины среднеквадратичной ошибки опыта, значимости коэффициентов и адекватности математической модели, сделаны согласно [1]. Коэффициенты регрессии равны: $b = 0,54$; $b_1 = 0,21$; $b_2 = -0,053$; $b_3 = -0,0037$; $b_4 = -0,114$.

С учетом значимости коэффициентов регрессии математическая модель имеет вид

$$y = 0,54 + 0,21x_1 - 0,053x_2 - 0,114x_4. \quad (1)$$

В уравнение (1) факторы входят в кодовых значениях. Пользуясь зависимостями $x_1 = \frac{S - 0,21}{0,07}$; $x_2 = \frac{t - 0,5}{0,25}$; $x_4 = \frac{P - 20}{10}$, получим уравнение регрессии (1) в натуральных величинах

$$R = 0,243 + 3S - 0,21t - 0,0114P. \quad (2)$$

Уравнение (2) справедливо для значений S, t, P в выбранных пределах варьирования.

Анализ полученной математической модели позволяет сделать следующие выводы: 1) наибольшее влияние на шероховатость обработанной поверхности оказывает подача, с увеличением которой значительно возрастает шероховатость; 2) меньшее влияние на величину микронеровностей оказывает величина усилия деформирования. При этом с ростом усилия деформирования шероховатость обработанной поверхности уменьшается; 3) глубина резания в выбранном интервале варьирования

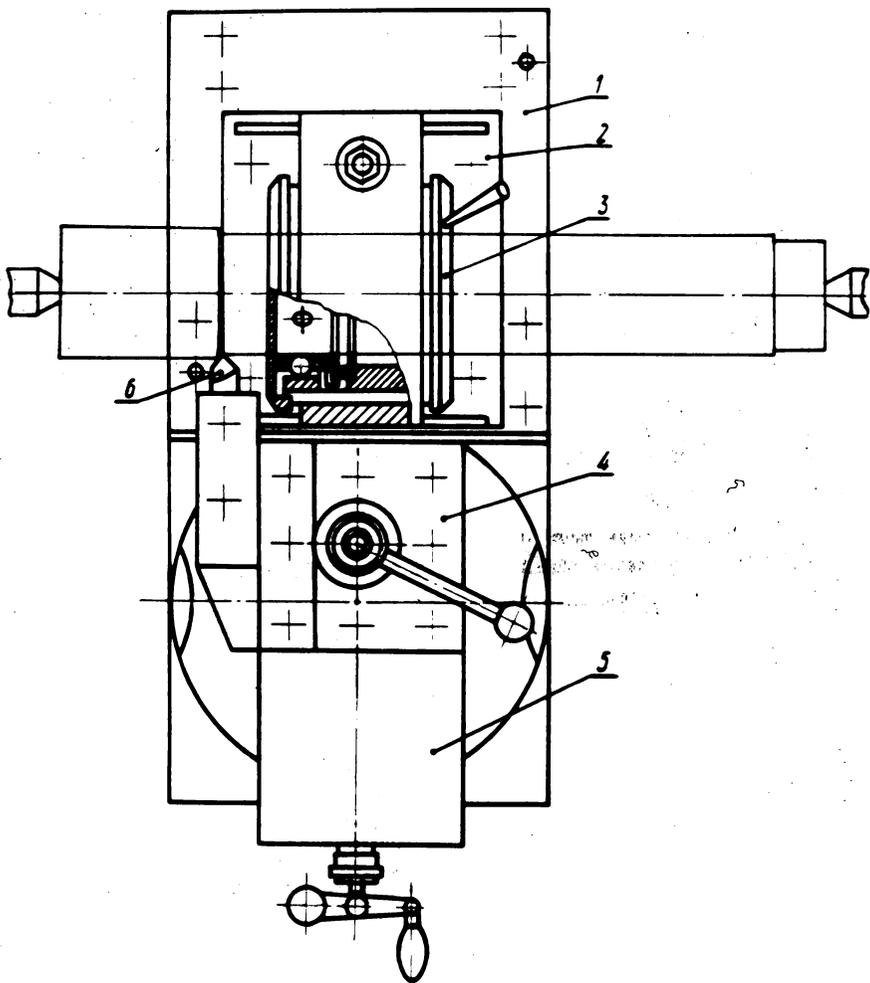


Рис. 1. Устройство для совмещенной обработки резанием и ППД.

Т а б л. 1.

Код	x_1	x_2	x_3	$x_4 = x_1 x_2$
Фактор	$S, \text{мм/об}$	$t, \text{мм}$	$V, \text{м/мин}$	$P, \text{кгс}$
Основной уровень	0,21	0,5	103,4	20
Интервал варьирования	0,07	0,25	16,4	10
Верхний уровень	0,28	0,75	131,0	30
Нижний уровень	0,14	0,25	82,0	10

оказывает небольшое влияние на шероховатость обработанной поверхности; 4) скорость обработки в принятом интервале варьирования не влияет на шероховатость поверхности.

Зависимость шероховатости поверхности, обработанной комбинированным инструментом, от подачи вызвана тем, что подача при совмещенной обработке "дважды" оказывает влияние на окончательную шероховатость. Во-первых, с изменением подачи изменяется шероховатость, полученная после режущего элемента (исходная шероховатость). Во-вторых, изменение подачи на деформирующий элемент также воздействует на окончательную шероховатость. Сравнительно меньшее влияние усилия обусловлено тем, что в выбранном диапазоне эта величина усилия имеет оптимальное значение.

Исследование точностных возможностей совмещенной обработки показало, что точность диаметральных размеров при обработке заготовок 4-го класса точности жесткими деформирующими элементами соответствует 3-му классу точности.

На основании проведенных исследований разработано устройство, позволяющее производить совмещенную обработку полых плунжеров гидроцилиндров на станке 1М63 (рис. 1). Оно состоит из накатной шариковой головки 3, установленной в корпусе 2. Корпус установлен на переходной плите 1, закрепленной болтами на суппорте станка. Верхние салазки 5 и резцедержатель 4, в котором установлена державка с резцом 6, повернуты на 90° . Обработка детали устанавливается в центрах станка.

Промышленные испытания устройства показали, что при совмещенной обработке плунжеров диаметром $50 \times_3$ и длиной 1600 мм шариковой накатной головкой с режимами обработки $t = 0,25 \dots 0,5$ мм; $S = 0,15 \dots 0,21$ мм/об; $n = 400 \dots 800$ об/мин; $i = 0,04 \dots 0,06$ мм достигается шероховатость 8 ... 9-го класса при заданной точности 3-го класса. Кроме того, было установлено, что при обработке плунжеров возможно применение деформирующих элементов в виде конических роликов. Это позволяет увеличить подачу при обработке до $0,4 \dots 0,53$ мм/об.

Замена операции шлифования плунжеров обработкой резанием и ППД позволяет повысить производительность труда в 3...4 раза и получить высокое качество обработанной поверхности.

Л и т е р а т у р а

1. Новик Ф.С. Математический метод планирования экспериментов в металловедении. М., 1972. 2. Чистосердов

П.С. Комбинированные инструменты для совмещения процессов резания и поверхностного пластического деформирования. М., 1975.

УДК 621.91.01

А.А. Акинчиц

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТВЕРДОСТИ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ НА ИХ ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ

Установлено [1], что показатель твердости невозможно использовать для точной оценки обрабатываемости углеродистых сталей резанием. Однако в настоящее время изучение влияния твердости сталей на их обрабатываемость резанием представляет значительный интерес, так как твердость является наиболее доступной для определения в производственных условиях характеристикой металлов.

В данном исследовании для изучения влияния твердости на обрабатываемость углеродистых сталей были выбраны следующие марки сталей: Э12, 20, 45, У8Аи У12. Образцы этих ста-

Т а б л. 1. Результаты экспериментов и зависимости V_{60} от НВ

Марка стали	Диапазон изменения твердости НВ	Диапазон изменения скорости резания V_{60} , м/мин	Зависимость V_{60} от НВ	Коэффициент множественной корреляции, R
Э12	93—104	134,0—175,6	$V_{60} = \frac{176 \cdot 10^2}{\text{НВ}^{1,04}}$	0,241
20	121—137	81,8—109,3	$V_{60} = \frac{1010 \cdot 10^2}{\text{НВ}^{1,44}}$	0,653
45	174—212	34,1—50,0	$V_{60} = \frac{1185 \cdot 10^2}{\text{НВ}^{1,51}}$	0,870
У8А	183—343	16,4—48,3	$V_{60} = \frac{852,7 \cdot 10^2}{\text{НВ}^{1,48}}$	0,898
У12	190—290	17,9—48,8	$V_{60} = \frac{11360 \cdot 10^2}{\text{НВ}^{1,92}}$	0,895
Э12, 20 45, У8А У12	93—343	16,4—175,6	$V_{60} = \frac{9590 \cdot 10^2}{\text{НВ}^{1,91}}$	0,986

лей были подвергнуты термообработке по 113 вариантам, твердость НВ исследуемых образцов находилась в пределах 93 ... 343 единиц. За показатель обрабатываемости была принята скорость резания V_{60} , полученная методом торцового точения резами из стали Р18 [1]. Скорость резания v_{60} находилась в пределах 16,4...175,6 м/мин.

Для получения зависимости между скоростью резания V_{60} и твердостью НВ экспериментальные данные были обработаны по методу наименьших квадратов. Для каждой стали в отдельности и для всех вместе установлены зависимости между V_{60} и НВ. Результаты экспериментов представлены в табл. 1.

Таким образом, твердость НВ углеродистых сталей может использоваться для приближенного определения скорости резания V_{60} . Показатель степени при НВ имеет тенденцию к снижению по мере уменьшения в стали содержания углерода. Влияние твердости НВ на величину V_{60} проявляется в обобщенной для всех марок исследуемых сталей зависимости более резко, чем отдельно для одной марки стали.

Л и т е р а т у р а

1. Фельдштейн Э.И. Обрабатываемость сталей. М., 1953.

УДК 621.9:621.834.001.57

П.И. Ящерицын, акад. АН БССР,
А.Ф. Горбацевич, канд. техн. наук,
Чан Ван Дик

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ ПОГРЕШНОСТИ И ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ВО ВРЕМЕНИ

В процессе обработки деталей наблюдается прогрессирующий износ режущих инструментов в результате трения его контактных поверхностей о стружку и обрабатываемую поверхность. Поскольку износ режущего инструмента может только накапливаться, то вполне понятно, что отклонение размера обработки представляет собой неубывающие изменения. Однако это относится к линейным размерам, погрешности которых подчиняются нормальному закону распределения, а погрешности, подчиняющиеся закону эксцентриситета, носят лишь случайный характер [2].

Весьма важное значение имеет и оценка шероховатости поверхности зубчатых колес, так как она влияет не только на износостойкость, но и контактную жесткость деталей. Шероховатость поверхности определяется большим количеством факторов, обусловленных условиями ее обработки. В частности, высота и форма неровностей, а также характер расположения и направления рисок зависят от принятого метода и режима обработки, от условий охлаждения и смазки инструмента, от химического состава и микроструктуры обрабатываемого материала, от конструкции режущего инструмента, от типа и состояния используемого оборудования, вспомогательного инструмента и приспособления и т.д.

Несмотря на то, что преобладание одного из этих факторов и определяет характер шероховатости поверхности деталей согласно существующим теориям, условия формирования шероховатости непрерывно изменяются во времени. Причина этого в затуплении режущих инструментов во время работы.

Высказанные соображения проверены экспериментально. В качестве объекта исследования использовались зубчатые колеса (восемь наименований), прошедшие различные операции (черновое и чистовое точение наружного контура, шлифование шлиц, шейки и торца). Точность на токарных операциях оценивалась по следующим показателям: отклонение размера (h)

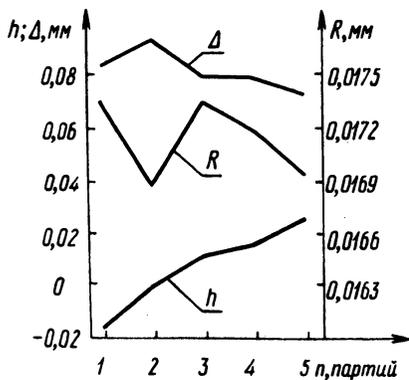


Рис. 1. Погрешности при обработке наружного контура зубчатых колес на токарных станках: h , r , Δ — соответственно центры группирования отклонения размера, формы наружного диаметра и биения базового торца.

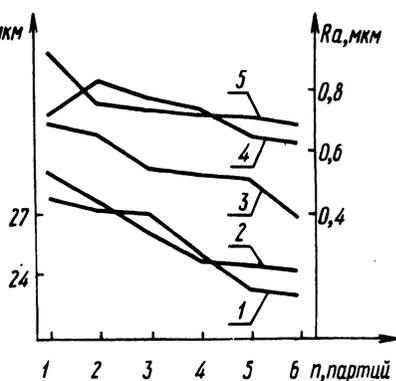


Рис. 2. Зависимость шероховатости поверхностей зубчатых колес от времени работы станка: 1 — подрезание торца; 2 — обтачивание наружного диаметра; 3 — шлифование шейки; 4 — шлифование шлицы; 5 — шлифование торца.

и формы (R) наружного диаметра, биение базового торца (Δ). Они измерялись с помощью микрометра и часового индикатора. Шероховатость детали после токарной операции оценивалась значением R_z и измерялась на микроскопе МИС-11, а шероховатость детали после шлифования оценивалась R_a и измерялась на профилометре мод. 253. На токарных операциях измерение погрешности и шероховатости проводилось с начального момента работы резцов до их полного затупления (6-8 ч), а на шлифовальных операциях -- за период стойкости шлифовального круга. Измеренные детали разделялись на равные по количеству партии и принимались средние значения измеренных параметров. Полученные результаты показаны на рис. 1,2. Как видно, погрешность наружного диаметра и шероховатость закономерно изменяются во времени. В то же время погрешность формы наружного диаметра, биение базового торца носят случайный характер.

Следующий этап обработки экспериментальных данных заключается в нахождении математического описания (модели) изменения погрешности и шероховатости зубчатых колес в зависимости от времени работы станка или от числа обработанных деталей. Для этого был использован метод корреляционного анализа.

Корреляционную связь между изучаемыми параметрами и числом обрабатываемых деталей предлагаем прямолинейной. Тогда уравнение регрессии имеет вид $y = a + bN$, где y -- среднее значение величины погрешности или шероховатости; a -- погрешность или шероховатость, которая создается за счет особенностей проведения технологических операций; b -- коэффициент пропорциональности; N -- число обрабатываемых деталей.

Т а б л. 1. Уравнения регрессии некоторых параметров

Параметры	Уравнение связи
Погрешность наружного диаметра	$h = 4,77 \cdot 10^{-3} N + 0,0204$
Шероховатость наружного диаметра	$R_z = 28,36 - 0,0527 \cdot N$
Шероховатость торца при точении	$R_z = 27,8 - 0,0335 \cdot N$
Шероховатость шлицы при шлифовании	$R_a = 0,802 - 6,13 \cdot 10^{-3} \cdot N$
Шероховатость шейк и при шлифовании	$R_a = 0,697 - 8,75 \cdot 10^{-3} \cdot N$
Шероховатость торца при шлифовании	$R_a = 0,866 - 2,38 \cdot 10^{-3} \cdot N$

Критериями наличия и связи между u и N служат коэффициент корреляции r и корреляционное отношение η , которые определяются по методике [1]. Полученные уравнения регрессии представлены в табл. 1.

Л и т е р а т у р а

1. Солонин И.С. Математическая статистика в технологии машиностроения. М., 1972. 2. Ящерицын П.И., Горбацевич А.Ф., Чан Ван Дик. Динамика изменения погрешностей, подчиняющихся закону эксцентриситета, и моделирование технологических операций обработки зубчатых колес. — В сб.: Машиностроение и приборостроение. Вып. 9. Минск, 1977.

УДК 621.941.23

И.А. Каштальян, А.И. Кочергин,
В.Б. Зайцев

ПОДДЕРЖАНИЕ ЗАДАННОГО ЗАКОНА ИЗМЕНЕНИЯ ПОДАЧИ НА ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

На станках с ЧПУ ряд переходов выполняется с нестационарными (переменными) значениями параметров процесса резания. При определении оптимальных режимов обработки необходимо устанавливать зависимость выходных параметров процесса (интенсивности вибраций, силы резания, стойкости инструмента и т.д.) от входных (подачи, скорости резания и т.д.). В свою очередь эта зависимость может быть реализована регулированием входных параметров. Процесс регулирования будет оптимальным, если входной параметр, по которому осуществляется управление обработкой, будет иметь заданную величину или изменяться по заданному закону.

Когда условия резания в течение перехода (прохода) колеблются в широких пределах, целесообразна обработка с переменной подачей. Процессы резания с переменной подачей нашли применение в станках с адаптивным управлением для повышения производительности и точности обработки [2].

Черновая и чистовая обработка на токарных станках с ЧПУ, как правило, ведется с одной установки. Поэтому при проектировании адаптивных систем необходимо одновременно решать вопросы повышения как производительности обработки на черновых проходах, так и точности чистовой обработки. В результате адаптивные системы получаются неоправданно сложными и дорогостоящими. Большинство станков с ЧПУ, эксплуа-

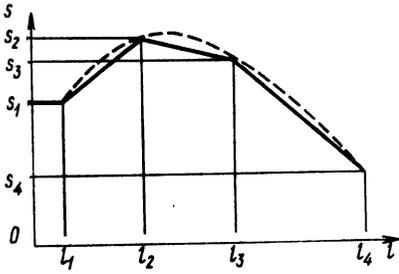


Рис. 1. Аппроксимация закона изменения скорости подачи.

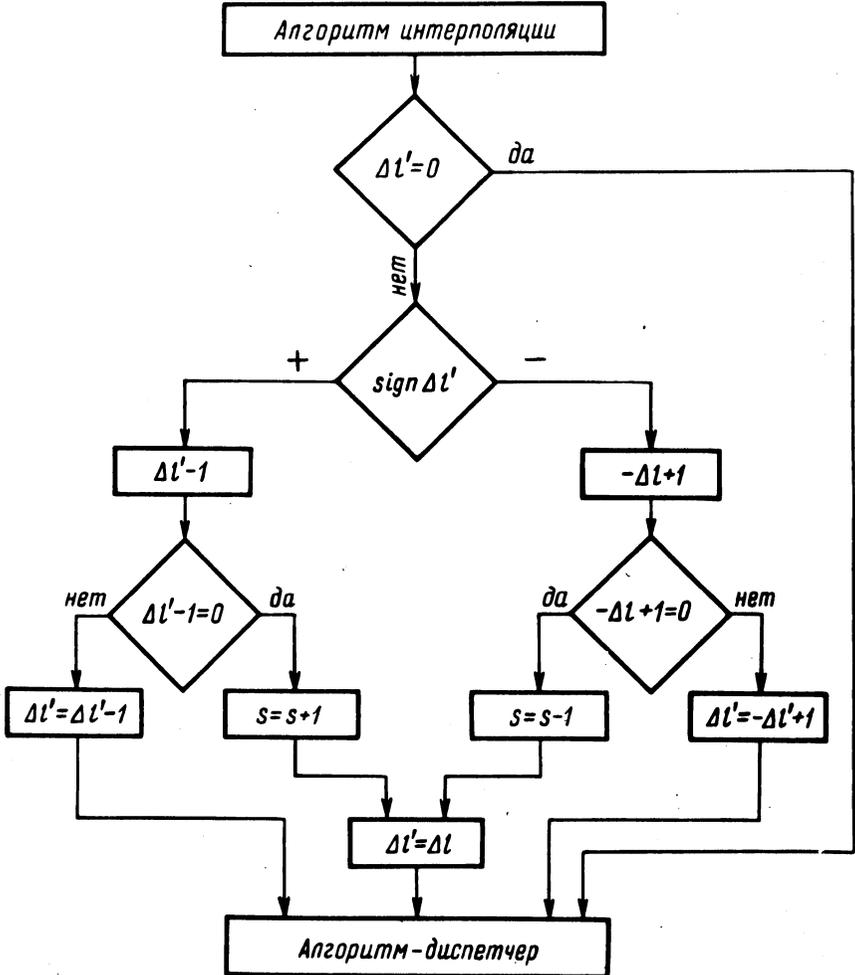


Рис. 2. Блок-схема алгоритма изменения скорости подачи.

тируемых на заводах, адаптивными системами не оснащены. Наряду с этим при токарной обработке существует ряд переходов, на которых функциональная зависимость приращения параметра, по которому осуществляется управление, с достаточной степенью точности может быть определена теоретически. Это прежде всего обработка канавок фасонного профиля, поперечное точение на станках с беступенчато регулируемым приводом главного движения, обработка сферических поверхностей и т.д. Ряд зависимостей определяется экспериментально.

Параметром, по которому осуществляется управление подачей, может быть составляющая сила резания P_z , крутящий момент $M_{кр}$, максимальная стойкость инструмента, отсутствие вибраций, постоянство площади сечения срезаемого слоя и т.д.

Процесс обработки с переменной подачей эффективен лишь тогда, когда функцию изменения величины подачи выполняет устройство ЧПУ [1]. Но многообразие законов изменения подачи по длине обработки делает эту задачу практически не разрешимой. Поэтому авторами предлагается использовать метод аппроксимации кривых в координатах "скорость подачи — длина обработки" отрезками прямых.

Задача будет решена, если управляющее устройство реализует зависимость

$$s_k = s_n \pm n \Delta s, \quad (1)$$

где s_k, s_n — конечная и начальная скорости подачи, мм/мин; Δs — величина приращения (наброса) скорости подачи, мм/мин; n — число набросов скорости подачи.

На длине обработки l число набросов скорости подачи будет равно:

$$n = \frac{l}{\Delta l}, \quad (2)$$

где Δl — длина обработки между набросами скорости подачи. Подставляя значение n из выражения (2) в выражение (1), получаем:

$$s_k = s_n \pm \frac{l}{\Delta l} \Delta s. \quad (3)$$

Значения s_n, s_k, l для каждого конкретного случая могут

быть определены из соответствующих диаграмм или графиков. Пример такого графика показан на рис. 1.

Приращение скорости подачи ΔS — величина постоянная и зависит от точности задания скорости подачи. Для большинства устройств ЧПУ скорость подачи может быть задана с точностью до 0,1 мм/мин. Поэтому величина ΔS принимает кратной 0,1 мм/мин.

Переменной, от которой зависит угол наклона прямой, является величина Δl . Ее значение может быть найдено из выражения (3)

$$\Delta l = \pm \frac{l \Delta S}{s_k - s_n} \quad (4)$$

По этой формуле, зная начальную s_n и конечную скорость подачи s_k , величину одного наброса скорости подачи ΔS и длину обработки l , на которой идет изменение скорости подачи, можно определить значение программируемой величины Δl (мм). Знак "плюс" или "минус" указывает соответственно на увеличение или уменьшение скорости подачи.

На рис. 2 представлена блок-схема предлагаемого алгоритма изменения скорости подачи. На схеме приняты следующие обозначения: s — величина текущей скорости подачи; Δl — длина обработки между набросами скорости подачи; $\Delta l'$ — текущее значение длины обработки Δl . Величина $\Delta l'$ задается в дискретах (аналогично заданию геометрической информации) со знаком "плюс" или "минус" и наносится на программноситель совместно с соответствующей для каждого конкретного перехода (прохода) информацией.

Работа по алгоритму, представленному на рис. 2, происходит следующим образом. После очередного цикла интерполяции производится анализ, запрограммировано ли в данном кадре линейное изменение скорости подачи (содержимое ячейки $\Delta l' \neq 0$); если да, то содержимое ячейки $\Delta l'$ уменьшается на единицу и проверяется равенство нулю результата вычисления. Так происходит до тех пор, пока величина $\Delta l'$ не станет равной 0. Это говорит о том, что по максимальной координате было сделано количество шагов, равное числу дискрет, через которое скорость подачи увеличивается или уменьшается в зависимости от знака при Δl на единицу приращения скорости подачи ΔS .

Диаграмма изменения скорости подачи по описанному алгоритму представлена на рис. 3. Практическое применение алгоритма рассмотрим на примере обработки канавок трапециевидального профиля и примере поперечного точения на станках с бесступенчато регулируемым приводом главного движения.

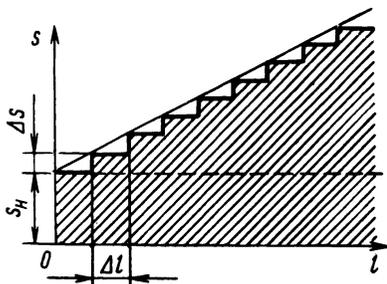


Рис. 3. Диаграмма изменения скорости подачи по алгоритму.

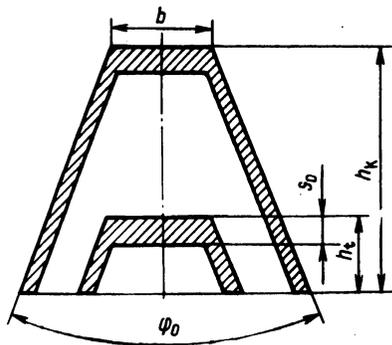


Рис. 4. Схема обработки канавки.

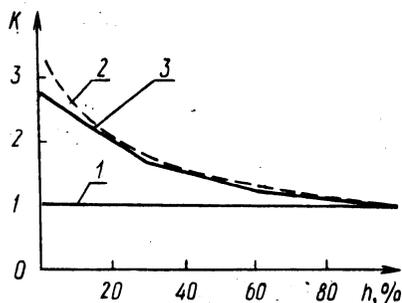


Рис. 5. Зависимость коэффициента K от глубины канавки: прямая 1 – в случае сохранения постоянства подачи; кривая 2 – в случае сохранения постоянства площади сечения среза; ломаная 3 – при работе по алгоритму.

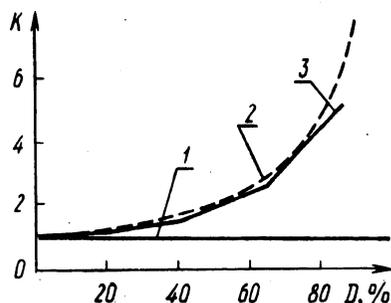


Рис. 6. Зависимость коэффициента K от изменения диаметра обработки: прямая 1 – в случае сохранения постоянства минутной подачи; кривая 2 – в случае сохранения постоянства подачи на оборот; ломаная 3 – при работе по алгоритму.

При обработке канавок фасонного профиля площадь сечения среза по мере углубления резца в заготовку возрастает при постоянном значении подачи на оборот s_0 . На рис. 4 представлена схема формирования трапециевидальной канавки. Площадь сечения среза в произвольный момент цикла обработки канавки равна:

$$\Delta F = (b + 2h_T \operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2}) s_0, \quad (5)$$

где b — ширина лезвия резца, мм; h_T — текущее значение глубины канавки, мм; φ_0 — угол профиля канавки.

Из уравнения (5) видно, что при постоянном значении s_0 площадь сечения среза по мере углубления резца в заготовку возрастает. А это приводит к увеличению силы и мощности резания. Для выравнивания силы и мощности резания скорость подачи должна изменяться так, чтобы обеспечить постоянство площади сечения среза.

Закон изменения подачи при обработке с постоянной площадью среза может быть охарактеризован с помощью следующей зависимости:

$$K = \frac{s_T}{s_K}, \quad (6)$$

где K — изменение скорости подачи по глубине канавки; s_T — текущее значение скорости подачи, мм/мин. Для канавки трапецеидальной формы

$$K = \frac{b + 2h_K \operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2}}{b + 2h_T \operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2}}, \quad (7)$$

где h_K — глубина впадины в конце цикла, мм.

Диаграмма на рис. 5 построена для случая обработки канавки под клиновой ремень размера Б по ГОСТ 1284-68. Кривая 2 показывает изменение скорости подачи по глубине канавки h при постоянстве площади сечения среза, ломаная линия 3 — изменение скорости подачи по описанному алгоритму. Повышению производительности отвечает любая наклонная прямая или ломаная линия, расположенная между кривой 2 и прямой 1, соответствующей обработке с постоянной подачей. В этой зоне будет находиться и линия, соответствующая максимальной стойкости инструмента.

Для поддержания скорости резания, заданной постоянной, при поперечном точении (обработке торцовых, конических и фасонных поверхностей) токарные станки с ЧПУ оснащаются бесступенчато регулируемым приводом главного движения. По —

скольку в процессе обработки частота вращения шпинделя изменяется, для поддержания подачи на оборот s_0 постоянной, минутная подача s должна изменяться в соответствии с изменением частоты вращения шпинделя. Когда скорость резания по всей длине перехода (прохода) остается постоянной, на основании известной зависимости скорости резания от диаметра обработки и частоты вращения шпинделя $v = Dn$ можно записать равенство:

$$D_n n_n = D_T n_T, \quad (8)$$

где D_n, D_T — начальный и текущий диаметры обработки; n_n и n_T — начальная и текущая частота вращения шпинделя. Умножив правую и левую части равенства (8) на постоянную величину подачи на оборот s_0 и заменив $n_n s_0$ и $n_T s_0$ соответственно через начальную минутную подачу s_n и текущую минутную подачу s_T , получим равенство

$$D_n s_n = D_T s_T. \quad (9)$$

Тогда закон изменения текущей скорости подачи в зависимости от изменения диаметра обработки будет определяться выражением:

$$s_T = \frac{D_n}{D_T} s_n. \quad (10)$$

Обозначив отношение $\frac{D_n}{D_T}$ через коэффициент изменения подачи K , получим:

$$s_T = K s_n. \quad (11)$$

Для случая $D_n \geq D_T$ (перемещение резца к оси детали) $K \geq 1$.

Для случая $D_n \leq D_T$ (перемещение резца от оси детали) $0 < K \leq 1$.

На рис. 6 представлена диаграмма изменения скорости подачи при перемещении резца к оси детали. Кривая 2 показывает изменение скорости подачи в зависимости от изменения диаметра обработки D , ломаная линия 3 — изменение скорости подачи по описанному алгоритму.

Приведенный алгоритм изменения подачи по прямолинейному закону был введен в управляющее устройство Н55-1. Опыты

проводились на станке мод. 1734Ф3. Обработывались канавки под клиновые ремни размера Б по ГОСТ 1284-68.

Управление, осуществляемое с целью стабилизации площади сечения срезаемого слоя, приводило к увеличению производительности на 58%.

Применение описанного способа регулирования скорости подачи возможно не только на станках с ЧПУ, но и на универсальных станках, оснащенных приставкой, аппаратно реализующей приведенный алгоритм изменения скорости подачи.

Л и т е р а т у р а

1. Бобенко В.Е., Коломиец Т.С. Перспективы разработки и применение мини-ЭВМ. — "Обзорная информация", 1972, вып. 3. 2. Подураев В.Н. и др. Эффективные процессы резания при нестационарном режиме обработки. — "Станки и инструмент", 1976, № 3.

УДК 621.941.1

Б. Франк

ВЫГЛАЖИВАНИЕ СПЕЧЕННОГО ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО МАТЕРИАЛА

Выглаживание является одним из наиболее эффективных методов обработки поверхностным пластическим деформированием (ППД). Высокая твердость применяемых выглаживателей (алмазных, эльборных и др.) позволяет обрабатывать почти все металлы и сплавы любой твердости, поддающиеся пластической деформации в холодном состоянии.

Проведенные исследования выглаживания компактных материалов [1...4] показали, что в общем шероховатость поверхности при алмазном выглаживании уменьшается в 2...6 раз. Достигаемое после алмазного выглаживания поверхностное упрочнение и образование остаточных напряжений сжатия оказывают благоприятное влияние на эксплуатационные свойства деталей машин.

В промышленности в последние годы большое применение находят детали, изготовленные методом порошковой металлургии. Новыми являются инструментальные материалы, спеченные стали Х12М и 2Х9. В Научно-исследовательском институте порошковой металлургии (Минск) разработан технологический процесс изготовления из этих материалов матриц ударного

выдавливания. Для повышения качественных характеристик и стойкости этих инструментов необходимо применять в качестве окончательной обработку поверхностным пластическим деформированием, а именно выглаживанием.

Однако пористые спеченные материалы обладают специфическими свойствами, не наблюдаемыми у компактных материалов, например более низкой теплопроводностью, уплотнением материала при обработке, пористостью и т.д.

Уплотнение поверхностного слоя, наблюдаемое при обработке пористых материалов резанием [5], имеет место также при выглаживании. При этом уменьшается размер пор и изменяется их форма. Эта гипотеза подтверждается проведенными автором исследованиями выглаженной поверхности. Исследования проводились на растровом электронном микроскопе ISM=35. На рис. 1 показан срез, выполненный перпендикулярно к обработанной поверхности, на котором хорошо видно, что пора под действием силы выглаживания закрывалась (уплотнялась).



Рис. 1. Поверхностный слой пористого материала, обработанного алмазным выглаживанием (x10000).

Выглаживание этой поверхности проводилось при следующих условиях: скорость вращения образца $v = 334$ мм/с, продольная подача выглаживания $s = 0,0048$ мм/рад и нормальная сила выглаживания $P_y = 540$ Н. Шероховатость при этом улучшилась на два класса (с 6-го класса на 8-й).

Степень уплотнения пористого материала определяется степенью деформации и исходной пористостью деформируемого материала. Из этого следует, что главным фактором режимов выглаживания, влияющим на уплотнение поверхностного слоя и тем самым на качество поверхности, является удельное давление, определяемое силой выглаживания, радиусом выглаживающего инструмента, а также подачей.

Таким образом, широкое применение в машиностроении инструментов из спеченного материала требует повышения их качества и стойкости. Этого можно достигнуть за счет обработки выглаживанием. Наряду с уменьшением шероховатости и с упрочнением поверхностного слоя при выглаживании спеченного материала имеет место уплотнение.

Л и т е р а т у р а

1. Артамонов А.Я. Влияние условий обработки на физико-механическое состояние металлокерамических материалов. Киев, 1965. 2. Витенберг Ю.Р. Применение эльбора для выглаживания. Л., 1975. 3. Герасимов Н.Г. и др. Улучшение свойств поверхностного слоя путем алмазного выглаживания. — "Станки и инструмент", 1976, № 9. 4. Торбило В.М. Алмазное выглаживание. М., 1972. 5. Хворостухин Л.А., Ильин Н.Н. Технологическое обеспечение качества и надежности деталей машин выглаживанием. — В сб.: Повышение точности и качества обработки деталей машин и приборов. М., 1977.

УДК 621.941.1

С. Франке

ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОВЫХ ЯВЛЕНИЙ НА КАЧЕСТВО ШЛИФОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ СПЕЧЕННОГО МАТЕРИАЛА

Различные виды механической обработки, в том числе и шлифование, в связи с возникновением тепловых процессов вызывают изменения микрогеометрии поверхности и твердости поверхностного слоя, структурные превращения, появление остаточных напряжений, прижогов и микротрещин. В свою очередь, получение бездефектного поверхностного слоя детали при ее шлифовании является важным условием для обеспечения высокого качества обработанных поверхностей.

В отличие от шлифования компактных материалов шлифование спеченных материалов обладает рядом особенностей. Имеющиеся в материале поры способствуют снижению прочности, пластичности и теплопроводности данного материала.

В последнее время получили широкое применение спеченные инструментальные материалы типа Х12М и 2Х9 для матриц ударного выдавливания плотностью от 94 до 96%. На

рис. 1 показана поверхность спеченного материала X12 после шлифования. Видны открытые поры и следы абразивных зерен.

Спеченные материалы менее теплопроводны, чем аналогичные компактные материалы. Например, теплопроводность λ компактного материала X12M в 1,2 раза выше, чем спеченного материала X12M плотностью 94% [5]. Поэтому получение качественного поверхностного слоя является важной и сложной задачей.



Рис. 1. Спеченный материал X12M после шлифования (x1000): скорость стола $v = 16$ м/мин, глубина резания $t = 0,005$ мм, поперечная подача $s = 0,3$ мм/ход.



Рис. 2. Местное оплавление в поверхностном слое спеченного материала X12M (x2000): $v = 16$ м/мин, $t = 0,005$ мм, $s = 0,3$ мм/ход.

Высокие скорости нагрева и охлаждения, кратковременность нагрева зернами ($1 \cdot 10^{-4} \dots 5 \cdot 10^{-6}$ с), локальные нагревы до 2000°K [3] затрудняют задачу измерения температур в процессе шлифования. Возникают технологические трудности определения высоких температур в микрообъемах.

Определение температур косвенным методом широко освещается в литературе [1, 2]. Этот метод основан на определении температуры по характеру и интенсивности фазовых и структурных изменений в подповерхностном слое.

Следует отметить, что изучение свойств материалов, применяемых в современной промышленности, немислимо без применения современных электроннооптических приборов. Нами проведены исследования шлифованной поверхности и поверхностного слоя на растровом электронном микроскопе ISM-35 фирмы "Джеол" (Япония). При этом на поверхности наблюдалось местное оплавление материала, что свидетельствует о том, что при шлифовании спеченного материала встречаются

температуры, достигающие температуры плавления обрабатываемого материала.

На рис. 2 видна сферообразная форма дефекта шириной 15 мкм и высотой 6 мкм. Справа от оплавления видны микротрещины длиной 5 мкм, что говорит о больших растягивающих напряжениях в этой зоне. Это подтверждается и теоретическим расчетом температуры при шлифовании. По методике [4] нами рассчитана теоретическая температура у задней кромки движущегося источника тепла. Температура при шлифовании спеченных материалов достигает 1750 С. Иначе говоря, наша концепция о том, что на рис. 2 показан вплавленный участок, вполне обоснована и подтверждается аналитическим расчетом.

Итак, применение новых спеченных материалов требует оптимизации режимов их обработки шлифованием. Установлено, что специфические свойства спеченного материала оказывают большое влияние на микроструктуру поверхностного слоя.

Л и т е р а т у р а

1. Волский Н.И. Обрабатываемость металлов шлифованием. М., 1950. 2. Костецкий Б.И. О методике исследования при резании металлов. -- "Заводская лаборатория", 1946, № 6. 3. Кулаков Ю.М. и др. Предотвращение дефектов при шлифовании. М., 1975. 4. Малкин С. Тепловые аспекты шлифования. Ч.2. Температура поверхности детали и прижоги. -- "Экспресс-информация. Режущие инструменты", 1975, № 27. 5. Шишкин Л.С. и др. Влияние пористости спеченных материалов на температурный режим шлифования. -- "Порошковая металлургия", 1977, № 5.

УДК 621.9

Е.Э. Фельдштейн

ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОНКОМ ТОЧЕНИИ СПЕЧЕННЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Износостойкость трущихся поверхностей деталей машин во многом зависит от шероховатости обработанной поверхности. Величина, форма и расположение микронеровностей влияют на особенности протекания контактных процессов в зоне трения и на формирование оптимальной шероховатости для конкретной трущейся пары.

В настоящее время в машиностроении широко используются материалы, полученные методами порошковой металлургии. В литературе приводятся данные о шероховатости поверхности при точении спеченных материалов конструкционного класса, имеющих сравнительно невысокую твердость. В данной работе показано влияние условий резания на шероховатость поверхности при тонком точении материалов инструментального класса, подвергнутых химико-термической обработке с целью получения высокой твердости поверхностного слоя.

В качестве объекта исследования был взят материал, спеченный из порошков железа и хрома. Полученные заготовки подвергались цементации с последующей закалкой до твердости HRC 55...58. Заготовки обтачивались на станке ТВ-320 резцами из синтетических сверхтвердых материалов гексанит-Р и эльбор-Р и твердого сплава ТЗОК4. Диапазон исследуемых режимов резания: $v=11...237$ м/мин, $t=0,04...0,16$ м, $s=0,03...0,165$ мм/об.

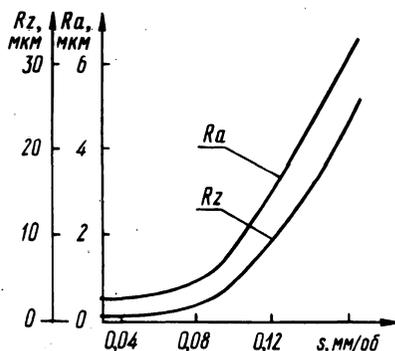


Рис. 1. Влияние подачи на параметры шероховатости обработанной поверхности ($v = 90$ м/мин, $t = 0,1$ мм).

В результате исследований установлено, что возрастание подачи приводит к увеличению параметров шероховатости обработанной поверхности — среднего арифметического отклонения R_a , высоты неровностей R_z , среднего шага неровностей S_m (рис. 1). В связи с тем, что резец перемещается относительно детали с постоянной подачей, величина среднего шага неровностей также постоянна и равна величине подачи. Это является одним из преимуществ процесса тонкого точения перед шлифованием, где, как известно, профиль неровностей неравномерный и образуется случайным образом.

Интенсивность влияния подачи на величины R_a и R_z возрастает с увеличением подачи. Это, на наш взгляд, объясняется следующими соображениями. До определенной величины по-

дачи снятие припуска осуществляется только радиусной режущей кромкой резца (рис. 2,а). Величину высоты оставшегося гребешка можно определить по формуле

$$R_z = R - \sqrt{R^2 - \frac{S^2}{4}} .$$

С дальнейшим увеличением подачи в формировании профиля принимают участие главное и вспомогательное режущие лезвия (рис. 2,б). Величину R_z в этом случае можно найти, решив систему уравнений

$$\left. \begin{aligned} y &= kx + b; \\ y_1 &= k_1 x + b_1, \end{aligned} \right\}$$

где y, y_1 — уравнения, описывающие положение в пространстве соответственно главного и вспомогательного режущих лезвий. В этой системе величина $k = \operatorname{tg} \varphi$, $k_1 = -\operatorname{tg} \varphi_1$,

$b_1 = \frac{R}{\cos \varphi_1}$. Составив пропорцию $\frac{m}{l} = \frac{b}{S - l}$, полу-

чим $|b| = \frac{S \sin \varphi - R}{\cos \varphi}$. Тогда система примет вид

$$\left. \begin{aligned} y &= x \operatorname{tg} \varphi + \frac{R - s \sin \varphi}{\cos \varphi}, \\ y_1 &= -x \operatorname{tg} \varphi_1 + \frac{R}{\cos \varphi_1}. \end{aligned} \right\}$$

После решения системы получим

$$R_z = R - \frac{R \sin \varphi + R \sin \varphi_1 - s \sin \varphi \sin \varphi_1}{\cos \varphi \sin \varphi_1 + \sin \varphi \cos \varphi_1} .$$

После подстановки в данные уравнения значений конкретных величин φ, φ_1, R, s расхождение расчетов и результатов эксперимента будет в пределах 5...10%, что не превышает величины рассеивания измеряемых параметров.

Анализ зависимостей (рис. 1) показывает, что при тонком точении спеченных материалов, подвергнутых химико-термической обработке, подачи должны быть не более 0,1 мм/об.

Глубина резания не влияет на величину шероховатости обработанной поверхности. Это подтверждается схемой, приведенной на рис. 2,а, и результатами эксперимента.

Влияние скорости резания показано на рис. 3. Характер изменения величины R_a и R_z определяется особенностями процессов износа резцов в различных диапазонах скоростей резания. На малых скоростях наблюдаются сколы на режущих лезвиях резца и, как следствие, неоднородная, с задирами поверхность детали. Увеличение скорости резания приводит к изменению природы износа с абразивно-механического на адгезионный, окислительный, диффузионный. Износ режущих лезвий более однородный, шероховатость обработанной поверхности невелика.

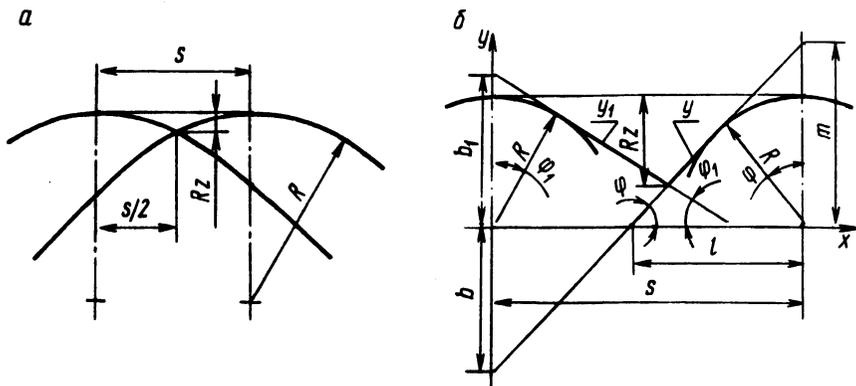
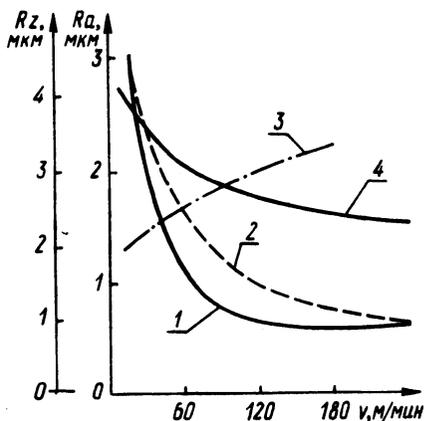


Рис. 2. Схемы для расчета высоты микронеровностей.

Рис. 3. Влияние скорости резания и инструментального материала на параметры шероховатости обработанной поверхности ($s = 0,08$ мм/об, $t = 0,1$ мм): 1 - R_a , гексанит; 2 - R_a , эльбор; 3 - R_z , Т30К4; 4 - R_z , гексанит.



Влияние инструментального материала на шероховатость обработанной поверхности также связано с особенностями процессов износа. Известно, что эльбор-Р значительно хуже противостоит ударным нагрузкам, чем гексанит-Р. В исследуе-

мом материале остаточная пористость составляла 5...7%, что привело к возникновению ударных нагрузок на режущих лезвиях резца и выкрашиванию частиц эльбора. В результате величина микронеровностей увеличилась в 1,2...1,5 раза. Резцы из твердого сплава ТЗОК4 практически неработоспособны при точении исследуемого материала, так как наблюдается интенсивный износ режущих лезвий, образование задиров и наливов на обработанной поверхности.

Таким образом, тонкое точение спеченных порошковых материалов после ХТО целесообразно производить со скоростями резания свыше 60 м/мин и подачами не более 0,1 мм/об. В этом случае резцами из гексанида обеспечивается шероховатость поверхности в пределах 7 в... 8а класса.

УДК 621.797

А.И. Шевцов, канд.техн.наук

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ГИЛЬЗ ЦИЛИНДРОВ, НАПЛАВЛЕННЫХ ПОРОШКОВОЙ ШИХТОЙ ПРИ ИНДУКЦИОННОМ НАГРЕВЕ

Металлографические исследования тракторных гильз, наплавленных сплавом ПГ-Ср4, проводили на всех этапах разработки технологии наплавки. При этом определяли размеры и конфигурацию наплавленного слоя, наличие дефектов, структуру наплавки, распределение твердости по длине и сечению наплавленных гильз.

Для определения размеров и конфигурации наплавленного слоя из гильз изготавливали продольные и кольцевые темплеты, которые вырезали из различных участков гильз (рис. 1). Как правило, зона сопряжения нанесенного слоя с металлом основы имеет непрямолинейную форму в продольном сечении. Потеря прямолинейности объясняется более интенсивным нагревом основного металла в средней части проточки гильзы под наплавку.

С помощью макрошлифов (темплетов) оценивали также качество наплавки по наличию дефектов в виде неметаллических включений, пористости, обнаруживаемых невооруженным глазом или при малом увеличении (х до 10).

После отработки технологии наплавки и получения качественных гильз были проведены подробные исследования химического состава, макро- и микроструктуры, распределения

твердости. Химический анализ наплавляемого материала выполняли до и после наплавки. Установлено, что в результате наплавки химический состав сплава на основе никеля существенных изменений не претерпевает. Так, он практически одинаков в поверхностном слое, который подвергается износу при эксплуатации гильз цилиндров, и у присадочного порошка (табл. 1). Таким образом, быстрый индукционный нагрев сплава ПГ-Ср4 и относительно быстрое охлаждение предотвращают существенное выгорание входящих в его состав элементов и переход их в окислы, уносимые в шлак. Результаты химического анализа одной из наплавки представлены в табл.1.

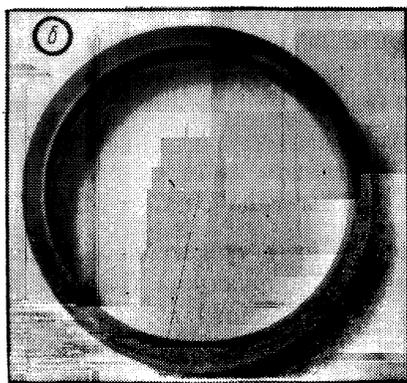
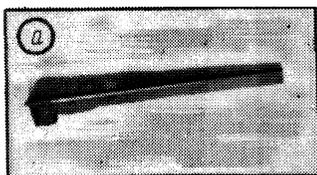


Рис. 1. Продольный (а) и кольцевой (б) шаблоны, вырезанные из наплавленной гильзы.

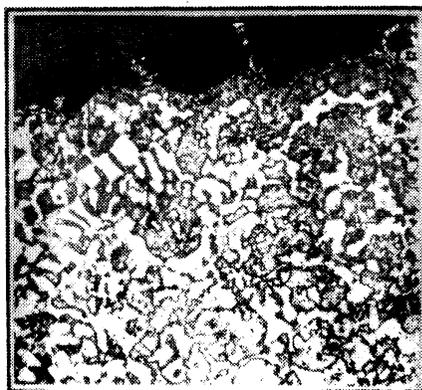


Рис. 2. Микроструктура наплавки (x450).

При исследовании микрошлифов установлено, что некоторые гильзы, по всем параметрам удовлетворяющие требованиям технических условий, в переходной зоне от наплавки к материалу основы имеют отдельные микроскопические раковины (рис. 2). Наблюдения показали, что такие раковины, не выходящие на поверхность, не влияют на срок службы детали. Накопление статистических данных позволит в дальнейшем определить допустимую величину и предельное число микрораковин и установить браковочный признак по этому дефекту.

Микроструктура материала основы (чугун СЧ 21-40) как в исходном состоянии, так и после наплавки состоит из перлита, небольшого количества феррита, графита средней величины. Участки феррита расположены вокруг выделений графита.

Микроструктура наплавленного слоя состоит из твердого раствора на основе никеля, сложной эвтектики и первичных кристаллов (рис. 3).

В состав твердого раствора входят хром и кремний. Последний (для сплавов, содержащих 8...20% Cr, 1,5...4,5%В) не образует самостоятельных фаз: при рентгеноструктурном анализе сплавов системы никель — хром — бор с 3,5% кремния силициды не обнаружены [1]. Очевидно, кремний увеличивает активность хрома в твердом растворе, что должно способствовать образованию боридов и карбидов хрома. Зерна твердого раствора имеют микротвердость в среднем $34 \cdot 10^8$ Н/м² (нагрузка 50 гс). Эвтектика значительно тверже — в среднем $75 \cdot 10^8$ Н/м² (нагрузка 50 гс).

В отношении первичных кристаллов отметим следующее.

Растворимость бора в хромоникелевых сплавах не превышает 0,004...0,008% [3], т.е. практически весь бор находится в виде боридов, крупные включения которых хорошо видны на фотографии микроструктуры (рис. 3).

Углерод в сплавах системы никель — хром — кремний — бор находится преимущественно в связанном виде (карбиды). Так, в этих сплавах обнаружены карбиды типа Cr_7C_3 и Me_2C_6 [2]. Отсутствие свободного углерода в виде графитовых включений зафиксировано на фотографии микроструктуры (рис. 3). Среди первичных кристаллов (боридов, карбидов) можно различить шестигранные, H-образные и компактные кристаллы неправильной формы. Микротвердость первичных кристаллов значительно превышает ту же величину для твердого раствора и эвтектики. Например, для кристаллов неправильной формы она находится в пределах $(210...220) \times 10^8$ Н/м² (при нагрузке 100 гс) [4].

Известно, что наиболее износостойкими являются сплавы, имеющие структуру избыточных карбидов или боридов, сцементированных соответствующей эвтектикой. Следовательно, полученная в результате наплавки структура обеспечивает высокую износостойкость наплавленных гильз, что подтверждено эксплуатационными испытаниями.

В структуре переходной зоны содержатся участки серого чугуна, располагающиеся в основной массе твердого сплава

Т а б л. 1. Химический состав наплавляемого материала

Наименование материала	Содержание химических элементов, %					
	C	Si	Cr	B	Fe	Ni
Сплав ПГ-Ср4 до наплавки	0,76	3,1	17	3,7	5	остальное
Технические требования к сплаву ПГ-Ср4 по ГОСТ 21448-75	0,6...1	3,0...4,5	15...18	2,8...3,8	не более 5'	остальное

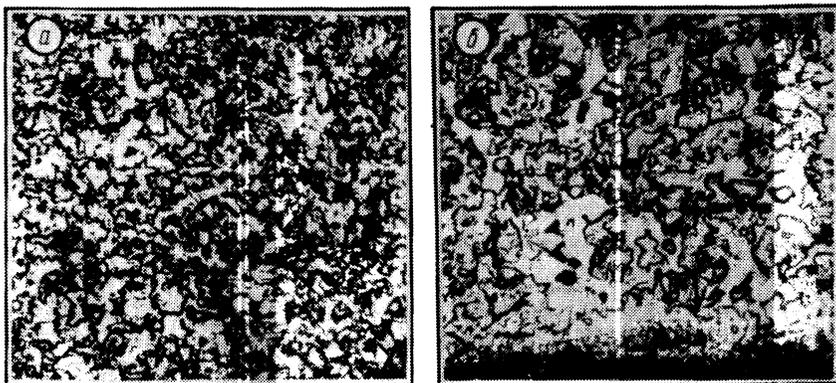


Рис. 3. Микроструктура сплава ПГ-Ср4 (x 450): а – сплав, б – переходная зона.

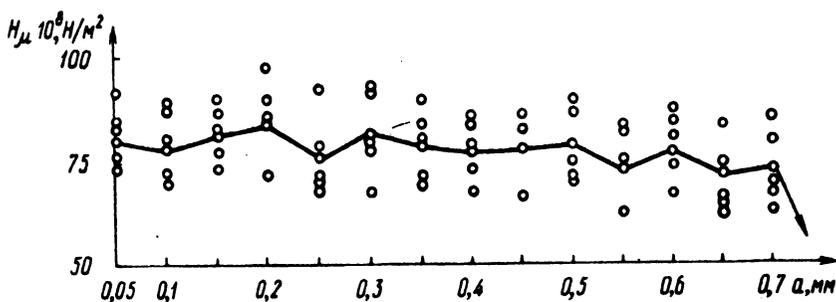


Рис. 4. Зависимость микротвердости (H_{μ}) наплавленного слоя от расстояния (а) от поверхности наплавки (нагрузка на алмазную пирамидку 100 гс).

ПГ-Ср4. Очевидно, в этой зоне частично расплавился чугуи, так как температура наплавки выше эвтектической. Такие условия создают прочную связь наплавленного слоя с материалом гильзы. Переходная зона сравнительно узкая (~ 120 мкм), и наблюдается постепенный переход к структуре серого чугуна (рис. 3).

Твердость по длине упрочненной поверхности зеркала цилиндра измеряли на прессе Роквелла. Установлено, что этот параметр изменяется от HRC 55...58 на участке наплавки до HB 196...207 в ненаплавленной зоне. Поэтому в процессе механической обработки проявляется тенденция к образованию уступа на границе указанных участков. Однако на последующих доводочных операциях уступы снимаются.

Анализ микротвердости по глубине наплавленного слоя проводили на приборе ПМТ-3 с нагрузкой на алмазную пирамидку 100 гс. Уколы выполняли через каждые 0,05 мм по всей толщине наплавки. На одном и том же расстоянии от поверхности сплава осуществляли не менее пяти уколов, на основании которых определяли среднеарифметические данные. Результаты замеров микротвердости представлены на рис. 4. Как видно, микротвердость изменяется по толщине наплавки, уменьшаясь от поверхности, что объясняется разбавляющим действием материала основы, которое зависит от времени пребывания наносимого сплава ПС-Ср4 в жидком состоянии и сведено к минимуму в результате обработки теплого режима упрочняющей технологии. Кроме того, различные структурные составляющие (карбиды, бориды и т.д.) под действием центробежной силы при вращении наплавливаемой гильзы ведут себя по-разному в зависимости от их удельного веса. Более тяжелые составляющие стремятся уйти вглубь расплава, а более легкие — всплывают к поверхности. Последние, являясь одновременно и наиболее твердыми, также повышают микротвердость поверхностных слоев.

При эксплуатации гильз цилиндров контактными нагрузкам и изнашиванию подвергаются поверхностные слои наплавки с более высокой микротвердостью. Поэтому изменение микротвердости в нижележащих слоях не оказывает влияния на долговечность упрочненных деталей.

Таким образом, проведены исследования структуры и свойств тракторных гильз цилиндров, наплавленных порошковой шихтой при индукционном нагреве. Микроструктура, характеризующаяся износостойкостью, высокая твердость наплавлен-

ного слоя позволяют существенно увеличить моторесурс уп- рочненных гильз по сравнению с серийными.

Л и т е р а т у р а

1. Гладкий П.В., Переплетчиков Е.Ф., Фрумин И.И. Плазменная наплавка хромоникелевых сплавов, легированных кремнием и бором. — "Автоматическая сварка", 1968, № 9.
2. Калбертсон Р., Норден В., Рацек Ж. Вопросы металлургии и технологии твердой наплавки сплавами кобальта и никеля. — В сб.: XI конгресс Международного института сварки. М., 1961.
3. Коломыцев П.Т. Исследование структуры сплавов системы никель — хром — бор. — ДАН СССР, 1962, т. 144, № 1.
4. Самсонов Г.В. и др. Бор, его соединения и сплавы. Киев, 1969.

УДК 621.81

В.С. Ивашко

ПРОЧНОСТЬ СЦЕПЛЕНИЯ ПОКРЫТИЙ ИЗ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

В работе [1] приведена зависимость прочности сцепления напыленного покрытия из самофлюсующегося твердого сплава на основе никеля от величины микронеровностей детали. Однако для получения максимальной прочности сцепления создавать требуемую шероховатость иногда очень трудно.

На наш взгляд, представляют интерес зависимости прочности сцепления от степени наклепа (или кинетической энергии дробы на единицу площади), времени выдержки между операцией подготовки поверхности и нанесением покрытия и температуры подогрева основы детали.

Исследование прочности сцепления проводилось по общеизвестной методике. Порошок грануляцией 100...160 мкм напылялся плазменной горелкой УМП-4-64 на оптимальных режимах. Дистанция напыления 0,1 м, толщина слоя 2 мм. В качестве плазмообразующегося газа использовался технический азот Минского химзавода.

Перед напылением поверхность обрабатывали дробью диаметром 1,5 мм на дробеструйной установке пневматического типа. Расстояние до обрабатываемой поверхности составляло 0,5 м. Величина энергии на подготовку, поверхности (А,

кг/с²) изменялась в зависимости от времени обработки и оценивалась по формуле

$$A = \frac{K Q t v^2}{2S}, \quad (1)$$

где K -- коэффициент использования дроби; Q -- производительность; t -- время обработки; v -- скорость дроби; S -- площадь дробеструйной обработки.

Зависимость прочности сцепления от удельной кинетической энергии представлена на рис. 1. Максимальная прочность сцепления достигается при $A = 10 \cdot 10^4$ кг/с². Дальнейшая обработка дробью образца к увеличению прочности не приводит. Это, по-видимому, связано с ухудшением микрорельефа поверхности.

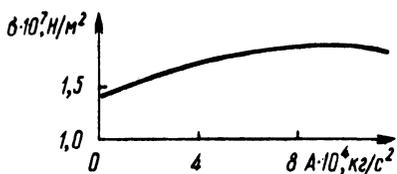


Рис. 1. Зависимость прочности сцепления от удельной кинетической энергии.

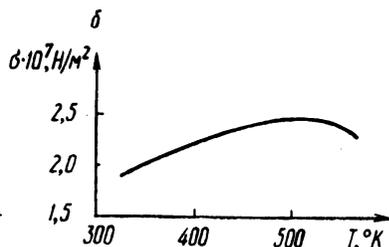
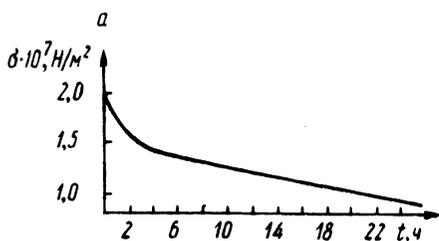


Рис. 2. Зависимость прочности сцепления от времени выдержки перед напылением (а) и от температуры подогрева основы детали (б).

При исследовании прочности сцепления от времени выдержки между операцией дробеструйной обработки и напылением поверхность образцов обрабатывали до $A = 10 \cdot 10^4$ кг/с². Эта зависимость представлена на рис. 2,а. В начальный период наблюдается резкое изменение прочности сцепления, что, по-видимому, связано с положительным влиянием наклепа. С течением времени (примерно 2 ч) прочность сцепления напыленного покрытия с основой детали определяют в основном созданная шероховатость и окисные пленки, образовавшиеся на поверхности.

При исследовании прочности сцепления от температуры основы детали деталь нагревали плазменной горелкой. Время выдержки перед напылением составляло 10 мин. Температуру контролировали прибором ПП-63 с зачечаненной на расстоянии 0,5 мм от поверхности хромель-копелевой термопарой. Полученная зависимость представлена на рис. 2,б. Прочность сцепления напыленного слоя с основой детали увеличивается с повышением температуры примерно до 480...520°К. При дальнейшем увеличении температуры прочность сцепления падает. Здесь уже, видимо, преобладающее влияние оказывает рост окисной пленки.

Л и т е р а т у р а

1. Яковлев Г.М., Королько А.А., Ивашко В.С. Влияние шероховатости поверхности на качество напыляемого слоя. В сб.: Машиностроение и приборостроение. Вып. 9. Минск, 1977.

УДК 621.923.5

А.С. Мурахвер, канд.техн. наук,
Е.Ф. Нугис

ХОНИНГОВАНИЕ ЦИЛИНДРОВ ПУСКОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ КРУПНОЗЕРНИСТЫМИ АЛМАЗНЫМИ БРУСКАМИ

Алмазное хонингование как метод окончательной обработки получило широкое распространение в отечественной промышленности. Перспективным направлением повышения эффективности этого метода является применение крупнозернистых алмазных брусков при предварительном хонинговании и алмазных эластичных блок-брусков при окончательном хонинговании, что позволяет получать микропрофиль поверхности с чередующимися-

ся площадками и глубокими рисками — масляными резервуарами. Это повышает долговечность трущихся пар.

Известны результаты изучения процесса плосковершинного алмазного хонингования образцов из чугуна СЧ 21-40 ($HRC \geq 40$) и гильз двигателей автомобиля КамАЗ из хромокремнистого сплава ($HRC 23...28$) [1]. Однако отсутствуют данные по хонингованию деталей из чугуна СЧ 21-40 ($HB 170...241$), в связи с чем были проведены исследования процесса алмазного хонингования цилиндров пусковых двигателей. Для хонингования деталей из серого чугуна рекомендовалась наибольшая зернистость алмазных брусков 200/160. Чем крупнее зерно, тем выше его прочность. Так, прочность зерен 400/315 выше прочности зерен 160/125 в 1,95 раза. Кроме того, с увеличением зернистости бруска возрастает съем металла.

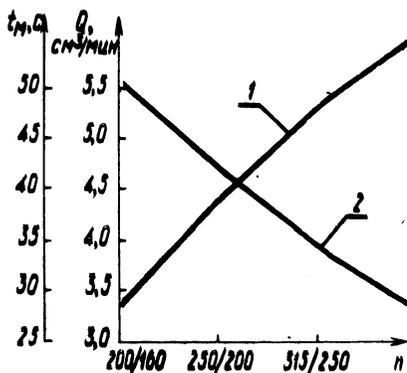


Рис. 1. Зависимость съема металла (1) и машинного времени (2) от зернистости алмазных брусков (n).

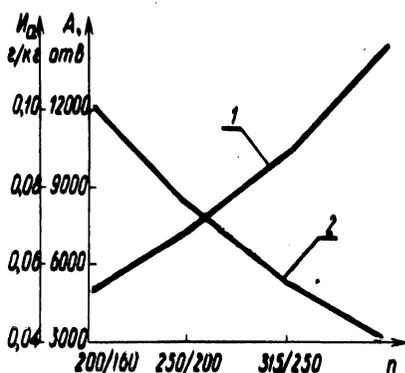


Рис. 2. Зависимость стойкости брусков (1) и удельного расхода алмазов (2) от зернистости алмазных брусков (n).

Исследования проводились в производственных условиях на одношпиндельном вертикально-хонинговальном станке модели ЗМ83. Требуемая шероховатость поверхности отверстия $R_a = 0,32$ мкм, овальность и конусообразность не более 0,03 мм.

Испытывались алмазные бруски АСПК и АСР на связках МК1 и МС1 100%-ной концентрации зернистостью от 400/315 до 200/160. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости применялась смесь — 90% керосина и 10% масла индустриального.

Съем металла и погрешности геометрической формы отверстия определялись нутромером с рычажно-зубчатой изме-

рительной головкой 1ИГ (цена деления 0,001 мм). Шероховатость обработанной поверхности определялась профилографом-профилометром модели 201 завода "Калибр". В результате проведенных экспериментов установлено, что увеличение зернистости от 200/160 до 400/315 (рис. 1) приводит к повышению производительности в 1,8 раза. При этом машинное время уменьшилось с 50 до 28 с (при съеме припуска 0,15 мм). Стойкость брусков возросла с 5000 до 15000 отверстий, а удельный расход алмазов снизился в 2,5 раза (рис.2).

Значительное влияние на съем металла оказывает удельное давление брусков. Так, при хонинговании брусками АСПК 400/315-100-МК1 с увеличением удельного давления от 0,2 до 1 МПа происходит увеличение съема металла от 0,004 до 0,028 кг/мин, т.е. в 7 раз. При удельных давлениях выше 1 МПа интенсивность съема возрастает, но одновременно увеличивается удельный расход алмазов. Хонингование брусками АСП 200/160-100-МС1 с удельным давлением 0,2...0,8 МПа позволяет увеличить съем металла в 4 раза.

Определенное влияние на съем металла при алмазном хонинговании серого чугуна оказывает величина окружной скорости хонинговальной головки $v_{ок}$. При хонинговании брусками зернистостью от 200/160 до 400/315 повышение окружной скорости эффективно только до 0,6 м/с.

При увеличении скорости возвратно-поступательного движения хонинговальной головки $v_{в.п}$ от 0,066 до 0,23 м/с съем металла при хонинговании брусками зернистостью 400/315 возрос в 2 раза, а брусками зернистостью 200/160 — в 3 раза. При этом удельный расход алмазов зернистостью 200/160 увеличился в 1,3 раза, а зернистостью 400/315 — незначительно.

На шероховатость обработанной поверхности существенно влияет величина алмазного зерна. При экспериментальном исследовании установлено, что бруски зернистостью 400/315 обеспечили шероховатость поверхности по параметру $R_z = 10...16$ мкм, а бруски зернистостью 200/160 — по параметру $R_z = 6...8$ мкм. Следовательно, с увеличением размеров зерна шероховатость обработанной поверхности возрастает. После окончательного хонингования алмазными брусками АСП 80/63-50-Р11/Р9 среднее арифметическое отклонение профиля $R_a = 0,25$ мкм.

На обработанной поверхности остаются риски глубиной 8...12 мкм, которые могут служить масляными резервуарами

для трущихся пар, а также резервуарами для продуктов износа. Это увеличивает маслосъемность и повышает износостойкость цилиндров пусковых двигателей.

Л и т е р а т у р а

1. Чеповецкий И.Х. и др. Плосковершинное алмазное хонингование гильз и цилиндров двигателей. — "Синтетические алмазы", 1975, № 3.

УДК 621.822.71.001.2

А.А. Угольников,
М.Ю. Пикус, канд.техн.наук

ПРОЦЕСС ДОВОДКИ СТАЛЬНЫХ ШАРИКОВ С РАЗЛИЧНЫМИ ОПОРАМИ НИЖНЕГО ДОВОДОЧНОГО ДИСКА

Наиболее слабым звеном в динамической системе станка для безэлеваторной доводки стальных шариков является упорный крупногабаритный подшипник, на котором покоится нижний доводочный диск. Вследствие неровностей на поверхности как самих шариков, так и обойм подшипника возникают вибрации, которые передаются через жесткую систему сопряжения подшипника и нижнего доводочного диска непосредственно на обрабатываемые шарики. Кроме того, погрешности геометрической формы, полученные шариками на операциях, предшествующих доводке, будут оказывать влияние на динамическую систему станка.

Применение гидростатической опоры вместо упорного подшипника позволяет: 1) создать условия для обеспечения равномерного движения планшайбы; 2) уменьшить влияние геометрических погрешностей опоры на точность вращения планшайбы; 3) обеспечить длительное сохранение точности вращения планшайбы благодаря отсутствию непосредственного контакта, а значит, и износа поверхностей опор; 4) вследствие высокого демпфирования гидростатической опоры снять часть возмущающих импульсов практически мгновенно.

В целях изучения влияния гидростатической опоры на параметры обрабатываемых шариков нами проведен ряд исследований по окончательной доводке стальных шариков на безэлеваторном станке-стенде конструкции Белорусского политехнического института. Стенд позволяет производить смену

доводочных дисков и опоры качения на гидростатическую опору. На нижнем доводочном диске диаметром 280 мм была нарезана концентрическая дорожка диаметром 250 мм с углом при вершине 90° . Для доводки применялись шарики из стали ШХ15 диаметром $3/8$ ", взятые после операции первой доводки. Доводочная паста, в составе которой имелось 83% машинного масла, 8,5% синтетических жирных кислот и 8,5% окиси хрома, подавалась вручную через каждый час дозами по 10–12 г. Шарики, загружаемые в дорожку в количестве 70 штук, взятые из одной партии, перед доводкой замерялись по овальности, гранности и разноразмерности. Из дорожки шарики брали через каждые 2 ч и производили замеры по названным характеристикам.

Начальные эксперименты заключались в нахождении оптимальных характеристик станка-стенда с жесткой опорой (давление между доводочными дисками, частота вращения доводочного диска) в зависимости от скорости и качества доводки шариков. Каждый эксперимент повторялся три раза. На основе экспериментов были получены следующие данные: давление между дисками -- 1200 Н; частота вращения нижнего доводочного диска -- 1,5 об/с.

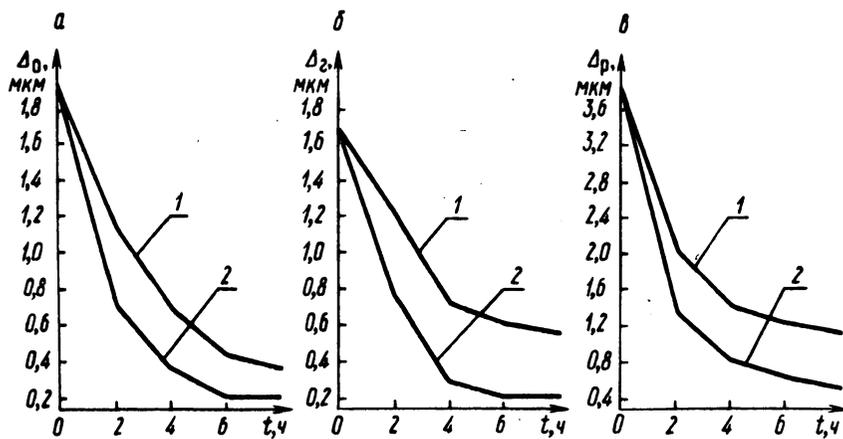


Рис. 1. Изменение овальности (а), гранности (б) и разноразмерности (в) в зависимости от времени обработки.

В последующих экспериментах было исследовано влияние давления между дисками и частота вращения нижнего доводочного диска при гидростатической опоре на те же параметры шариков, что и в предыдущих экспериментах. При этом доводочные диски в каждом случае обрабатывались и прикатыва-

лись заново. С этой целью шарики доводились при частоте вращения нижнего доводочного диска 0,83; 1,5; 2,15 об/с и при постоянном давлении на верхний прижимной диск 1200 Н. Наилучшие шарики (по скорости доводки, по времени и качеству поверхности) были получены при частоте вращения нижнего доводочного диска 1,5...2,15 об/с. Увеличение частоты вращения нижнего доводочного диска более 1,5 об/с не давало заметного улучшения геометрических параметров шариков. Далее шарики доводились при давлении на верхний прижимной диск 700, 1200 и 2000 Н и при частоте вращения нижнего доводочного диска 1,5 об/с.

На основании полученных данных были построены зависимости овальности (рис. 1,а), гранности (рис. 1,б) и разноразмерности (рис. 1,в) шариков от времени обработки для жесткой (кривые 1) и гидростатической (кривые 2) опор.

Введем коэффициент улучшения геометрической формы шариков по времени обработки

$$C = \frac{A'_H - A_K}{A_H} \cdot 100\%,$$

где C — коэффициент улучшения геометрической формы шариков; A'_H, A_K — начальная и конечная характеристики шариков.

По данным экспериментов составлена сравнительная табл. 1 улучшения геометрической формы шариков при доводке на станке-стенде с различными опорами нижнего доводочного диска.

Т а б л. 1. Улучшение геометрической формы шариков при доводке на станке-стенде с различными опорами нижнего доводочного диска

Данные	Характеристики шариков					
	овальность, мкм	$C_O, \%$	гранность, мкм	$C_T, \%$	разноразмерность, мкм	$C_P, \%$
Исходные	1,87		1,65		3,80	
Конечные на подшипниковой (жесткой) опоре	0,41	78,0	0,60	63,6	1,20	68,4
Конечные на гидростатической опоре	0,20	98,9	0,20	98,9	0,50	86,6

ВЛИЯНИЕ ОТКЛОНЕНИЙ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ ФОРМЫ ШАРИКОВ НА ОТНОСИТЕЛЬНОЕ ПРОСКАЛЬЗЫВАНИЕ ПРИ ОБРАБОТКЕ МЕЖДУ ДВУМЯ ЧУГУННЫМИ ДИСКАМИ

Для профилирования шарообразной заготовки в сферу необходимы и достаточны вращения ее поверхности относительно точек контакта с диском, совершающиеся примерно с одинаковыми скоростями вокруг двух взаимно перпендикулярных осей. Физические условия движения шарика при доводке в кольцевых дорожках в общем случае приводят к качению, верчению и скольжению контактирующих поверхностей. Само движение шарика становится возможным вследствие сцепления его поверхности с рабочими поверхностями дисков, возникающего в площадках контакта шарика с дисками при наличии сдвигивающей силы. На этих площадках при обработке шариков всегда имеется скольжение, которое при качении невелико, при верчении больше и при непосредственном относительном скольжении максимально.

В работе [1] описана методика определения общей величины проскальзывания центра шариков относительно доводочных дисков. При этом было установлено, что проскальзывание на всех кольцевых дорожках всегда одинаково и

$$V_{ц,ш} = 0,54 V_{д}, \quad (1)$$

где $V_{д}$ — скорость диска на средней окружности кольцевой дорожки.

С целью определения общей величины проскальзывания центра шариков относительно доводочных дисков были проведены следующие эксперименты на станке-стенде конструкции Белорусского политехнического института.

В дорожку доводочного диска загружались шарики диаметром $3/8''$. Доводка осуществлялась при давлении 1200Н и частоте вращения нижнего доводочного диска $n_{д} = 0,83$ об/с.

Фиксировались следующие параметры: время прохождения центра шариков $t_{ц,ш}$ относительно неподвижного датчика, скорость вращения нижнего доводочного диска $\omega_{д}$, давление между дисками P , мощность электропривода станка-стенда N .

По данным экспериментов была построена зависимость $\omega_{д} / \omega_{ц,ш}$ и N от времени обработки t (рис. 1). Из гра-

фических построений при качении шарика по криволинейной дорожке при трехточечном контакте шарика с дисками была найдена формула угловой скорости перемещения центра шарика

$$\omega_{\text{ц.ш}} = \omega_{\text{д}} \frac{\cos \beta}{\sin \gamma + \cos \beta} \quad (2)$$

где $\omega_{\text{ц.ш}}$ — угловая скорость перемещения центра шарика; β — угол несимметричности профиля дорожки; γ — половина угла при вершине профиля дорожки. Анализ уравнения (2) показывает, что угловая скорость центра шарика не зависит от диаметра дорожки, и при увеличении угла при вершине кольцевой дорожки 2γ отношение $\omega_{\text{д}} / \omega_{\text{ц.ш}}$ увеличивается, т.е. скорость центра шарика уменьшается.

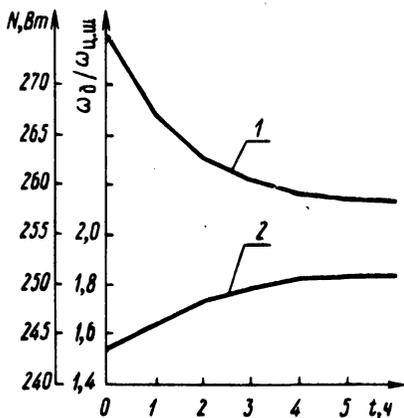


Рис. 1. Изменение проскальзывания центра шариков (2) и мощности электропривода (1) в зависимости от времени обработки.

Из рис. 1 видно, что отношение $\omega_{\text{д}} / \omega_{\text{ц.ш}}$ изменялось в пределах от 1,54 до 1,84. Увеличение этого отношения до 1,84 (теоретическое 1,7...1,73) может быть объяснено только тем, что при прикатке дорожки угол 2γ стал больше 90° , поскольку износ дорожек при доводке шариков был незначителен. Изменение же этого отношения от 1,54 и выше указывает на изменение проскальзывания шариков по мере обработки.

Данное явление частично рассмотрено в работе [2] на примере качения тела не круговой, а эллиптической формы между двумя параллельными плоскостями под нагрузкой. Установлено, что момент, вызванный овальностью шариков $\Delta > 1$ мкм, может

перекрыть момент сопротивления качению, а при некоторых положениях шариков вызвать усилия на контакте, направленные в сторону качения.

Нами выяснено, что по мере улучшения сферичности шариков проскальзывание центра шариков по дорожке уменьшается и после шести часов обработки достигает определенного значения. Это подтверждается и изменением мощности электропривода, затрачиваемой на перемещение шариков по кольцевой дорожке. В этом случае момент, вызванный овальностью шариков, становится меньше момента сопротивления качения, и качение шариков приближается к идеальному, без проскальзывания центра шариков относительно дисков.

Л и т е р а т у р а

1. Пинегин С.В. Трение качения в машинах и приборах. М., 1976. 2. Ящерицын П.И., Олендер Л.А., Грек С.В. Доводка шариков. Минск, 1968.

УДК 621. 822

Ю.М. Пикус

СТАТИЧЕСКАЯ ЖЕСТКОСТЬ ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ УПОРНЫХ ПОДШИПНИКОВ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ РЕОЛОГИЧЕСКИ СЛОЖНЫХ СМАЗОЧНЫХ СРЕД

Сохранение относительного постоянства зазора между поверхностями трения при некотором изменении нагрузки является необходимым качеством гидростатических опор. Для стационарных процессов это свойство характеризуется статической жесткостью жидкостного смазочного слоя j , определяемой уравнением

$$j = \frac{dW}{dh}, \quad (1)$$

где W — нагрузка, несущая способность; h — зазор между поверхностями трения.

Обеспечить максимальную жесткость можно, управляя расходом при изменении нагрузки. Этим обусловлен интерес к системам питания гидростатических опор, объясняется включение во многие из них специальных устройств (компенсаторов), регулирующих расход и закон изменения зазора. В практике, особенно станкостроения, распространение получили системы питания с непосредственным присоединением насоса

постоянной производительности к карманам высокого давления опор (по схеме насос — карман) и с компенсаторами в виде капиллярных дросселей (по схеме с дроссельным регулированием).

Рассмотрим расчет статической жесткости конического (плоского при $\varphi = \frac{\pi}{2}$) гидростатического упорного подшипника (рис. 1) применительно к указанным системам питания и достаточно общей реологической модели нелинейно-вязкопластичной смазочной среды. Учитывая особенности течения реологически сложных жидкостей, остановимся отдельно на каждом из характерных режимов работы опор в режиме медленных перемещений и скоростном. Используем расчетные выражения несущей способности W и расхода смазочной жидкости Q через щелевой зазор конического (плоского) подшипника, приведенные в работах [1, 2].

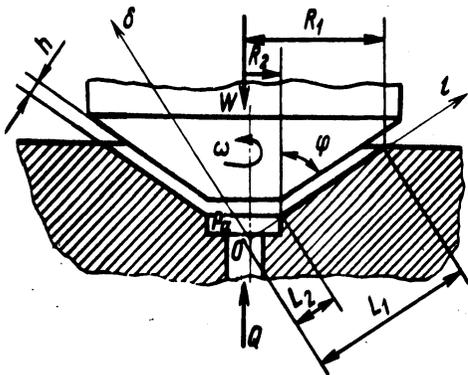


Рис. 1. Конический гидростатический упорный подшипник с центральной камерой.

Система питания насос — карман. При расчетах опор с такой системой питания обычно пренебрегают утечками в насосе и потерями давления в трубопроводах. Расход через зазор подшипника считают равным производительности насоса, а давление на выходе из насоса — давление в кармане. Статическая жесткость определяется после приведения уравнений из [1, 2] к виду $W = f(Q)$ и последующей подстановки в уравнение (1). В результате дифференцирования и ряда преобразований получим следующие формулы:

для режима медленных перемещений

$$j = - \left[\frac{2\pi^{1-n} k (2n+1)^{n+1} Q^n (R_1^{3-n} - R_2^{3-n})}{n^n (3-n) h^{2n+2} \sin \varphi} \right] +$$

$$+ \frac{2\pi\tau_0}{3h^2 \sin\varphi} \left(\frac{2n+1}{n+1} \right) (R_1^3 - R_2^3) \Big], \quad (2)$$

для скоростного режима

$$j = - \frac{6Q}{\sin\varphi} \left[\frac{(2+n)k(R_1^{n+1} - R_2^{n+1})}{\omega^{1+n}(n+1)h^{n+3}} + \frac{2\tau_0(R_1 - R_2)}{\omega h^3} \right], \quad (3)$$

где R_1, R_2, ω — геометрические параметры опоры; τ_0, k, n — реологические параметры (τ_0 — предел текучести, k — аналог пластической вязкости, n — показатель неньютоновского поведения); ω — угловая скорость пяты; Q — расход смазочной среды.

Система питания с дроссельным регулированием. В этом случае между карманом высокого давления опоры и источником питания имеются дроссели-компенсаторы, например капилляры со значительным отношением длины L_k к радиусу R_k ; $\frac{L}{R_k} \geq 40 \dots 50$. Расходы смазочной жидкости

через дроссель и зазор подшипника равны, а давление перед дросселем (давление питания P_H) настраивается и устанавливается постоянным.

Формула для расчета расхода нелинейно-вязкопластичной среды через дроссель круглого сечения при перепаде давления $\Delta P = P_H - P_0$ получена из совместного решения уравнения движения в цилиндрической трубе и реологического уравнения состояния в виде

$$Q = \frac{\pi R_k \frac{3n+1}{n}}{R_k^{1/n} (3n+1) (2L_k)^{1/n} \left[(P_H - P_0) - 2 \left(\frac{3n+1}{2n+1} \right) \times \frac{\tau_0 L_k}{R_k} \right]^{1/n}} \quad (4)$$

Из равенства расходов через дроссель (4) и зазор опоры и выражений для несущей способности [1, 2] определяется вели-

чина зазора h и давление в кармане p_0 . Используя эту систему уравнений и решая их совместно с (1), находим следующие зависимости для статической жесткости:

а) режим медленных перемещений

$$j = - \frac{\pi (R_1^{3-n} - R_2^{3-n}) (2n+1)^{n+1} R_K^{3n+1} h^{2n} p_H}{(3-n)(3n+1)^n L_K A_1^2 \sin \varphi} - \frac{2\pi \tau_0}{\sin \varphi} \left(\frac{2n+1}{n+1} \right) \left\{ \left[\frac{(1-n)(R_1^{3-n} - R_2^{3-n})(R_1 - R_2) h^{4n}}{(3-n)(R_1^{1-n} - R_2^{1-n})} + \frac{(2n+1)^{n-1} R_K^{3n} h^{2n(n+1)}}{(3-n)(3n+1)^{n-1}} (R_1^{3-n} - R_2^{3-n}) - \frac{2n R_K^{3n+1} (R_1 - R_2) (2n+1)^n h^{2n-1}}{(3-n)(3n+1)^n L_K \sin \varphi} \right] \frac{1}{A_1^2} + \right. \quad (5)$$

$$\left. + (R_1 - R_2) \left[\frac{(R_1 - R_2)(R_1 + 2R_2)}{3} - \frac{(1-n)R_1^{3-n} - (3-n)R_1^{1-n}R_2^2 + 2R_2^{3-n}}{(3-n)(R_1^{1-n} - R_2^{1-n})} \right] \frac{1}{h^2} \right\}; \quad (5)$$

б) скоростной режим

$$J = - \frac{\pi \left[p_0 + \frac{\rho \omega^2}{6} (R_1^2 - R_2^2) \right] \omega^{1-n} h^{n-1} (1-n)}{k (R_2^{n-1} - R_1^{n-1}) A_2 (1 + A_3 h^n)^2} \times \left\{ \frac{n \tau_0 (R_1 - R_2)}{\omega R_1 R_2} (1 - A_2 R_1 R_2) + \frac{(n+2)(1 + A_4 h^n) h^2 \sin \varphi}{6(1 + A_3 h^n)} \right\} \times$$

$$\times \left\{ \frac{R_k^{\frac{3n+1}{n}} \left[p_H - p_0 - 2 \left(\frac{3n+1}{2n+1} \right) \frac{\tau_0 L_k}{R_k} \right]^{\frac{1-n}{n}}}{h^{1/n} (3n+1) (2L_k)^{1/n}} + \frac{h^{n+2} \omega^{1-n} (1-n) \sin \varphi}{6k(R_2^{n-1} - R_1^{n-1})(1+A_3 h^n)} \right\}^{-1} \quad (6)$$

где

$$A_1 = \left[h^{2n+1} + \frac{R_k^{3n+1} (2n+1)^n (R_1^{1-n} - R_2^{1-n})}{(3n+1)^n L_k (1-n) \sin \varphi} \right];$$

$$A_2 = \frac{(R_2^{n-1} - R_1^{n-1})(n+1)}{(1-n)(R_1^{n+1} - R_2^{n+1})};$$

$$A_3 = \frac{\tau_0 (R_1 - R_2)(1-n)}{\omega^n R_1 R_2 k (R_2^{n-1} - R_1^{n-1})};$$

$$A_4 = \frac{\tau_0 (n+1)(R_1 - R_2)}{\omega^n k (R_1^{n+1} - R_2^{n+1})};$$

ρ — плотность смазочной среды.

Анализ выражений (2), (3) и (5), (6) показывает, что статическая жесткость выше для вязкопластичных сред по сравнению с вязкими при одинаковых расходах в случае подачи жидкости от источника постоянной производительности и при одинаковых давлениях питания в случае подачи через дроссели-капилляры от сети с постоянным давлением. Формулы (2), (3), (5), (6) обобщают случаи применения линейно-вязкопластичной ($n=1$), нелинейно-вязкой ($\tau_0 = 0$) и ньютоновской ($\tau_0 = 0, n=1, k = \mu, \mu$ — динамическая вязкость) смазочных сред. В частном случае (смазке плоской опоры ньютоновским маслом) они совпадают с известными данными [3,4].

Л и т е р а т у р а

1. Пикус Ю.М. Исследование статических режимов работы некоторых гидростатических опор при применении неньютоновской смазочной среды. — "Изв. вузов. Машиностроение", 1973, № 6.
2. Пикус Ю.М. Реодинамика нелинейно-вязкопластичной среды при наличии сложного сдвига. — В сб.: Теоретическая и прикладная механика. Вып. 3. Минск, 1976.
3. Проектирование гидростатических подшипников. Под ред. Г. Риппела. М., 1967.
4. Прокофьев В.Н., Морозов В. П. Жесткость гидростатических опор. — "Станки и инструмент", 1971, № 8.

УДК 621.951

Э.М. Дечко, канд.техн.наук,
М.А. Корниевич

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМА СВЕРЛЕНИЯ

Определение оптимальных режимов резания — это весьма трудоемкая и сложная задача, так как требуется учитывать целый ряд ограничивающих факторов: режущие возможности инструмента; допустимые значения глубины, подачи и скорости резания, определяемые кинематикой станка и прочностью инструмента и др. При глубоком сверлении в качестве ограничений обычно рассматривается еще величина отклонения оси отверстия и изменение его диаметра.

Рациональным режимом резания считают такой, который при выполнении всех требований, предъявляемых к качеству обрабатываемой детали, обеспечивает при минимальной стоимости операции максимально возможную для данной себестоимости производительность.

Известно, что одна и та же точность отверстия при сверлении может быть получена при различных соотношениях скоростей резания и подачи, т.е. при различной производительности обработки. Показать это можно на поверхностях отклика, полученных с помощью полиномиальных зависимостей. В нашем случае в качестве одного из основных критериев принят увод оси отверстия.

С помощью метода центрального композиционного планирования получена общая зависимость увода оси отверстия от режима обработки:

$$\Delta = 0,787 + 0,508t_1 - 0,108t_2 + 0,420t_1t_2 + 0,491t_1^2 + 0,442t_2^2,$$

где t_1, t_2 — скорость резания и подача в нормированном виде.

Для определения режима резания максимальной производительности при допустимых значениях увода оси отверстия применен метод наложения проекций поверхности отклика исследуемых моделей на одно поле факторного пространства (рис. 1).

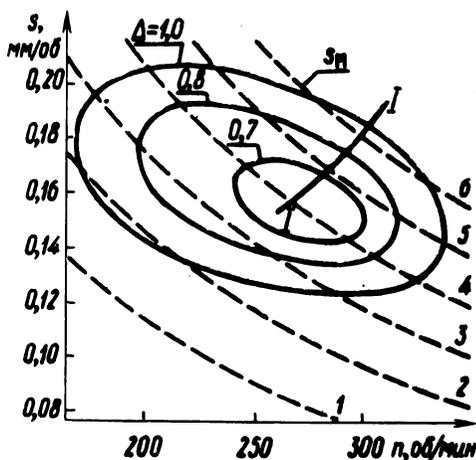


Рис. 1. Модель увода сверла диаметром 12 мм при обработке стали 20: 1 — $s_M = 22$ мм/мин; 2 — 28,35; 3 — 34,65; 4 — 40,95; 5 — 47,25; 6 — $s_M = 53,55$ мм/мин.

Проекция поверхности отклика модели увода оси отверстия и минутных подач для сверла диаметром 12 мм при обработке стали 20 на глубину $10d$ приведены на рис. 1. Линии равного уровня увода оси пересекают линии равного уровня минутных подач. В реальном случае линии равной точности представляют собой кривые второго порядка. Поэтому при движении вдоль кривой увода оси (Δ) в сторону увеличения подачи (s) сначала можно наблюдать увеличение абсолютных значений минутной подачи s_M , а затем их уменьшение. Таким образом, увеличивать минутную подачу рационально до определенного оптимального предела, а не до ограничения по мощности станка или прочности инструмента. Для любых текущих значений минутных подач максимальная производительность при определенной точности достигается на линии пересечения I-I и s_M .

Аналогичным образом на поле факторного пространства можно наложить проекции поверхностей отклика других огра-

ничающих моделей и задачу оптимизации режима резания решать комплексно.

Таким образом, применение изложенной методики позволит оптимизировать режим резания по точности при максимально возможной производительности процесса сверления.

СОДЕРЖАНИЕ

Я щ е р и ц ы н П.И., Г о р б а ц е в и ч А.Ф., Ч а н В а н Д и к. Влияние перемены технологических баз на точность обработки цилиндрических зубчатых колес	3
М о л о ч к о в А.В. К расчету безвибрационных режимов резания	8
С у р г у н т Я.М. Эффективность применения комбинированного ротационного инструмента при обработке крупногабаритных деталей	13
Я н к о в Н.И., А л е к с а н д р о в Б.И., Я н к о в И.И. Упрочнение деталей машин поверхностным пластическим деформированием инденторами произвольной кривизны	15
Н и к о л а е в В.А. Исследование влияния бокового смятия на износ резов и качество обработанной поверхности	19
И в а н о в Б.В. Фрезерование зубчатых колес на зубофрезерном станке с САУ .	23
К а н е М.М., Ш у ш к е в и ч В.А., Х р и с т у к И.К. Влияние режимов работы шестерен на динамику передачи в условиях коробки передач трактора ДТ-75	26
С т а ш е в с к а я Е.Н. Износостойкость сплавов на никелевой основе при повышенных температурах	30
Е ж е н к о в Г.Г., П а ш и н А.Д., Т и т к о в В.И. Повышение надежности и долговечности пневмогидравлической подвески автомобилей БЕЛАЗ	33
М а н о й л о Е.Д., С б р и ж е р А.Г. Исследование усталостной прочности биметаллического соединения (Fe—C) + (Ni—Cr—B—Si)	35
Ж и г а л к о Н.И., С а в ч е н к о А.К. Силы резания и шероховатость поверхности при протягивании винилпласта.	38
М е л а м е д Г.И., Д у б е н ь Э.Э. Алгоритм разработки компоновки автоматической линии.	42
С у х о д р е в Э.Ш., К а л а ч е в а Е.Б. Методы получения зубчатых колес пластическим формообразованием	46
И в а ш к о В.С., Я к о в л е в Г.М. К вопросу высокотемпературного уплотнения твердых самофлюсующихся сплавов	49
Ф е л ь д ш т е й н Е.Э., К о т л я р И.М. Износ резов из гексанита-Р.	53
Ч и с т о с е р д о в П.С. Производительность процесса совмещенной обработки резанием и ППД	56
Ж и г а л к о Н.И., Р а б и н о в и ч Э.Е. Влияние термической обработки на шероховатость протянутой поверхности стали 35ХГСА	60
О в ч и н н и к о в Л.С., К о м а р о в В.Н. Оптимизация конструкций силовых разветрок по окружному шагу зубьев	64
Х о д о с е в и ч В.Г., Ш е в ц о в А.И. Индукционная наплавка — эффективный способ восстановления изношенных тракторных гильз цилиндров.	67
Я ц у р а Е.С., К у з ь м и ч К.К., Г о р с к и й К.Ф., Т е р е н ь т е в А.В. Оптимизация переходных режимов станочных гидроприводов	71
Ч и с т о с е р д о в П.С., С а х а р о в А.П. Обработка пустотелых нежестких плунжеров комбинированным инструментом.	75
А к и н и ц А.А. Исследование влияния твердости углеродистых сталей на их обрабатываемость резанием.	79
Я щ е р и ц ы н П.И., Г о р б а ц е в и ч А.Ф., Ч а н В а н Д и к. Исследование изменения погрешности и шероховатости при обработке зубчатых колес во времени .	80

К а ш т а л ь я н И.А., К о ч е р г и н А.И., З а й ц е в В.Б. Поддержание заданного закона изменения подачи на токарных станках с ЧПУ	83
Ф р а н к е Б. Выглаживание спеченного инструментального материала.	90
Ф р а н к е С. Влияние тепловых явлений на качество шлифованной поверхности спеченного материала.	92
Ф е л ь д ш т е й н Е.Э. Шероховатость поверхности при тонком точении спеченных порошковых материалов	94
Ш е в ц о в А.И. Структура и свойства гильз цилиндров, наплавленных порошковой шихтой при индукционном нагреве	98
И в а ш к о В.С. Прочность сцепления покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов	103
М у р а х в е р А.С., Н у г и с Е.Ф. Хонингование цилиндров пусковых двигателей крупнозернистыми алмазными брусками	105
У г о л ь н и к о в А.А., П и к у с М.Ю. Процесс доводки стальных шариков с различными опорами нижнего доводочного диска.	108
У г о л ь н и к о в А.А. Влияние отклонений геометрической формы шариков на относительное проскальзывание при обработке между двумя чугунными дисками	111
П и к у с Ю.М. Статическая жесткость гидростатических упорных подшипников при использовании реологически сложных смазочных сред	113
Д е ч к о Э.М., К о р н и е в и ч М.А. Оптимизация режима сверления	118

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.9:621.834.001.57

Влияние перемены технологических баз на точность обработки цилиндрических зубчатых колес. Я щ е р и ц ы н П.И., Г о р б а ц е в и ч А.Ф., Ч а н В а н Д и к. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 3–7.

Вопросы обработки зубчатых колес характеризуются переменной технологических баз, при этом происходит снижение точности обработки. Прогнозирование окончательной точности может осуществляться только при наличии соответствующей методики расчетов погрешностей с учетом перемены баз. Предлагаемая методика разработана на основе геометрических закономерностей и проверена экспериментально. Сопоставление теоретических расчетов и результатов эксперимента свидетельствует о возможности применения данной методики для практических целей. – Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.9

К расчету безвибрационных режимов резания. М о л о ч к о в А.В. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 8–12.

Приводятся расчетные формулы безвибрационных режимов резания, а также характеристик вибраций. – Ил. 3. Библ. 4.

УДК 621.919

Эффективность применения комбинированного ротационного инструмента при обработке крупногабаритных деталей. С у р г у н т Я.М. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 13–15.

Приводятся режимы обработки комбинированным ротационным инструментом крупногабаритных деталей типа барабанов $\varnothing 715$ и 1000 мм. – Табл. 1.

УДК 621.787.001.24

Упрочнение деталей машин поверхностным пластическим деформированием инденторами произвольной кривизны. Я н к о в Н.И., А л е к с а н д р о в Б.И., Я н к о в И.И. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 15–19.

Излагается метод определения приведенного диаметра шарика взамен цилиндрического ролика при пластическом контактировании с поверхностью произвольной кривизны. Проанализированы случаи пластического контактирования цилиндрического ролика с плоскостью и поверхностью произвольной кривизны. Установлено соответствие расчетного приведенного диаметра шарика цилиндрическому ролику. – Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.941.1

Исследование влияния бокового смятия на износ резцов и качество обработанной поверхности. Н и к о л а е в В.А. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 19–22.

Рассмотрен эффект бокового смятия при тонком точении стали 45. Показаны причины бокового смятия и влияние на него геометрических параметров резца и инструментального материала. – Ил. 3.

УДК 621.833

Фрезерование зубчатых колес на зубофрезерном станке с САУ. И в а н о в Б.В. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 23–26.

Рассматривается цикл обработки зубчатых колес на серийном зубофрезерном станке мод. 5Б312, оснащенный системой адаптивного управления. Дано описание методики испытаний процесса зубофрезерования. Приведены результаты по стойкости червячных фрез и производительности зубофрезерования с использованием САУ. – Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.833

Влияние режимов работы шестерен на динамику передачи в условиях коробки передач трактора ДТ-75. К а н е М.М., Ш у ш к е в и ч В.А., Х р и с т у к И.К. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 26–30.

Приведены результаты исследования влияния окружной скорости шестерен и передаваемого крутящего момента на коэффициент динамичности и величину динамических нагрузок в зацеплении применительно к условиям работы КП трактора ДТ-75. Полученные данные могут быть использованы для оптимизации ряда параметров точности прямозубых цилиндрических зубчатых колес автотракторных трансмиссий. – Ил. 1. Библ. 3.

УДК 621.81.004.67

Износостойкость сплавов на никелевой основе при повышенных температурах. С т а ш е в с к а я Е.Н. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 30–33.

Приводятся результаты исследований износостойкости сплавов на никелевой основе. Излагается методика исследования с применением методов математического планирования экспериментов. На основании полученных данных выведены эмпирические зависимости износа от температуры окружающей среды, скорости скольжения и удельного давления. – Табл. 2. Библ. 1.

УДК 629.113.004.67

Повышение надежности и долговечности пневмогидравлической подвески автомобилей БелАЗ. Е ж е н к о в Г.Г., П а ш и н А.Д., Т и т к о в В.И. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 33–35.

Рассматриваются условия работы и характер износа цилиндров пневмогидравлической подвески автомобилей БелАЗ, а также методы, обеспечивающие повышение их надежности и долговечности.

УДК 621.793.732

Исследование усталостной прочности биметаллического соединения (Fe-C) + (Ni-Cr-B-Si). М а н о й л о Е.Д., С б р и ж е р А.Г. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 35–37.

Рассматриваются вопросы исследования усталостной прочности биметаллического соединения (Fe-C) + (Ni-Cr-B-Si). Исследования проводились на машине МУИ-6000 при чистом изгибе вращающихся образцов из стали 45 и стали 40Х. Установлено, что предел выносливости биметаллических образцов ниже предела выносливости образцов из основного металла в 1,8–2,2 раза. – Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.19

Силы резания и шероховатость поверхности при протягивании винипласта. Ж и - г а л к о Н.И., С а в ч е н к о А.К. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 38–42.

Приводятся данные по влиянию условий протягивания на величину сил резания и шероховатость обработанной поверхности при протягивании винипласта. Определены оптимальные геометрические параметры и режимы протягивания. – Ил. 2.

УДК 621.9

Алгоритм разработки компоновки автоматической линии. М е л а м е д Г.И., Д у б е н ь Э.З. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 42–45.

Рассматривается задача разработки компоновки автоматической линии с помощью ЭВМ. Дан алгоритм решения задачи. Приводятся данные, характеризующие экономическую эффективность ее практической реализации. – Табл. 2.

УДК 621.182.8+621.73.043

Методы получения зубчатых колес пластическим формообразованием. С у х о - д р е в Э.Ш., К а л а ч е в а Е.Б. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 46–49.

Изложены новые технологические процессы получения зубчатых колес с готовыми зубьями путем горячей и полугорячей штамповки. Для получения колес повышенной точности предлагается новый процесс обработки давлением (обкатка зубчатого венца рейкой). Рекомендуются области использования предложенных способов обработки.

УДК 621.77

К вопросу высокотемпературного уплотнения твердых самофлюсующихся сплавов. И в а ш к о В.С., Я к о в л е в Г.М. "Машиностроение", 1978, вып. 2, с. 49–52.

Исследуются вопросы высокотемпературного уплотнения твердых самофлюсующихся сплавов. Определен коэффициент усадки сплавов при оплавлении. Предложена формула расчета усилия прижима уплотняющего элемента в зависимости от радиуса ролика и параметров процесса уплотнения. – Ил. 2. Библ. 4.

УДК 621.9

Износ резцов из гексанита-Р. Фельдштейн Е.Э., Котляр И.М. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 53–56.

Показано влияние режимов резания на характер износа резцов из гексанита-Р при тонком точении порошковых материалов на основе железо–хром. Найдены режимы резания, обеспечивающие высокую стойкость резцов. – Ил. 4. Библ. 1.

УДК 621.919

Производительность процесса совмещенной обработки резанием и ППД. Чистосердоев П.С. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 56–59.

Приводятся данные процесса совмещенной обработки резанием и ППД. Установлен наибольший эффект по производительности ППД при обработке деталей большой длины. – Ил. 1.

УДК 621.919

Влияние термической обработки на шероховатость протянутой поверхности стали 35ХГСА. Жигалко Н.И., Рабинович Э.Е. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 60–63.

Приводятся данные по влиянию вида термообработки и структуры стали 35ХГСА на шероховатость протянутой поверхности при обработке ее в широком диапазоне изменения скоростей резания. Определены геометрические параметры и конструктивные элементы протяжек, которые обеспечивают стабильное получение шероховатости поверхности не ниже 6-го класса при обработке лысок блокирующего пальца синхронизатора автомобиля КамАЗ даже изношенными протяжками. – Ил. 2.

УДК 621.951.7

Оптимизация конструкций силовых разверток по окружному шагу зубьев. Овчинников Л.С., Комаров В.Н. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 64–67.

Приведены результаты исследования влияния расположения зубьев по окружности на точность обработки при силовом развертывании. Даны рекомендации по выбору оптимальной разбивки зубьев по окружности. – Ил. 1. Табл. 2. Библ. 3.

УДК 621.797

Индукционная наплавка – эффективный способ восстановления изношенных тракторных гильз цилиндров. Ходосевич В.Г., Шевцов А.И. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 67–71.

Приведены результаты исследований по разработке технологического процесса восстановления изношенных тракторных гильз цилиндров методом индукционной наплавки порошковым твердым сплавом. Установлены теоретические зависимости и экспериментальные данные, с помощью которых выявлены оптимальные значения технологических параметров наплавки. Как показали эксплуатационные испытания, износоустойчивость восстановленных наплавкой гильз блока цилиндров трактора повысилась по сравнению с серийными деталями в среднем в пять раз. — Библ. 2.

УДК 621.9.06—82

Оптимизация переходных режимов станочных гидроприводов. Я ц у р а Е.С., К у з ь м и ч К.К., Г о р с к и й К.Ф., Т е р е н ь е в А.В. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 71—75.

Рассматриваются вопросы оптимизации времени цикла движения исполнительных органов гидроприводов механизмов автоматических линий с учетом ограничений по давлениям и ускорениям в системе. Получены теоретические зависимости для нахождения оптимальных параметров настройки системы. — Ил. 2. Библ. 1.

УДК 621.919

Обработка пустотелых нежестких плунжеров комбинированным инструментом. Ч и с т о с е р д о в П.С., С а х а р о в А.П. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 75—79.

Приводятся данные по исследованию применяемости комбинированных инструментов с одновременной обработкой резанием и ППД. Шероховатость поверхности зависит от элементов режимов обработки и усилий натяга деформирующего элемента. — Ил. 1. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.91.01

Исследование влияния твердости углеродистых сталей на их обрабатываемость резанием. А к и н и ц А.А. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 79—80.

Исследуется влияние твердости НВ углеродистых сталей на их обрабатываемость резанием. За показатель обрабатываемости принята скорость резания, полученная методом торцового точения резцами из стали Р18. Твердость исследуемых образцов находилась в пределах 93...343 единиц, скорость резания составляла 16,4...175,6 м/мин. — Табл. 1. Библ. 1.

УДК 621.9:621.834.001.57

Исследование изменения погрешности и шероховатости при обработке зубчатых колес во времени. Я щ е р и ц ы н П.И., Г о р б а ц е в и ч А.Ф., Ч а н В а н Д и к. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 80—83.

Прогнозирование точности механической обработки, а также шероховатости обработанной поверхности возможно только в том случае, когда известны законы изменения во времени прогнозируемых параметров. Экспериментально установлено, что шероховатость поверхностей изменяется по мере затупления режущего инструмента

по линейному закону. Изменение погрешности формы во времени является случайным процессом. Полученные закономерности могут быть использованы как практические рекомендации при организации статистического регулирования технологических процессов. — Ил. 2. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.941.23

Поддержание заданного закона изменения подачи на токарных станках с ЧПУ. К а ш т а л ь я н И.А., К о ч е р г и н А.И., З а й ц е в В.Б. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 83–90.

Рассмотрен метод регулирования подачи на токарных станках с ЧПУ аппроксимацией кривых в координатах "скорость подачи — длина обработки". Приведен алгоритм изменения подачи. Практическое применение алгоритма рассмотрено на примерах. — Ил. 6. Библ. 2.

УДК 621.941.1

Выглаживание спеченного инструментального материала. Ф р а н к е Б. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 90–92.

Рассматривается схема уплотнения поверхностного слоя спеченного пористого материала под действием нормальной силы в процессе выглаживания. — Ил. 1. Библ. 5.

УДК 621.941.1

Влияние тепловых явлений на качество шлифованной поверхности спеченного материала. Ф р а н к е С. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 92–94.

Приведены результаты исследования влияния специфических свойств спеченного материала на микроструктуру поверхностного слоя после шлифования. Исследования проводились на растровом электронном микроскопе ISM–35. На шлифованной поверхности наблюдалось местное оплавление материала. — Ил. 2. Библ. 5.

УДК 621.9

Шероховатость поверхности при тонком точении спеченных порошковых материалов. Ф е л ь д ш т е й н Е.Э. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 94–98.

Рассмотрено влияние скорости резания, подачи, глубины резания и инструментального материала на шероховатость поверхности при тонком точении порошковых материалов высокой твердости. Приведена формула для расчета высоты микронеровностей. — Ил. 3.

УДК 621.797

Структура и свойства гильз цилиндров, наплавленных порошковой шихтой при индукционном нагреве. Ш е в ц о в А.И. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 98–103.

Приведены результаты исследований структуры и свойств тракторных гильз цилиндров, наплавленных порошковой шихтой при индукционном нагреве. Показано,

что микроструктура, характеризующаяся износостойкостью, высокая твердость наплавленного слоя позволяют существенно увеличить моторесурс упрочненных гильз по сравнению с серийными. — Ил. 4. Табл. 1. Библ. 4.

УДК 621.81

Прочность сцепления покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов. И в а ш к о В.С. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 103–105.

Рассматриваются вопросы прочности сцепления напыленных покрытий из самофлюсующегося твердого сплава на основе никеля в зависимости от степени наклета, времени выдержки перед напылением и температуры подогрева основы детали. — Ил. 2. Библ. 1.

УДК 621.923.5

Хонингование цилиндров пусковых двигателей крупнозернистыми алмазными брусками. М у р а х в е р А.С., Н у г и с Е.Ф. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 105–108.

Приводятся результаты экспериментальных исследований по хонингованию цилиндров крупнозернистыми алмазными брусками. Исследовалось влияние размеров зерен брусков на съем металла и удельный расход алмазов. Определены оптимальные режимы резания. Наличие сетки рисок глубиной 8...12 мкм и значительной опорной поверхности микропрофиля увеличивает маслосъемность и повышает износостойкость цилиндров. — Ил. 2. Библ. 1.

УДК 621.822.71.001.2

Процесс доводки стальных шариков с различными опорами нижнего доводочного диска. У г о л ь н и к о в А.А., П и к у с М.Ю. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 108–110.

Изложены результаты экспериментальных исследований доводки стальных шариков с жесткой и гидростатической опорами нижнего доводочного диска. Приведены результаты улучшения характеристик геометрической формы шариков при доводке на станке-стенде с различными опорами. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.822.71.001.2

Влияние отклонений геометрической формы шариков на относительное проскальзывание при обработке между двумя чутунными дисками. У г о л ь н и к о в А.А. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 111–113.

Изложены результаты экспериментальных исследований проскальзывания центра шариков относительно доводочных дисков в течение времени обработки. Приведен анализ влияния отклонений геометрической формы шариков на величину проскальзывания. — Ил. 1. Библ. 2.

УДК 621.822

Статическая жесткость гидростатических упорных подшипников при использовании реологически сложных смазочных сред. П и к у с Ю.М. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 113–118.

Рассмотрен расчет статической жесткости конического и плоского гидростатических упорных подшипников с центральной камерой для реологической модели нелинейно-вязкопластичной смазочной среды. Получены расчетные выражения для двух распространенных систем питания: от сети постоянного расхода по схеме насос – карман и от сети постоянного давления по схеме с дроссельным регулированием. – Ил.1. Библи. 4.

УДК 621.951

Оптимизация режима сверления. Д е ч к о Э.М., К о р н и е в и ч М.А. "Машиностроение", 1979, вып. 2, с. 118–120.

Излагается методика оптимизации режима сверления при определенной величине отклонения отверстия. Показана возможность применения метода наложения проекций поверхности отклика исследуемых моделей на поле факторного пространства для оптимизации режима резания. – Ил. 1.

МАШИНОСТРОЕНИЕ. Выпуск 2

Редактор *Н.М.Латышева*
Худ.редактор *А.Г.Звонарев*
Мл.редактор *И.В.Бирюкова*
Техн.редактор *Л.И.Жук*
Корректоры *З.Б.Боборыко, Л.А.Ворончук*
График *Н.В.Журавлева*
Оператор *И.В.Скубий*

ИБ 700

Подписано к печати 14.12.78. Ат 05076. Формат 60x90 1/16.
Бумага офсет. Офсет. печать. Усл. печ.л. 8,25. Уч.-изд.л. 8,0.
Тираж 700 экз. Зак. 5063. Цена 1 руб. 30 коп.

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

Типография "Победа" Государственного комитета Белорусской ССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Молодечно, Привокзальный пер., 11.