

Министерство высшего и среднего специального
образования БССР

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени
политехнический институт

РЕСПУБЛИКАНСКИЕ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЕ СБОРНИКИ

МАШИНОСТРОЕНИЕ

ВЫПУСК 3

Минск "Вышэйшая школа" 1979

621.7

М38

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

Редакционная коллегия:

д-р техн.наук, проф. *Г.М.Яковлев* (зам.главного редактора); канд.техн. наук, доцент *Н.И.Жигалко* (ответственный секретарь); *В.В.Бабук, Э.М.Дечко, А.И.Кочергин, Е.И.Махаринский, А.В.Молочков, Ю.А.Новоселов, И.П.Филонов, П.С.Чистосердов, А.И.Шевцов, Р.В.Широкий.*

Рассматриваются прогрессивные технологические процессы, проблемы повышения производительности и качества поверхности при обработке материалов резанием. Исследуются вопросы повышения надежности и долговечности конструкций станков с ЧПУ, автоматических линий, выбора оптимальных режимов резания финишных методов обработки, освещаются некоторые проблемы теории резания и конструкций современных инструментов, применения ЭВМ в машиностроительном производстве при расчете режимов резания, инструментов и станков, а также при отработке режимов.

Сборник предназначен для инженерно-технических работников машиностроительных заводов, СКБ, научно-исследовательских институтов, преподавателей вузов, аспирантов и студентов соответствующих специальностей.

31300-174
М----- Доп.-79 2704010000 (С) Издательство "Вышэйшая школа",
М 304 (05) 1979

В.В.Бабук, И.Л.Баршай, А.С.Шамшур,
Ю.Ю.Ярмак, Г.Л.Новодворец

ВЛИЯНИЕ АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ СПЛАВА 32 НКД

Достижение шероховатости поверхности $Ra = 0,08... 0,04$ сквозных отверстий деталей из сплава 32 НКД в настоящее время осуществляется полированием. Трудоемкость этой операции для указанных деталей достигает 1,5 Н/ч.

В связи с этим возникла необходимость замены полирования отверстий в деталях из сплава 32 НКД поверхностным пластическим деформированием, в частности алмазным выглаживанием. Этот метод весьма эффективен с точки зрения улучшения качества поверхности и, главным образом, уменьшения ее шероховатости.

Определение оптимальных режимов алмазного выглаживания проводилось с применением математического планирования эксперимента. В частности, был использован метод полного факторного эксперимента (ПФЭ) 2³.

Уравнение, связывающее шероховатость выглаженной поверхности с перечисленными режимами обработки, необходимо искать в виде степенной зависимости

$$Ra = C v^k s^l P_y^m \quad (1)$$

Так как разброс значений эксперимента подчиняется нормальному закону в логарифмической шкале, зависимость (1) выражается уравнением

$$\lg Ra = \lg C + k \lg v + l \lg s + m \lg P_y \quad (2)$$

Уравнение (2) с учетом парных взаимодействий независимых переменных может быть представлено в виде

$$Y = b_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3 + b_4 X_1 X_2 + b_5 X_1 X_3 + b_6 X_2 X_3 + b_7 X_1 X_2 X_3 \quad (3)$$

Для упрощения расчетов режимы резания (факториальные признаки) кодировались по формуле

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= \frac{Q(\lg v_i - \lg v_{\max})}{\lg v_{\max} \lg v_{\min}} + 1, \\ x_2 &= \frac{2(\lg s_i - \lg s_{\max})}{\lg s_{\max} - \lg s_{\min}} + 1, \\ x_3 &= \frac{2(\lg P_{y_i} - \lg P_{y_{\max}})}{\lg P_{y_{\max}} - \lg P_{y_{\min}}} + 1, \end{aligned} \right\} (4)$$

где v , s , P_y - натуральные значения скорости, подачи и усилия при алмазном выглаживании. Для выбранных условий эксперимента указанные независимые переменные равны: $X_1 = 6,6433 \lg v - 10,8114$; $X_2 = 1,6369 \lg s + 2,1666$ и $X_3 = 2,0691 \lg P_y - 2,5154$.

Условия и матрица планирования ПФЭ представлены в табл. 1, 2. Методика всех последующих расчетов соответствовала указанной в работе [1]. В каждой из восьми серий эксперимента проводилось по четыре опыта.

Таблица 1

Условия планирования	Факториальные признаки		
	V, м/мин	S, мм/об	P_y , кгс
Основной уровень (0)			
Интервал варьирования (ΔX_t)			
Верхний уровень (+1)			
Нижний уровень (-1)			

Таблица 2

Кодированные значения факториальных признаков (серия опыта)	X_1	X_2	X_3
1	-1	-1	-1
2	+1	-1	-1
3	-1	+1	-1
4	+1	+1	-1
5	-1	-1	+1
6	+1	-1	+1
7	-1	+1	+1
8	+1	+1	+1

Для получения требуемой шероховатости поверхности после выглаживания исходная (до обработки этим методом) шероховатость должна лежать в пределах $Ra\ 0,63...0,160$. Поэтому перед алмазным выглаживанием образцы из сплава 32 НКД подвергались тонкому растачиванию резцами с пластинками твердого сплава ВКЗМ. Перед обработкой режущие грани резцов доводились до $Ra\ 0,160$. Экспериментальная часть осуществлялась на токарно-винторезном станке мод. 16К20. При этом тонкое растачивание и алмазное выглаживание проводилось с одной установки образцов. Последнее обеспечивало практически нулевое биение обрабатываемой поверхности.

Выглаживание велось с охлаждением для улучшения качества обработанной поверхности и уменьшения износа алмаза. В качестве охлаждающей жидкости использовалось масло марки "Индустриальное-20". В зону обработки масло подавалось с помощью шестеренчатого насоса.

Шероховатость поверхности определялась на профилографе-профилометре мод. 201 в двух взаимно перпендикулярных сечениях образцов. После тонкого растачивания была получена поверхность, профилограмма которой представлена на рис. 1, а. На основе результатов реализации матрицы планирования определялись коэффициенты уравнения (3). Статистически оказались значимы все коэффициенты, за исключением коэффициента b_7 при эффекте взаимодействия $X_1 X_2 X_3$.

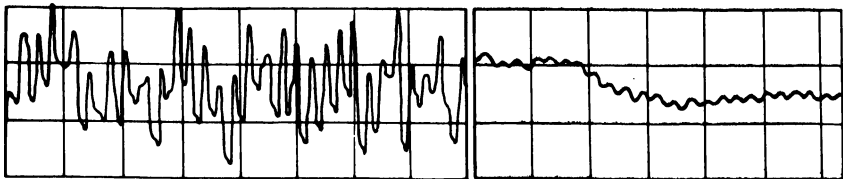


Рис. 1. Профилограмма поверхности деталей из сплава 32 НКД после тонкого растачивания (а) и алмазного выглаживания (б) (вертикальное увеличение — 10000, горизонтальное — 40).

Уравнение (2) принимает вид

$$Ra = 0,435 - 0,7257 \lg v - 0,63 \lg s - 0,1099 \lg P_y + 0,188 \lg v \cdot 1,6369 \lg s + 0,3049 \lg v \cdot 2,0691 \lg P_y + 0,2301 \lg s \cdot 2,0691 \lg P_y. \quad (5)$$

Потенцируя, получаем $Ra = f(v, s, P_y)$,

$$Ra = 6,385 \cdot v^{-0,7257} \cdot s^{-0,63} \cdot P_y^{0,1099}$$

$$x_s = 1,6369^{(0,188 \lg v)} \cdot P_y^{2,0691^{(0,3049 \lg v)}} \cdot x$$

$$x P_y^{2,0691^{(0,2301 \lg s)}} \quad (6)$$

Результаты проверки указывают на адекватность полученной зависимости эмпирическим данным.

Далее методом крутого восхождения [1] были определены оптимальные режимы алмазного выглаживания сквозных отверстий деталей из сплава 32 НКД для достижения шероховатости выглаженных поверхностей $R_a = 0,08 \dots 0,04$. Эти режимы оказались следующими $v = 40 \dots 45$ м/мин; $s = 0,05 \dots 0,07$ мм/об, $P = 30 - 40$ кгс. Профилограмма поверхности $R_a 0,034 \dots 0,08$, обработанной на этих режимах, представлена на рис. 1,б.

Таким образом, алмазным выглаживанием можно заменить трудоемкое полирование сквозных отверстий в деталях из сплава 32 НКД. Внедрение выглаживания вместо полирования позволило получить годовой экономический эффект в размере 45 тыс. руб.

Л и т е р а т у р а

1. Адлер Ю.П. и др. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. М., 1976.

УДК 621.791.048

В.Г.Ходосевич, А.И.Шевцов

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СОСТАВА ФЛЮСА ДЛЯ ИНДУКЦИОННОЙ НАПЛАВКИ ЧУГУННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Для получения качественной наплавки прежде всего необходимо, чтобы флюс обладал высокими раскисляющей способностью и жидкотекучестью. Известные флюсы на основе борсодержащих компонентов характеризуются сравнительно небольшими значениями указанных параметров, что затрудняет наплавку шихты на чугунные изделия.

С целью определения состава более активного флюса исследовали его способность удалять окисную пленку, определяемую по площади растекания жидкого присадочного сплава ПГ-СР4 (температура плавления равна приблизительно 1323°K) по

твердой поверхности образцов из чугуна СЧ 21-40. Эксперименты выполнялись по методике [1] при температуре 1333°K, контролируемой хромель-алюмелевой термопарой. Материалами для исследований служили бинарные системы на основе буры $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$, содержащие LiCl , NaCl , KCl , KF , LiF , NaF . В качестве эталона принимали систему бура-борный ангидрид B_2O_3 . Предварительные опыты дали возможность предположить, что добавки к флюсам азотнокислого висмута неосновного $\text{Bi}(\text{NO}_3)_3 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ и висмутата калия KBiO_3 повышают их раскисляющую способность. Поэтому системы бура - $\text{Bi}(\text{NO}_3)_3 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ и бура - KBiO_3 также подвергали исследованию.

В табл. 1 представлены экспериментальные данные по влиянию флюсов на площадь S_1 , занимаемую каплей сплава после растекания ($\Delta S = S_2 - S_1$, где S_2 - площадь поверхности образца, по которой происходит растекание).

Как видно из табл. 1, флюсы с добавками LiCl , NaCl , KCl , $\text{Bi}(\text{NO}_3)_3 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$, KBiO_3 более активные раскислители, чем система бура - борный ангидрид. Смесь бура - KF отличается меньшей активностью. Однако применение фтористого калия в качестве активирующей добавки при значительном количестве окислов и насыщении ими борсодержащего флюса целесообразно и дает положительные результаты [2].

Эффективность действия флюса во многом зависит от его жидкотекучести. Для учета этого требования проводились соответствующие исследования бинарных систем, которые показали высокую раскисляющую способность. Графитовый тигель с рас-

Т а б л и ц а 1. Влияние флюсов на растекание жидкого сплава ПГ-СР4 по твердой поверхности чугуна

Компоненты флюса	Содержание компонента С, вес. %	$S_1, \text{см}^2$	$\Delta S, \text{см}^2$	S, %
$\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$	100	4,9	7,1	40,8
B_2O_3	10	7,6	4,4	63,3
LiCl	10	11	1	91,7
NaCl	10	10,8	1,2	90,0
KCl	10	11	1	91,7
KF	10	5,8	6,2	48,3
LiF	10	4,7	7,3	39,0
NaF	10	3,6	8,4	30,0
$\text{Bi}(\text{NO}_3)_3 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$	10	9,2	2,8	76,6
KBiO_3	10	9,3	2,7	77,5

плавом флюса нагревали до $t = 1123^{\circ}\text{K}$ на установке ТВЧ. В расплав на глубину 20 мм вертикально погружали кварцевую трубку разового пользования. Внутренний диаметр трубки 4 мм, длина 500 мм. После погружения трубки в ее полости создавали вакуум и расплав поднимался вверх до определенного уровня, зависящего от его жидкотекучести. Температуру расплавленного флюса фиксировали хромель-алюмелевой термопарой. Результаты исследований жидкотекучести, характеризуемой высотой столбика расплава (Н), представлены на рис. 1. Для расчета принимали средние значения величин на основании трех измерений. Из рис. 1, а видно заметное увеличение жидкотекучести флюсов с повышением концентрации KCl , NaCl , LiCl . Это объясняется наличием на поверхности расплава слабых ионов K^+ , Na^+ , Cl^- , которые отличаются незначительной связью с основной массой шлака и понижают поверхностное натяжение последнего. Энергия на образование поверхности шлака при растекании уменьшается с возрастанием жидкотекучести.

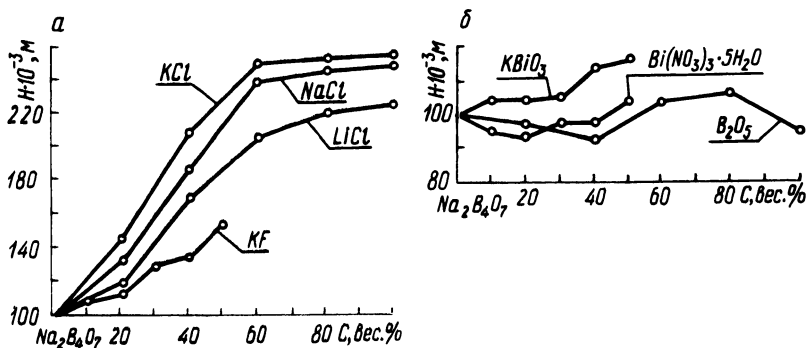


Рис. 1. Влияние компонентов флюса на его жидкотекучесть (Н — высота столбика расплава, С — содержание компонентов).

Незначительное влияние на жидкотекучесть оказывают V_2O_5 и $\text{Bi}(\text{NO}_3)_3 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$, которые обогащают расплав как сильными ионами V^+ , Bi^{+5} , так и слабыми боркислородными и BiO_2^- комплексами. Очевидно, действие слабых ионов в определенной степени компенсируется сильными, и результирующее влияние невелико (рис. 1, б).

В сравнении с системами бора — V_2O_5 , бора — $\text{Bi}(\text{NO}_3)_3 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ флюс бора — KBiO_3 имеет большую жидкотекучесть по причинам, о которых уже упоминалось.

Таким образом, у флюсов с добавками хлоридов наблюдаются одновременно максимальная раскисляющая способность и

жидкотекучесть. Поэтому предполагалось, что применение хлоридных систем позволит получить хорошее качество наплавки. Однако, как показали опыты, при достаточно надежной свариваемости сплава ПГ-СР4 с чугуновой основой образцов наплавленный слой содержит повышенное количество газовых раковин за счет образования летучих соединений хлора с кремнием и железом.

Качественная индукционная наплавка была получена при использовании флюсов с добавками $\text{Bi}(\text{NO}_3)_3 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ и KBiO_3 . С целью надежной защиты жидкого сплава от выгорания легирующих элементов и окисления в указанные системы дополнительно вводили борный ангидрид.

Установлены следующие оптимальные составы ингредиентов предлагаемых флюсов (весовые %): 1) бура - 45; борный ангидрид - 45; азотнокислый висмут неосновной - 10; 2) бура - 46,5; борный ангидрид - 46,5; висмутат калия - 7. Высокие раскисляющие свойства предложенных составов обеспечивают отсутствие в наплавленном слое шлаковых включений и прочное сцепление его с чугуновой основой.

Наиболее рациональной является следующая последовательность приготовления флюсов. Первоначально смешивают буру с борным ангидридом. Затем смесь расплавляют и добавляют в нее $\text{Bi}(\text{NO}_3)_3 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ или KBiO_3 . Периодически перемешивая, флюс доводят до расплавленного состояния. После охлаждения остывшую массу дробят до размера частиц 0,1...0,2 мм. Температура плавления разработанных флюсов 930...950°K.

Л и т е р а т у р а

1. Опарин Л.И. и др. Влияние борсодержащих флюсов на растекаемость жидкого металла. - Автоматическая сварка, 1968, № 6. 2. Вологдин В.В., Кочергин Л.Л., Некоторые вопросы технологии наплавки автомобильных гильз. - В кн.: Применение токов высокой частоты в электротермии. Л., 1968.

ИССЛЕДОВАНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВОГО УПРОЧНЕНИЯ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТОЛКАТЕЛЕЙ КЛАПАНОВ

Повышение ресурса работы двигателей внутреннего сгорания находится в прямой зависимости от долговечности деталей механизма газораспределения, в частности толкателей клапана. Рабочая поверхность толкателя клапана воспринимает значительные динамические нагрузки, достигающие 212 кгс. На контактирующей поверхности толкателя возникают напряжения, достигающие до $15 \cdot 10^3$ кгс/см², что при повышенных температурах (363 К) и неблагоприятных условиях смазки приводит к усталостному разрушению и износу.

Обычно для изготовления толкателей используют сталь 40Х с закалкой ТВЧ или малоуглеродистые стали (сталь 20, сталь 20Х) с последующей цементацией и закалкой ТВЧ.

Однако, как показали исследования, работоспособность толкателя клапана 240-1007375, изготовленного из стали 20Х, оказалась низкой.

С целью повышения работоспособности толкателей клапанов на Горьковском и Московском автозаводах, Челябинском автомобильном заводе упрочнение толкателей производят методом наплавки износостойкими чугунами. Однако при наплавке появляются дефекты (пористость, раковины), приводящие к браку.

Для улучшения качества упрочненных поверхностей целесообразно применять ультразвуковую обработку совместно с термомеханической обработкой.

При термообработке износостойкого чугуна использование ультразвуковых колебаний способствует стабилизации твердости, графитизации и ускорению процесса распада цементитной составляющей [1].

Известно [2], что ультразвуковая обработка сплавов приводит к увеличению как количества центров кристаллизации, так и скорости их зарождения.

Использование положений [3] о влиянии несовершенств строения реальных кристаллов на механизм и кинетику фазовых и структурных превращений при термической обработке дает возможность применять пластическую деформацию при температуре фазовых превращений износостойких сплавов и чугунов и, таким образом, оказывать влияние на изменение свойств износостойкого чугуна после закалки. Деформацию и нагрев проводят

либо одновременно, либо последовательно, и в обоих случаях достигают разориентации субзерен. Такая предварительная обработка способствует созданию определенных устойчивых свойств, оказывающих влияние на превращения и структуру при закалке, т.е. здесь идет речь о технологической наследственности и возможности ее изменения.

В настоящей работе проведены исследования ультразвуковой обработки толкателей двигателя Д-240 с учетом влияния трех факторов: подачи s , температуры нагрева толкателей при ТМО и ультразвуковом воздействии $T^{\circ}K$, а также глубины снимаемого упрочненного слоя t . Обработку толкателей производили на установке, смонтированной на токарном станке с использованием ультразвуковых колебаний, и нагревом ТВЧ. Эксперимент проведен при 1112 об/мин изделия.

Значения принятых факторов и последовательность проведения опытов осуществлялась в соответствии с матрицей планирования и на уровнях, приведенных в табл. 1, 2.

Обработка упрочненного слоя толкателей в ультразвуковом поле дала более высокие значения твердости с меньшим разбросом их значений по поверхности толкателей по сравнению с твердостью, полученной по технологии, принятой на заводе. Так, в заводских образцах твердость наплавленной поверхности имела значения HRC 57..62, в то время как обработка

Т а б л и ц а 1. Матрица полного 3-факторного эксперимента

Номер опыта	X_1 (s, мм/об)	X_2 ($^{\circ}K$)	X_3 (t, мм)	Y (HRC)
1	-1	-1	-1	62,5
2	+1	-1	-1	62,0
3	-1	+1	-1	63,0
4	+1	+1	-1	61,9
5	-1	-1	+1	63,4
6	+1	-1	+1	62,5
7	-1	+1	+1	63,9
8	+1	+1	+1	62,5

Т а б л и ц а 2. Основные характеристики плана эксперимента

Характеристика эксперимента	X_1 (s, мм/об)	X_2 ($^{\circ}K$)	X_3 (t, мм)
Основной уровень	0,37	1223	0,5
Верхний уровень	0,52	1273	0,7
Нижний уровень	0,22	1173	0,3
Интервал варьирования	0,15	50	0,2

толкателей на ультразвуковой установке обеспечивает получение твердости HRC 60...65,5 при среднем значении ее по отдельным опытам от HRC 61,9 до HRC 63,9.

Наиболее благоприятным режимом ультразвуковой обработки оказался режим при $T = 1273^{\circ}\text{K}$, $s = 0,22$ мм/об и $t = 0,7$ мм (HRC 63,9). В этом случае обеспечивалось получение хорошей структуры чугуна, с равномерно распределенным, точечным, обильным графитом. Обработка износостойкого чугуна при температуре $T = 1273^{\circ}\text{K}$, подаче $s = 0,52$ мм/об и глубине $t = 0,3$ мм дала меньшую твердость (HRC 61,9), но структура слоя получена хорошая: с мелким равномерно распределенным графитом, соответствует допустимым микроструктурам чугуна согласно шкалам структур на эту марку легированного чугуна.

Математическая модель процесса ультразвуковой термомеханической обработки толкателей клапанов описана с помощью метода полного факторного эксперимента [4].

Основное уравнение регрессии процесса обработки толкателей будет иметь вид $Y = 62,71 - 0,49X_1 + 0,11X_2 + 0,36X_3 - 0,14X_1X_2 + 0,01X_2X_3$.

Анализ полученного уравнения с учетом ограничений для факторов позволил установить, что оптимальным режимом ультразвуковой обработки чугуна будет: подача $s = 0,22...0,3$ мм/об; глубина деформирования $t = 0,7$ мм, температура нагрева $T^{\circ}\text{K} = 1223...1273$.

Таким образом, необходимая мелкозернистая структура износостойкого чугуна, а также его максимальная твердость, способствующие повышению работоспособности толкателей, зависят как от подачи s и температуры T , так и от глубины деформированного слоя t при ультразвуковой обработке упрочненного слоя до закалки.

Принятая методика исследований износостойкого чугуна дает возможность определить оптимальные режимы его обработки при ультразвуковом воздействии. Ультразвуковая обработка обеспечивает стабильное улучшение структуры и твердости износостойкого чугуна при закалке, в чем проявляется технологическая наследственность улучшенных обработкой свойств чугуна.

Л и т е р а т у р а

1. Ультразвук в машиностроении. Вып. 1. Сб.ст. М., 1966.
2. Физические основы ультразвуковой технологии. М., 1970.
3. Бернштейн М.Л., Термомеханическая обработка сплавов. Т.1, 2. М., 1968.
4. Саутин С.Н. Планирование эксперимента в химии и химической технологии. Л., 1975.

ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССА ПЛОСКОГО ШЛИФОВАНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ И МИКРОТВЕРДОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ СПЕЧЕННОЙ СТАЛИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО КЛАССА

Шлифование матриц ударного выдавливания связано с рядом трудностей [1]. С одной стороны, высокая пластичность материалов приводит к интенсивному "засаливанию" рабочей поверхности круга, а с другой – карбиды, содержащиеся в материале, способствуют истиранию вершин абразивных зерен, появлению на них площадок износа.

В отличие от компактных спеченные материалы при шлифовании отмечаются рядом особенностей. Имеющиеся в материале поры способствуют снижению его прочности и теплопроводности. В последнее время получили широкое применение спеченные инструментальные материалы типа X12M и 20X9 для матриц ударного выдавливания плотностью 94...96%. Шлифование таких материалов в сыром состоянии обуславливается необходимостью подготовки качественной поверхности (с точки зрения минимальной шероховатости и отсутствия поверхностных дефектов) под ударное выдавливание соответствующего профиля. На рис. 1 показана поверхность спеченного материала X12M после шлифования. Видны открытые поры и следы абразивных зерен.



Рис. 1. Шлифованная поверхность детали из спеченного инструментального материала (x 1000).

Опыт работы на шлифовальных станках и проведенные многочисленные исследования показывают, что шероховатость шлифованной поверхности зависит в первую очередь от режимов шлифования [2].

Для проведения экспериментальных исследований по выбору оптимальных режимов обработки спеченных материалов целесообразно воспользоваться математическим планированием эксперимента. Эксперименты планируются на основе многофакторного анализа, т.е. одновременного варьирования всех факторов x_1 ($v_{ст}$), $x_2(t)$, $x_3(s)$. Интервалы изменения переменных факторов принимались на основе предварительных однофакторных экспериментов в областях отсутствия прижогов.

Найдем зависимость шероховатости и микротвердости от указанных факториальных признаков при плоском шлифовании в виде логарифмической зависимости [3]:

$$y = c v_{ст}^n t^m s^p \quad (1)$$

Уравнение (1) после логарифмирования и введения членов, учитывающих взаимодействие факторов, примет вид

$$\hat{y} = b_0 + b_1 \tilde{x}_1 + b_2 \tilde{x}_2 + b_3 \tilde{x}_3 + b_{12} \tilde{x}_1 x_2 + b_{13} \tilde{x}_1 \tilde{x}_3 + b_{23} \tilde{x}_2 \tilde{x}_3 \quad (2)$$

где \hat{y} - значение выходного фактора (R_a, H_{50}) в логарифмическом масштабе; \tilde{x}_1, x_2, x_3 - логарифмы соответственно v, t, s ; b_0, \dots, b_{23} - коэффициенты уравнения.

Для получения оценок уравнения (2) используем полный факторный эксперимент типа 2^3 . Уровни факторов и интервалы варьирования, полученные в результате предварительных опытов, представлены в табл. 1. Матрица планирования и результаты исследований по определению шероховатости и микротвердости обработанных поверхностей приведены в табл. 2. Определение коэффициентов b_i искомого уравнения, построчных дисперсий s_v , проверка однородности дисперсий, а также проверка значимости коэффициентов модели производятся по известной методике [3]. Их значения даны в табл. 3.

Т а б л и ц а 1. Уровни факторов

Уровень факторов	Режим шлифования					
	$v_{ст}$ м/мин, м/с	$\ln v_{ст}$	t , мм, м	$\ln t$	s , мм/ход, м/ход	$\ln s$
Верхний (+)	16	2,7725	0,025	-3,6888	2,7	0,9932
	0,267		$2,5 \cdot 10^{-5}$		0,0027	
Нижний (-)	7,6	2,0281	0,005	-5,2983	0,3	-1,2037
	0,127		$5 \cdot 10^{-6}$		$3 \cdot 10^{-4}$	

Т а б л и ц а 2. Матрица планирования и результаты опытов

Точки плана	Факторы			Результаты	
	v	t	s	Ra, мкм	H ₅₀ , кгс/мм ²
	Кодовое обозначение				
	X ₁	X ₂	X ₃		
1	-	-	-	0,275	189,81
2	+	-	-	0,1809	242,05
3	-	+	-	0,3375	151,81
4	+	+	-	0,1995	187,82
5	-	-	+	0,2745	180,98
6	+	-	+	0,252	195,26
7	-	+	+	0,445	132,44
8	+	+	+	0,379	157,9

Т а б л и ц а 3. Результаты проверки воспроизводимости опытов и регрессивного анализа

Элементы анализа	Ra	H ₅₀
Дисперсия параметра оптимизации $S^2\{y\}$	$3,2319 \cdot 10^{-4}$	$3,8322 \cdot 10^{-4}$
Расчетное значение критерия Корхена G _p	0,56757	0,5089
Критическое значение критерия Корхена G	0,68	0,68
Дисперсия коэффициента регрессии		
$S^2\{b_i\}$	$2,0199 \cdot 10^{-5}$	$2,3951 \cdot 10^{-5}$
$S\{b_i\}$	0,00449	0,004894
Критерий Стьюдента t _i		
t ₀	284	1057
t ₁	31	18
t ₂	38	25
t ₃	36	15
t ₁₂	7	1,8
t ₂₃	14	1,2
t ₁₃	17	5,2
Критическое значение t _{кр}	2,31	2,31

Проверка значимости коэффициентов b_i показывает, что коэффициенты b_{12} и b_{23} при микротвердости являются незначимыми. Тогда зависимость можно записать в виде

$$\hat{y}_{Ra} = -1,2766 - 0,1398x_1 + 0,1584x_2 + 0,1639x_3 - 0,0306x_1x_2 + 0,0645x_2x_3 + 0,078x_1x_3, \quad (3)$$

$$\hat{y}_{H_{50}} = 5,1766 + 0,0885x_1 - 0,125x_2 - 0,0715x_3 - 0,0256x_1x_3 \quad (4)$$

Подставляя в уравнения (3) и (4) значения из формулы преобразования, получаем

$$\hat{y}_{Ra} = 1,61376 - 0,8148 \ln v + 0,44973 \ln t + 0,01921 \ln s - 0,1022 \ln v \ln t + 0,073 \ln t \ln s + 0,1908 \ln v \ln s, \quad (5)$$

$$\hat{y}_{H_{50}} = 3,91685 + 0,23118 \ln v - 0,1553 \ln t + 0,08008 \ln s - 0,0626 \ln v \ln s. \quad (6)$$

Потенцируя, находим

$$Ra = \frac{e^{1,614} \cdot 0,45 - 0,102 \ln v \cdot 0,019 + 0,073 \ln t + 0,191 \ln v}{v^{0,815}} \quad (7)$$

$$H_{50} = \frac{e^{3,917} \cdot v^{0,23} \cdot 0,08 - 0,06 \ln v}{t^{0,1553}} \quad (8)$$

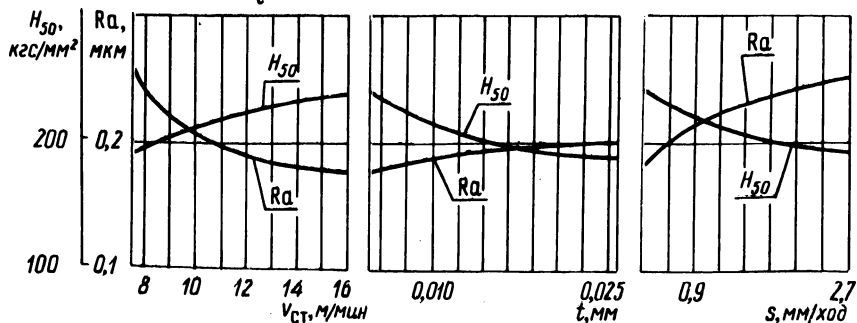


Рис. 2. Зависимость шероховатости и микротвердости от скорости стола $v_{\text{ст}}$ (а) (при $t = 0,005$ мм, $s = 0,3$ мм/ход), глубины шлифования t (б) (при $v = 16$ м/мин, $s = 0,3$ мм/ход) и поперечной подачи s (в) (при $v = 16$ м/мин, $t = 0,005$ мм); круг 45А40МЗК.

Уравнения (7) и (8) являются адекватными.

Проанализируем полученные зависимости. Для наглядности изобразим их графически (рис. 2).

Влияние продольной подачи. С увеличением скорости стола (изделия) уменьшается шероховатость R_a , а микротвердость повышается. При возрастании продольной подачи изделия в связи с увеличением толщины слоя, снимаемого отдельным абразивным зерном, растут усилия шлифования, искажения кристаллической решетки и кристаллитные напряжения. Кроме того, уменьшается длительность воздействия температурного поля на изделие, усиливается степень влияния силового поля и, таким образом, повышается упрочнение поверхностного слоя.

Уменьшение шероховатости R_a с повышением продольной подачи противоречит результатам других исследований [1]. При повышении скорости детали число рядов абразивных зерен, пересекающих данное сечение поверхности, уменьшается и высота неровностей возрастает [4]. Однако в связи с пониженной теплопроводностью данного спеченного материала по сравнению с аналогичными компактными материалами в микрообъемах металла поверхностного слоя при шлифовании возникают очень высокие температуры, которые концентрируются в тонком поверхностном слое и размягчают его. При этом происходит как бы размазывание размягченного металла по обрабатываемой поверхности. Неровности поверхности при этом заглаживаются, уменьшается шероховатость шлифованной поверхности. Данный процесс является положительным, пока не возникают прижоги, снижающие эксплуатационные свойства детали.

Влияние глубины шлифования и поперечной подачи. Повышение глубины шлифования и поперечной подачи, как и при обработке компактных материалов, способствует увеличению шероховатости.

Микротвердость при повышении глубины шлифования и продольной подачи уменьшается. Это противоречит результатам исследований, полученных при шлифовании компактных материалов [5], у которых наклеп поверхностного слоя возрастает при повышении нагрузки на абразивное зерно, обусловленном увеличением глубины шлифования и поперечной подачи.

Для спеченного материала из-за пониженной теплопроводности действие температурного поля повышается, в связи с чем при увеличении глубины шлифования и поперечной подачи уменьшается микротвердость обработанной поверхности.

Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И. Основы технологии механической обработки и сборки в машиностроении. Минск, 1974. 2. Тафт В.И., Коломазин В.И. Сравнительная обрабатываемость шлифованием.

штамповых высоколегированных сталей. – Сб. тр. ВНИИ электросварочного оборудования, 1976, № 8, 3. Кацев П.Г. Статистические методы исследования режущего инструмента. М., 1974. 4. Развитие науки о резании металлов. М., 1967. 5. Маталин А.А. Технологическая наследственность и эксплуатационные свойства деталей. – Вестник машиностроения, 1968, № 11.

УДК 621.923.4:621.299.3

Б.Франке

ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССА АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ НА КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ СПЕЧЕННОГО МАТЕРИАЛА ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО КЛАССА

Алмазное выглаживание как метод поверхностного пластического деформирования (ППД) оказывает благоприятное влияние на качество обработанной поверхности и тем самым на эксплуатационные свойства деталей.

Известны исследования процесса алмазного выглаживания компактных материалов, т.е. конструкционных, инструментальных, легированных сталей, цветных металлов и сплавов, а также изделий с металлопокрытиями. Актуальной является проблема возможности рационального применения методов обработки ППД, в частности алмазного выглаживания, для деталей из композитных, а также спеченных материалов.

Широкое применение в промышленности инструментов из спеченных материалов ставит задачу повышения их эксплуатационных свойств и качества поверхности путем алмазного выглаживания. Спеченные материалы обладают рядом специфических свойств, которые не позволяют без поправок использовать известные объяснения этого процесса. Наличие пористости у спеченных материалов снижает их физико-механические свойства, в связи с чем особенно эффективно выглаживание, которое повышает эти свойства. С другой стороны, более низкая теплопроводность данных материалов обуславливает возникновение более высоких температур при обработке, противодействующих упрочнению.

Проведены экспериментальные исследования для установления влияния основных параметров процесса алмазного выглаживания на шероховатость обработанной поверхности и поверхностное упрочнение.

Образцы были изготовлены из спеченного материала инструментального класса типа 20X9 (HRC 55...58) плотностью 94...96%. Эксперименты проводились на токарно-винторезном станке модели ТВ-320. Предварительная обработка - тонкое точение резцами из гексанита-Р.

Выглаживание осуществлялось с помощью упругой державки инструментами из синтетического алмаза сферической формы типа АСПК-3. В качестве СОЖ применялось веретенное масло.

Установлено, что исходная шероховатость обрабатываемой поверхности оказывает значительное влияние на шероховатость выглаженной поверхности. Здесь имеет место технологическая наследственность. Зависимость шероховатости выглаженной поверхности от исходной шероховатости (от подачи при точении) имеет прямолинейный характер (рис. 1, кривая 1). Оказывается, что выглаживание является неэффективным, если шероховатость исходной поверхности ниже 7-го класса.

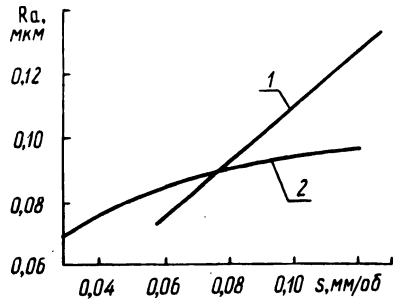


Рис. 1. Зависимость шероховатости выглаженной поверхности от подачи при точении (кривая 1) и при выглаживании (кривая 2); $P_y = 380$, $R = 2,5$ мм.

Т а б л и ц а 1. Матрица планирования и результаты дробного факторного эксперимента

Точки плана W	Факторы						Результаты	
	P_y	s_B	s_T	R	v	K	Шероховатость	Микротвердость
	Кодовое обозначение						Ra, мкм	$H_{D1,962}$, Н/мм ²
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	X ₅	X ₆		
1	-	-	-	+	+	-	0,195	7673,4
2	+	-	-	-	-	+	0,069	8124,8
3	-	+	-	-	+	+	0,113	7378,5
4	+	+	-	+	-	-	0,117	8294,5
5	-	-	+	+	-	+	0,268	7271,6
6	+	-	+	-	+	-	0,139	8208,2
7	-	+	+	-	-	-	0,271	7411,9
8	+	+	+	+	+	+	0,233	8179,7

К основным параметрам процесса алмазного выглаживания, влияющим на качество поверхности, относятся радиальное усилие P_y , подача инструмента s , скорость вращения детали v , число K проходов, а также радиус R рабочей части инструмента [1].

Для установления степени влияния параметров процесса на шероховатость и поверхностное упрочнение использовался дробный факторный эксперимент типа 2^{6-3} [2]. Исходная шероховатость поверхности учитывалась путем варьирования подачи реза при точении.

Матрица планирования и результаты дробного факторного эксперимента представлены в табл. 1. Уровни варьирования факторов определялись исходя из результатов предварительных однофакторных экспериментов и имели следующие пределы: $P_y = 196 \dots 440$ Н (20...45 кгс), $s = 0,005 \dots 0,02$ мм/рад (0,03...0,12 мм/об), $\dot{s} = 0,01 \dots 0,02^P$ мм/рад (0,06...0,12 мм/об), $R = 2,5 \dots 4$ мм, $K = 1 \dots 3$, $v = 184 \dots 1503$ мм/с (11 ... 90 м/мин).

Каждый опыт повторялся два раза. Результаты определялись по пяти измерениям. В табл. 1 указаны средние значения двух повторных опытов.

Шероховатость обработанной поверхности определялась при помощи профилографа-профилометра ПП-201. Микротвердость поверхности измерялась на приборе ПМТ-3 при нагрузке 1,962 Н.

Искомые зависимости можно представить в виде степенной функции

$$Ra = C_{Ra} P_y^{tRa} s_b^{WRa} \dot{s}_t^{tRa} R^{xRa} v^{yRa} K^{zRa}, \quad (1)$$

$$H_{\square} = C_{H_{\square}} P_y^{tH_{\square}} s_b^{WH_{\square}} \dot{s}_t^{tH_{\square}} R^{xH_{\square}} v^{yH_{\square}} K^{zH_{\square}}, \quad (2)$$

В логарифмических координатах уравнения (1) и (2) примут вид

$$y = b_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3 + b_4 X_4 + b_5 X_5 + b_6 X_6. \quad (3)$$

Расчет коэффициентов регрессии, определение их значимости и преобразование независимых переменных к безразмерным переменным производится согласно методике обработки результатов эксперимента [2].

При проверке значимости коэффициентов регрессии оказалось, что влияние скорости вращения и числа проходов K на шероховатость поверхности пренебрежимо мало. На микротвердость по-

верхности значимое влияние оказывает только нормальное усилие. Такой результат согласуется с данными других исследований процесса алмазного выглаживания компактных материалов, в которых установлено, что с изменением скорости выглаживания шероховатость не изменяется и что наибольшее улучшение шероховатости поверхности происходит за первый проход инструмента. При этом основным фактором, влияющим на поверхностное упрочнение, является нормальное усилие.

На основе результатов эксперимента определены коэффициенты регрессии и получены следующие зависимости, связывающие шероховатость и микротвердость поверхности с параметрами процесса выглаживания:

$$Ra = \frac{2,6 \cdot s_B^{0,18} \cdot s_T^{0,75} \cdot R^{1,02}}{P_y^{0,46}}, \quad (4)$$

$$H_{\square} = 6570 \cdot P_y^{0,05}. \quad (5)$$

Из анализа уравнения (4) следует, что при определенном радиусе инструмента наибольшее влияние на шероховатость выглаженной поверхности оказывает исходная шероховатость, получаемая после точения с различными подачами. Если при тонком точении ($s_T = 0,06$ мм/об) образуется шероховатость 7-го класса, то после выглаживания – 9...10-го класса, т.е. шероховатость поверхности уменьшается на 2...3 класса.

Из табл. 1 видно, что наименьшая шероховатость поверхности получается при максимальном усилии, минимальной подаче и минимальной исходной шероховатости, а также при малом радиусе инструмента. Для этих условий (опыт 2) была записана профилограмма поверхности (рис. 2,б). На рис. 2,а показана профилограмма исходной поверхности (после тонкого точения). При увеличении радиуса инструмента площадь контакта между инструментом и обрабатываемой поверхностью увеличивается, что вызывает уменьшение удельного давления на поверхности. Эффект выглаживания при этом уменьшается, что вызывает повышение шероховатости.

На рис. 1 показано влияние подачи при тонком точении и выглаживании на шероховатость выглаженной поверхности, на рис. 3 – влияние усилия выглаживания P_y на шероховатость и микротвердость поверхности. С уменьшением подачи s_B и увеличением усилия шероховатость поверхности уменьшается. С

увеличением усилия происходит повышение микротвердости (рис. 3, кривая 2), дальнейшее увеличение усилия выше какого-то предельного значения ведет к уменьшению микротвердости, что связано с перенаклепом (рис. 3, кривая 2'). Для данных условий обработки при радиусе инструмента $R = 2,5$ мм оптимальное усилие $P_{y \text{ опт}} = 440$ Н (45 кгс). При таком значении усилия микротвердость поверхности повышается в среднем на 30% по отношению к исходной микротвердости.

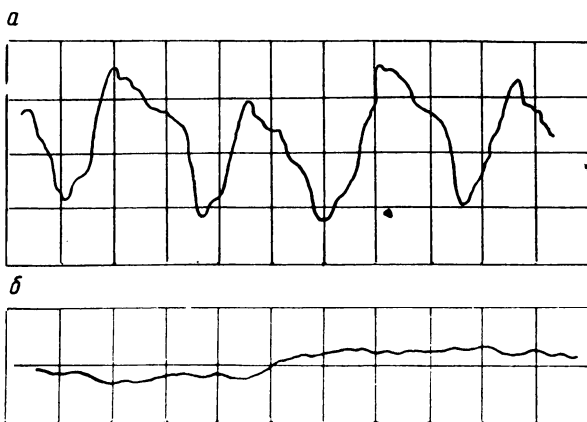


Рис. 2. Профилограмма поверхностей, обработанных тонким точением (а) и алмазным выглаживанием (б) при условиях опыта 2 (вертикальное увеличение $\times 10\ 000$; горизонтальное увеличение $\times 400$).

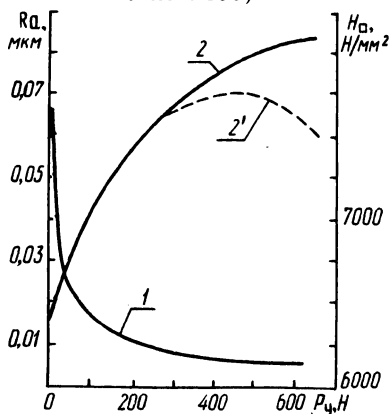


Рис. 3. Зависимость шероховатости выглаженной поверхности (кривая 1) и микротвердости (кривая 2 — расчетная, кривая 2' — истинная) от усилия выглаживания: $s_T = 0,01$ мм/рад (0,06 мм/об); $s_B = 0,005$ мм/рад (0,03 мм/об); $R = 2,5$ мм.

Пористость обрабатываемого материала оказывает заметное влияние на стойкость выглаживателя. При прохождении инструментом пор возникают микроудары, повторяющиеся несколько

раз в некоторые доли секунды. В связи с этим износ алмазного инструмента по сравнению с обработкой компактных материалов происходит значительно интенсивнее.

Л и т е р а т у р а

1. Торбило В.М. Алмазное выглаживание. М., 1972.
2. Адлер Ю.П. и др. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. М., 1976.

УДК 621.791.92

А.А.Сакович, В.В.Бабук

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОЙ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ТЕМПЕРАТУРУ НАГРЕВА ОБРАЗЦОВ ПРИ ТРЕНИИ

Важнейшим показателем при исследовании износостойкости является температурное состояние трущихся поверхностей. Повышение температуры в зоне трения вследствие преобразования механической работы в тепловую изменяет характер взаимодействующих поверхностей, приводит к образованию или разрушению окисных пленок, химических соединений масляных пленок и, следовательно, до некоторой степени характеризует процесс изнашивания, а также существенно влияет на интенсивность износа.

В процессе трения даже незначительное изменение температуры оказывает влияние на диффузионные процессы, происходящие в зоне трения, так как коэффициент диффузии зависит от температуры, входящей в показатель степени.

В работе [1] было выявлено влияние температурного градиента на превращения в металлах, в работе [2] – применительно к трению. Температура трения обычно рассчитывается по формулам Н.Блока [3], Д.К.Егера [4]. Однако сопоставления расчетного значения температуры с экспериментальным положительных результатов не дали. Методика расчета предусматривает использование некоторых опытных данных, получение которых представляет значительные трудности.

В настоящее время неизвестно, какая часть контактирующих поверхностей при трении представляет собой чистый металл и какая покрыта окислами. Кроме того, теплота выделяется в небольших контактных поверхностях и в связи с их малым раз-

мером представляет собой значительное тепловое сопротивление. Г.М.Заморуев [5] указывает, что в зоне трения возникают большие значения температуры. Измерение температуры тонких поверхностных слоев при трении затруднено в связи с отсутствием точных методов измерения. Существующие методы (искусственные и естественные термопары) позволяют определять температуры на сравнительно большом расстоянии от поверхности или средние температуры на поверхностях трения. Тем не менее исследование этого вопроса даже приближенными методами дает возможность судить о происходящих процессах в местах контактов.

Экспериментальные исследования температуры, возникающей при трении, проводились одновременно с исследованием износостойкости образцов на машине трения типа МФТ-1 при обильной смазке в условиях торцевого трения методом искусственной термопары. Для исследования износостойкости применялись образцы размером 4 x 4 x 10 мм из следующих материалов: сталь 45 твердостью НРС 45...48, наплавка порошковой проволокой ПП 3Х2В8, наплавка порошковой проволокой ПП 3Х2В8 с закалкой до твердости НРС 55...58, наплавка порошковой проволокой ПП 3Х2В8 с упрочнением поверхностной высокотемпературной термомеханической обработкой (ПВ ТМО).

Медь - константановая термопара приваривалась в двух точках на боковых поверхностях образцов на расстоянии 0,4 ... 0,5 мм от поверхности трения. Приварка электродов производилась на машине точечной конденсаторной сварки ТКМ-7, и расстояние между электродами составляло 1,5...2 мм.

Свободные концы спая термопары соединялись с отводными проводниками и помещались вне испытательной машины. Термопары были предварительно протарированы по ртутному термометру. Изменение термоэдс, возникающих в термопаре при нагреве образцов в процессе трения и при тарировке термопар, производилось милливольтметром типа М95 (кл. 1,0) с делителем напряжения типа Р4 (кл. 0,2). Температура нагрева образцов исследовалась при скорости скольжения 2,36 м/с и давлении от 4,9 до 29,4 МПа.

Запись показаний милливольтметра производилась после установившегося режима трения. При каждом опыте производилось двух-трехкратное измерение термоэдс. Для получения средней величины измерения при различных давлениях производилось в общей сложности 12...13 измерений на 6 образцах. Температура масляной ванны практически оставалась постоянной

Т а б л и ц а 1

Материал трущейся пары	Температура нагрева образцов, °К, при давлении, МПа					
	49	9,8	14,7	19,6	24,5	29,4
Сталь 45 – чугуи	311	319	328	361	419	479
Наплавка порошковой проволокой ПП 3х2В8 - чугуи	305	311	319	348	397	455
Наплавка порошковой проволокой + закалка – чугуи	294	299	305	330	369	413
Наплавка порошковой проволокой + ПВ ТМО – чугуи	286	291	297	311	333	354

(285...288° К). Это обеспечивалось интенсивным охлаждением смазки водой. Результаты исследований даны в табл. 1.

Как видно, с увеличением давления при трении температура образцов повышается. Более интенсивный рост температуры наблюдается у образцов из стали 45, наплавленных без закалки и закаленных. Образцы, упрочненные ПВ ТМО, во всех случаях имеют меньшую температуру, что можно объяснить уменьшением работы трения и увеличением износостойкости, являющихся следствием ПВ ТМО.

Л и т е р а т у р а

1. Одинг И.А. Теоретическая диффузия в металлах. – ДАН СССР, 1952, т. 86, № 1. 2. Чернышев В.В. Перераспределение углерода в стальных поверхностях трения. – В сб.: Трение и износ в машинах. М., 1953, вып. 7. 3. Block N. General diskussion on lubricaton and lubricants. – Inst. mech. Eng. of London, 1937, IV. 4. Егер Д.К. Движущийся источник тепла. – Прикладная механика и машиностроение, 1952, № 6. 5. Заморюев Г.М. Отклик на статью Е.В.Пальмова "Температурный режим волокон при скоростном волочении". – Сталь, 1952, № 8.

УДК 620.128.16

Н.В.Спиридонов, В.С.Ивашко, В.Х.Галюк

ОБ ИЗНАШИВАНИИ ХРОМОНИКЕЛЕВЫХ ПОКРЫТИЙ В НЕКОТОРЫХ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКИХ СРЕДАХ

Для исследования характера изнашивания хромоникелевых покрытий в химически активных средах были отобраны сплавы

на основе никеля и хрома (ПГ-Ср2, ПГ-Ср3, ПГ-Ср4, СНГН, ВСНГН), покрытия из которых наносились газотермической металллизацией. Для сравнения результатов испытаний была взята сталь 40Х13, широко применяемая в химическом машиностроении.

Исследование изнашивания указанных материалов проводилось на установке торцового трения при следующих режимах: $P = 5,5 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$, $v_{\text{ск}} = 8 \text{ м/с}$; $T = 293^\circ \text{ К}$.

Для определения влияния химической среды на интенсивность изнашивания материалов и установления соотношения коррозионного и механического факторов в процессе изнашивания использовались равные по вязкости и различные по химической активности среды: керосин, где исключался коррозионный фактор, 5%-ные растворы едкого натра и уксусной кислоты.

Повышение химической активности сред вело к перестройке сплавов в ряду износостойкости (рис. 1). Так, если износостойкость сплавов в химически нейтральной среде – керосине – определялась преимущественно их твердостью, то в химически активных средах – коррозионной стойкостью. Интенсивность износа сплава ПГ-Ср2 (наиболее коррозионностойкого) была в 5 ... 7 раз ниже, чем сплава ВСНГН (наименее коррозионностойкого).

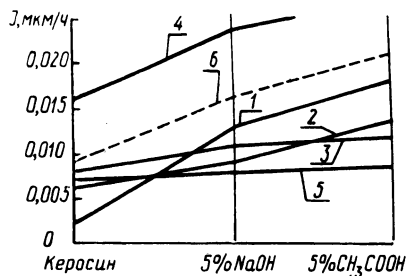
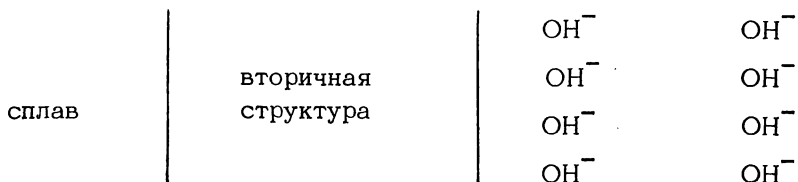


Рис. 1. Влияние химической активности сред на интенсивность изнашивания хромоникелевых самофлюсующихся сплавов: 1 – сплав ВСНГН; 2 – сплав СНГН; 3 – сплав ПГ-Ср4; 4 – сплав ПГ-Ср3; 5 – сплав ПГ-Ср2; 6 – сталь 40Х13.

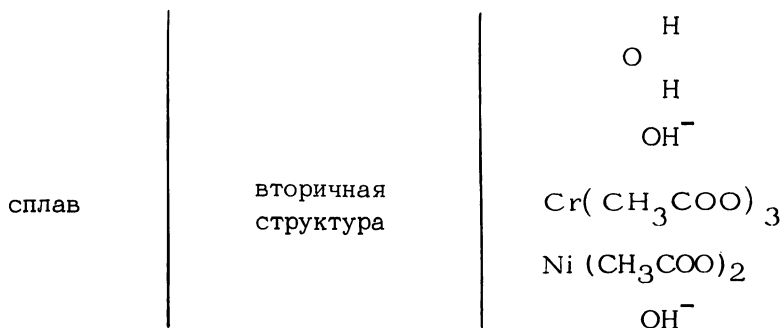
В химически активных средах сплавы по износостойкости располагались таким же образом, как и по коррозионной стойкости. Это подтверждает преобладающее влияние электрохимических процессов, протекающих на границе сплав – электролит, в результате которых на поверхностях трения образуются защитные структуры, имеющие различный состав и прочностные свойства в зависимости от характера среды и материала [1].

Образующиеся в растворах едкого натра на поверхности сплавов вторичные структуры представляют собой преимущественно окислы NiO , Cr_2O_3 , NiCr_2O_4 , а также $\text{Ni}(\text{OH})_2$ и $\text{Cr}(\text{OH})_3$, содержание которых уменьшается с повышением

концентрации раствора. Поверхность сплава на границе с раствором NaOH можно представить следующим образом:



Вторичные структуры в растворах уксусной кислоты состоят из окислов и гидроокисей NiO, Cr₂O₃, Ni(OH)₂, Cr(OH)₃. Кроме того, ионы CH₃COO⁻ образуют растворимые соединения Ni(CH₃COO)₂ и Cr(CH₃COO)₃, способствующие увеличению коррозионного фактора при изнашивании сплавов в этой среде. Граница сплав-раствор CH₃COOH представляет следующее:



При трении в растворах CH₃COOH величина износа сплавов была выше в 1,5...2 раза, чем в растворах NaOH. Это объясняется тем, что в растворах NaOH за счет преобладания ионов OH⁻ на поверхности образуется преимущественно окисный слой, имеющий, как правило, более защитные и прочностные свойства, чем гидроокисные соединения.

В результате исследования микротвердости и микроструктуры поверхностного слоя образцов, подвергнутых изнашиванию в растворах NaOH и CH₃COOH при указанных режимах испытаний, изменения микротвердости и микроструктуры по глубине поверхностного слоя обнаружено не было. Это указывает на то, что износ исследуемых сплавов в указанных электролитах в пределах изучаемых режимов испытаний происходит за счет износа вторичных структур.

Величина износа сплавов в этих средах зависит от защитных и прочностных характеристик вторичных структур, а также от

скорости их изнашивания и воспроизводства. Эти свойства в свою очередь определяются физико-химическими характеристиками сплавов.

В обеих средах на поверхности сплавов, имеющих более гомогенную и мелкодисперсную структуру (сплавы ПГ-Ср₂, ПГ-Ср₄), возникают прочносвязанные со сплавами защитные пленки, обладающие большим сопротивлением сдвигу и разрушающиеся при большем числе циклов передеформирования, чем на сплавах, имеющих крупнодисперсную структуру, а следовательно, и более толстые, рыхлые защитные структуры (ВСНГН, ПГ-Ср₃).

В работе установлено эмпирическое соотношение коррозионного и механического факторов в процессе коррозионно-механического изнашивания сплавов в растворах электролитов NaOH и CH₃COOH. Оно выражается зависимостями: для растворов NaOH $V_{KM} = 540,53 V + 0,828 V - 0,138$; для растворов CH₃COOH $V_{KM} = 50,478 V_K + 0,320 V_M + 0,0618$.

Данные зависимости характеризуют процесс коррозионно-механического изнашивания сплавов при следующих режимах: $T = 293...363^{\circ}K$; $P_{уд} = 2,5 \cdot 10^6...8,5 \cdot 10^6$ Н/м²; $v_{ск} = 4...12$ м/с.

Из установленных зависимостей видно, что преобладающим видом разрушения при коррозионно-механическом изнашивании хромоникелевых покрытий является коррозионный.

Л и т е р а т у р а

1. Спиридонов Н.В. и др. Электрохимическое поведение и характер разрушения твердых самофлюсующихся сплавов в растворах едкого натра и уксусной кислоты. - Весті АН БССР, 1975, № 1.

УДК 621.883.531.7

И.Л. Баршай

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОГО УПРОЧНЕНИЯ НА ПОГРЕШНОСТИ ФОРМЫ ОТВЕРСТИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Химико-термическое упрочнение, применяемое для большинства зубчатых колес в автотракторостроении, приводит к снижению точности зубчатого венца. Кроме этого, после упрочнения возникают значительные погрешности формы отверстия колес. Однако вопрос влияния химико-термического упрочнения

на погрешности формы отверстия зубчатых колес до настоящего времени изучен еще недостаточно.

Целью данного исследования являлось определение влияния химико-термического упрочнения на погрешности формы отверстия (конусность и овальность) зубчатых колес из стали 25ХГТ.

В работе использованы данные [1], а также собранные автором на различных предприятиях автомобильной и тракторной промышленности статистические материалы о наиболее применяемых конструктивных типах зубчатых колес. Результаты анализа позволили сделать вывод о том, что в указанных отраслях машиностроения наиболее применяемы прямозубые цилиндрические зубчатые колеса диаметром $D_e = 130 \dots 160$ мм модулем $m = 4 \dots 6$ мм, изготавливаемые из хромомарганцевых сталей с титаном (18ХГТ, 25ХГТ и 30ХГТ). Объекты исследования представлены на рис. 1, а их параметры в табл. 1. Выбор материала колес обусловлен тем, что сталь 25ХГТ применяется для изготовления зубчатых колес модулем до 6 мм и занимает промежуточное место в указанной группе сталей по химическому составу и физико-механическим свойствам (ГОСТ 4543-71).

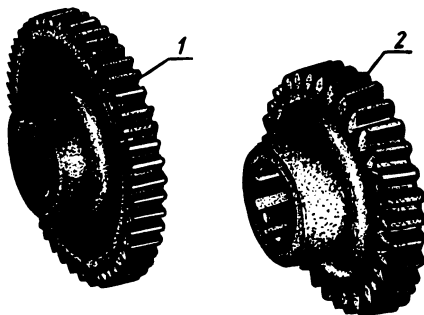


Рис. 1. Объекты исследования.

Т а б л и ц а 1. Параметры объектов исследования

Зубчатое колесо (рис. 1)	Конструктивные и размерные						
	венца			отверстия			
	D_e , мм	z	m , мм	z	m_1 , мм	d_H , мм	d_B , мм
1	160	48	4	12	3,5	60	53
2	157	32	5	6	—	60	52

Для уменьшения влияния исходной структуры материала колес на величину деформации при химико-термическом упрочнении штамповки были изготовлены из одного прутка. Механическая обработка отверстия зубчатого колеса включала зенкерование и протягивание шлицев. Химико-термическое упрочнение (цементация в безмуфельном агрегате) партий зубчатых колес обоих типоразмеров проводилась в одной "садке". Это обеспечило идентичность условий упрочнения всех колес, входящих в каждую партию. Размер последней для каждого из исследуемых типоразмеров определялся по методике [2] и был равен 50 штукам.

Измерение наружного диаметра (d_n) шлицевого отверстия проводилось до и после химико-термического упрочнения с помощью нутромера с индикатором часового типа с ценой деления 0,01 мм. Размер отверстия определялся в двух сечениях по высоте и двух взаимно перпендикулярных сечениях в среднем по высоте сечения.

Результаты измерений были подвергнуты статистической обработке. В частности, была выдвинута гипотеза нормальности распределения исследуемых погрешностей формы отверстия до и после химико-термического упрочнения. Проверка этой гипотезы осуществлялась на основе расчета критерия К.Пирсона (χ^2). Результаты проверки подтвердили правомерность выдвинутой гипотезы. Графическое изображение интегральных кривых рассеивания конусности и овальности шлицевого отверстия колеса 2 до и после химико-термического упрочнения представлены на рис. 2 и 3 (математическое ожидание ($M[\Delta]$) и дисперсия ($\sigma^2[\Delta]$) со знаком ($'$) относятся к их значениям, полученным после упрочнения; то же, но без знака ($'$) - до упрочнения; вероятность от χ^2 обозначена $P(\chi^2)$). Для зубчатого колеса 1 кривые рассеивания аналогичны.

Сравнение математических ожиданий значений конусности и овальности до и после химико-термического упрочнения, выполненное по методике [2], свидетельствует о статистическом влиянии последнего на величину погрешностей формы. Результаты расчетов сведены в табл. 2. Эти результаты указывают на необходимость учета и борьбы с возможными погрешностями формы шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес при химико-термическом упрочнении.

Твердость поверхностного слоя ($h=0,9...1,3$ мм) колес после упрочнения достигает HRC 56...63. Исправление погрешностей отверстий зубчатых колес, имеющих такую твердость, путем механической обработки чрезвычайно трудоемко. Существ-

вующие методы уменьшения и стабилизации погрешностей, вносимых химико-термическим упрочнением, недостаточно эффективны. В связи с этим целесообразно исследовать технологическую наследственность погрешностей формы отверстия колес при химико-термическом упрочнении. Это дает возможность опреде-

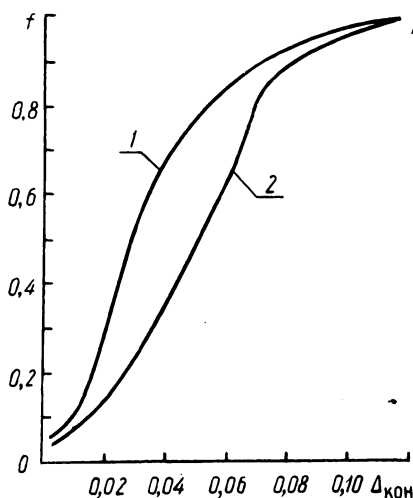


Рис. 2. Кривые рассеивания конусообразности отверстия ($\Delta_{\text{кон}}$) до (кривая 1) и после (кривая 2) химико-термического упрочнения: для кривой 1 $M[\Delta_{\text{кон}}] = 0,037$ мм; $\sigma^2[\Delta_{\text{кон}}] = 0,0265$ мм²; для кривой 2 $M[\Delta_{\text{кон}}] = 0,054$; $\sigma^2[\Delta_{\text{кон}}] \approx 0,0245$.

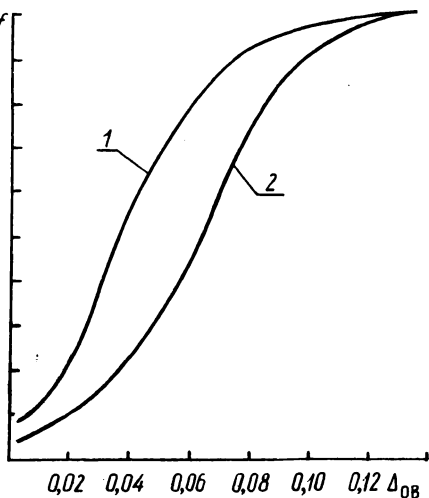


Рис. 3. Кривые рассеивания овальности отверстия ($\Delta_{\text{ов}}$) до и после химико-термического упрочнения: для кривой 1 $M[\Delta_{\text{ов}}] = 0,047$; $\sigma^2[\Delta_{\text{ов}}] = 0,0009$; для кривой 2 $M[\Delta_{\text{ов}}] = 0,070$; $\sigma^2[\Delta_{\text{ов}}] = 0,0011$.

Т а б л и ц а 2. Сравнение математических ожиданий погрешностей формы отверстия

Зубчатое колесо	Погрешность формы	Матем. ожидание		$t_{\text{расч}}$	$t_{0,95}^{\text{табл}}$
		до ХТУ	после ХТУ		
1	овальность	0,038	0,055	2,93	2,01
	конусообразность	0,035	0,051	2,39	
2	овальность	0,047	0,070	3,65	
	конусообразность	0,037	0,054	3,33	

лечь прогнозирующие зависимости изменения последних. В свою очередь знание прогнозирующих зависимостей позволит учитывать погрешности формы отверстия упрочненных колес на стадии механической обработки, тем самым уменьшить брак после химико-термического упрочнения.

Л и т е р а т у р а

1. Громан Н.Б. и др. Основы нормализации зубчатых колес. М., 1961. 2. Румшинский Л.З. Математическая обработка результатов эксперимента. М., 1971.

УДК 621.923

Н.П.Гайдукевич, Г.С.Соколовский

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ВНУТРЕННИХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, УПРОЧНЕННЫХ ТВЕРДЫМ САМОФЛЮСУЮЩИМСЯ СПЛАВОМ

Применение твердых самофлюсующихся сплавов для упрочнения быстроизнашивающихся поверхностей деталей машин позволило повысить срок службы деталей, работающих в условиях повышенного износа, в 3...5 раз и более.

В настоящее время разработаны различные методы нанесения износостойких покрытий из твердых самофлюсующихся сплавов для упрочнения восстановления быстроизнашивающихся деталей машин. Однако до сих пор полностью не решен вопрос их механической обработки. Указанные сплавы относятся к классу труднообрабатываемых материалов и достичь требуемых размеров традиционными методами (точение), как правило, невозможно.

В последние годы находит широкое применение алмазное хонингование вместо шлифования или тонкого растачивания. Данный способ обработки обеспечивает получение не только высокого класса шероховатости, но и высокую точность геометрических форм обработанной поверхности. Алмазное хонингование применяется в большинстве случаев для отделки внутренних цилиндрических поверхностей после их термической или химико-термической обработки вместо шлифования.

Авторами исследовалась обрабатываемость хонингованием упрочненных твердым самофлюсующимся сплавом ПП-СР4 внутренних поверхностей гильз блока цилиндров. Эксперименты проводились с целью установить возможность применения для об-

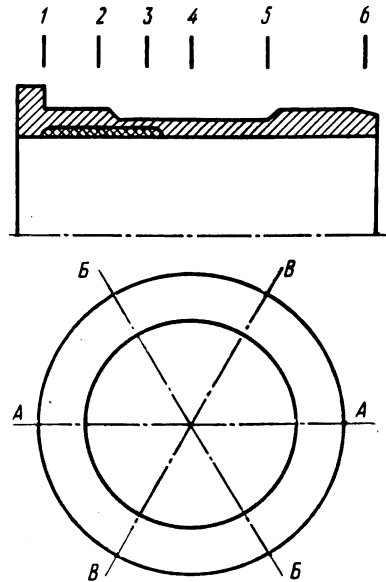


Рис. 1. Выбор сечений для измерения геометрической точности обработанных гильз.

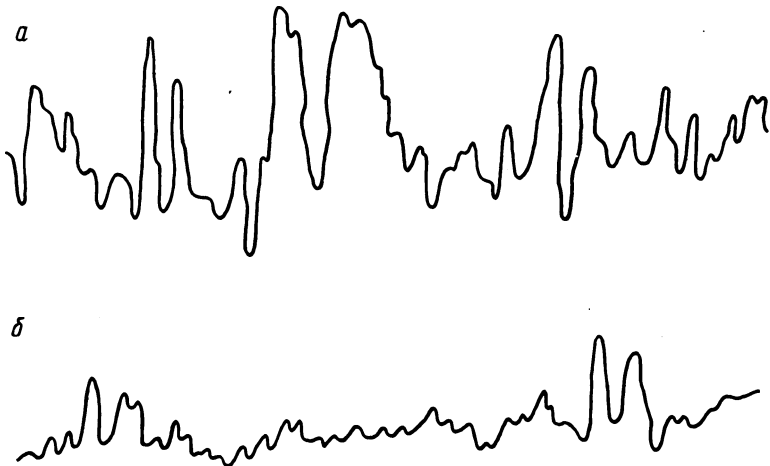


Рис. 2. Сравнительная шероховатость внутренней поверхности гильз: а — серийной; б — упрочненной.

работки упрочненных поверхностей хонингования крупнозернистыми алмазными брусками вместо метода алмазного растачивания, который не обеспечивает требуемой эффективности процесса обработки. Кроме того, ставилась задача изучить шероховатость и точность геометрических форм упрочненной поверхности.

Исследования проводились на хонинговальном станке модели ЗМ83. Полное снятие всего припуска на внутреннюю поверхность с обеспечением требуемой шероховатости поверхности осуществлялось за четыре операции. На первой операции вместо алмазной расточки гильзы хонинговались крупнозернистыми алмазными брусками марки АСК500/400 100МП4. Характеристика алмазных брусков на следующих трех операциях существенно не отличалась от характеристики брусков, применяемых в серийном производстве. Так, на второй операции применялись бруски марки АСВ250/200 100МП4, на третьей - АСВ125/100 100МП4, на четвертой - АСО80/63 50Р10/Р9.

Измерение геометрической точности обработанной поверхности (рис. 1) проводилось в трех продольных (А-А, В-В, Б-Б) сечениях и в шести поперечных (1-6). Поперечные сечения выбирались таким образом, чтобы обеспечивался контроль точности не только в основном металле и наплавочном слое, но и в зоне, переходной от чугуна к сплаву. Измерения показали, что геометрическая точность упрочненных гильз после операции чистового хонингования точно такая же, как и точность обычных неупрочненных гильз, и соответствует всем техническим требованиям.

Сравнительная шероховатость внутренней поверхности наплавленных и серийных гильз приведена на рис. 2. Как видно, высота микронеровностей упрочненной поверхности значительно ниже. Производительность обработки при черновом хонинговании алмазными крупнозернистыми брусками составляет 0,10...0,15 мм снятого слоя сплава ПГ-СР4 на диаметр за 1 мин. Если принять, что на первую операцию припуск равен 0,6 мм на диаметр, то общее машинное время на этой операции не превысит 5 мин. Такая высокая производительность процесса чернового хонингования обеспечивает исключение операции алмазной расточки. На последующих операциях производительность обработки упрочненных гильз мало отличается от производительности обработки серийных гильз.

Н.П.Гайдукевич, Г.С.Соколовский, Ю.Ю.Ярмак

ИССЛЕДОВАНИЕ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ ИЗНОСОСТОЙКОГО
СПЛАВА ПГ-СР4 ШЛИФОВАНИЕМ

В последние годы для изготовления деталей машин все более широкое применение находят материалы, обладающие высокой твердостью и износостойкостью. К ним относятся и самофлюсующиеся твердые сплавы типа Ni - Cr - В - Si , которыми упрочняются детали машин с использованием различных методов напыления и наплавки.

В предлагаемой работе рассматриваются вопросы обработки твердого самофлюсующегося сплава ПГ-СР4 при круглом наружном шлифовании. В качестве шлифовального инструмента использовались абразивные круги из карбида кремния зеленого и электрокорунда белого на керамической связке. Эти абразивные материалы отличаются невысокой стоимостью и получили широкое распространение в производственной практике.

Были приняты следующие режимы шлифования $n_{дет} = 280$ об/мин, $v_{кр} = 30...35$ м/с, $s = 2,5$ м/мин. Обработка велась с охлаждением 5%-ным ^{прод}раствором эмульсола в воде.

В результате исследований было установлено, что работоспособность шлифовального круга в значительной мере зависит от его твердости и зернистости. При высокой твердости (С2, СТ1 и выше) не происходит самозатачивания круга, а острые кромки абразивных зерен быстро затупляются и процесс резания прекращается. Очень мягкие круги (М2) по производительности шлифования значительно лучше твердых, но они интенсивно изнашиваются. Оптимальными можно считать круги твердости СМ1. Точечные диаграммы съема металла и износа круга за 1 мин приведены на рис. 1., 2. В зависимости от размера зерна наиболее работоспособными являются круги зернистостью 40 (25).

Из рис. 3 видно, что с увеличением поперечной подачи объем снятого слоя сплава в единицу времени возрастает, т.е. чем больше подача, тем выше производительность обработки. Вместе с увеличением производительности обработки при увеличении поперечной подачи возрастает и износ шлифовального круга.

Удельная производительность шлифования в зависимости от поперечной подачи изображена на рис. 3 (кривые $Q/q = f(s_{поп})$).

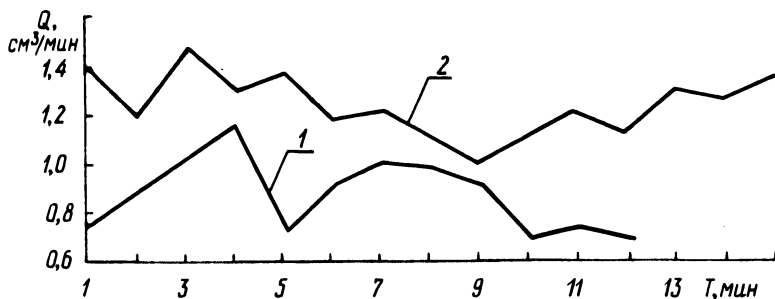


Рис. 1. Изменение съема Q сплава ПГ-СР4 в зависимости от времени обработки при круглом наружном шлифовании с $s_{\text{поп}} = 0,10$ мм/ход: 1 — материал круга 24A40CM1K; 2 — материал круга 63C40CM1K.

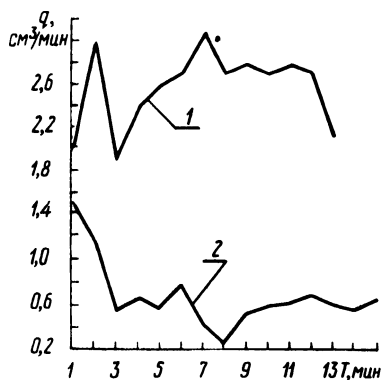


Рис. 2. Изменение износа q круга в зависимости от времени обработки сплава ПГ-СР4 при круглом наружном шлифовании с $s_{\text{поп}} = 0,10$ мм/ход. Обозначения такие же, как на рис. 1.

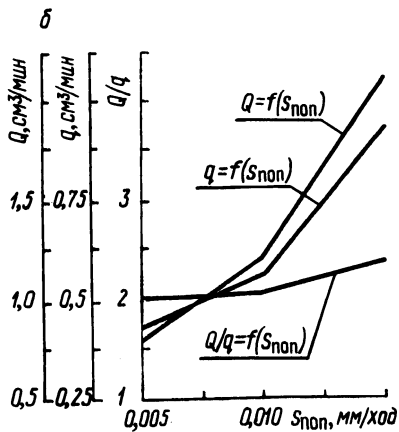
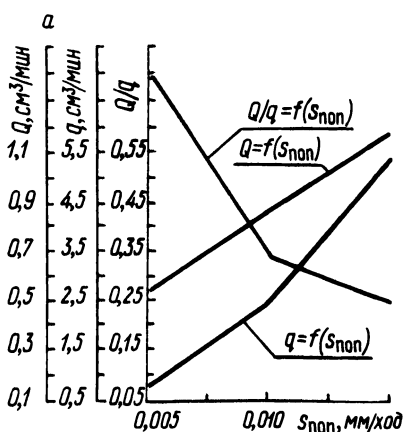


Рис. 3. Зависимость съема сплава Q , износа круга q и удельной производительности Q/q от поперечной подачи при круглом наружном шлифовании сплава ПГ-СР4.

Как видно из рис. 1...3, круги из карбида кремния зеленого более работоспособны, чем круги из электрокорунда белого. Для кругов 63С40СМ1К с увеличением поперечной подачи происходит возрастание удельной производительности обработки, тогда как для кругов 24А40СМ1К наблюдается, наоборот, ее уменьшение.

Шероховатость обработанной поверхности изменяется незначительно. Если учесть, что требуемую шероховатость поверхности относительно легко можно обеспечить введением нескольких проходов выхаживания, то становится ясно, что для обеспечения высокой производительности и повышения удельной производительности шлифование сплава ПГ-СР4 следует вести с высокими подачами. Можно сказать, что наибольший эффект по производительности будет получен на режимах шлифования с высокими $s_{\text{поп}}$ кругами из карбида кремния зеленого.

УДК 621.81.004.67

Е.Н.Сташевская, М.А.Кардаполова

МЕТАЛЛОГРАФИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПОКРЫТИЙ ПОСЛЕ ИСПЫТАНИЙ НА ТРЕНИЕ

Покрyтия из различных материалов, полученные плазменным напылением, применяются для увеличения износостойкости деталей машин, работающих в различных условиях. При этом изучение физико-химических и механических процессов, происходящих в поверхностных слоях трущихся пар, представляет собой определенный интерес.

Для определения влияния внешних факторов (температуры окружающей среды, скорости скольжения и удельного давления) на величину износа плазменных покрытий и качественные превращения в них были проведены лабораторные испытания. С помощью модернизированной установки МИ-1М исследовались самофлюсующиеся твердые сплавы на никелевой основе при трении без смазки (интервалы скоростей скольжения 0,5...2,0 м/с, температура окружающей среды 473...873^oК, удельное давление 0,4...4 МН/м²). Исследуемые материалы (сплавы ПГ-СР2 и ПГ-СР4) наносились на чугунную основу методом плазменного напыления с последующим оплавлением газопламенной горелкой. Материал подвижного образца (контртела) - твердый сплав ВК8, наружный диаметр образца 40 мм, высота 5 мм. Размеры исследуемого образца (неподвижного) - 5 x 5 x 15 мм. Из-

нос образцов из исследуемых материалов определялся линейным методом.

При исследовании износостойкости покрытий использовали математическое планирование эксперимента. В результате выведены эмпирические зависимости:

для сплава ПГ-СР4

$$y = 341,096 + 198,693x_1 + 218,074x_2 + 203,462x_3 + \\ + 117,500x_1x_2 + 119,400x_1x_3 + 123,400x_2x_3 + 75,812x_1x_2x_3 + \\ + 102,170x_1^2 - 6,978x_2^2 + 10,377x_3^2 + 32,703x_1^3 - 3,463x_2^3 - \\ - 3,973x_3^3 ;$$

для сплава ПГ-СР2

$$y = 804,75 + 365,75x_1 + 351,75x_2 + 337,25x_3 + 19,75x_1x_2 + \\ + 159,75x_1x_3 + 163,75x_2x_3 ,$$

где y - износ сплава; x_1 - температура окружающей среды; x_2 - скорость скольжения; x_3 - удельное давление. Факторы x_1, x_2, x_3 в уравнениях представлены в кодированном виде.

Режимы испытаний оказывают влияние на износ покрытий: с увеличением температуры, скорости скольжения и удельного давления износ сплавов возрастает.

Для выявления качественных превращений, происшедших на поверхности в процессе трения, исследовались микротвердость и микроструктура всех испытанных образцов. Анализ структур покрытий, испытанных при различных режимах, производился с учетом исходной структуры сплавов и структуры сплавов, прошедших термическую обработку. Термическая обработка заключалась в нагреве до заданной температуры, выдержке при этой температуре в течение 300 мин, охлаждении на воздухе.

Исследование микротвердости сплавов производилось с помощью прибора ПМТ-3 вдоль поверхности трения на расстоянии 0,05...0,10 мм от края через 0,10 мм и перпендикулярно поверхности трения через 0,05 мм. Нагрузка на индентор составляла 100 Г. Подготовка образцов к металлографическим исследованиям выполнялась по общеизвестной методике.

Расшифровка составляющих структуры самофлюсующихся сплавов по микротвердости очень сложна, так как микротвердость ряда кристаллов незначительной величины измерить труд-

но. Поэтому не удается полностью расшифровать микроструктуру сплавов.

Сплав ПГ-СР4 в исходном состоянии имеет крупнозернистую структуру и состоит из твердого раствора на основе никеля с микротвердостью $4110...4150 \text{ МН/м}^2$, сложной эвтектики с микротвердостью $5400...8500 \text{ МН/м}^2$ и первичных кристаллов с микротвердостью 16450 МН/м^2 . Поры практически не наблюдаются. Структура и микротвердость сплава, подвергнутого термической обработке (нагрев в печи до температур $473; 793; 873; 1073^\circ \text{К}$), по сравнению с исходной структурой практически не изменяются.

Исследование микроструктуры сплава ПГ-СР4 показало, что с увеличением температуры испытаний при трении структура сплава в основном укрупняется, а микротвердость снижается. Например, при температуре испытаний 473°К сплав ПГ-СР4 имеет мелкозернистую структуру, микротвердость которой $5900...7830 \text{ МН/м}^2$, а при 873°К структура укрупняется, микротвердость снижается до $3700...6370 \text{ МН/м}^2$ (испытания проводились при скорости скольжения $1,25 \text{ м/с}$, удельном давлении $2,2 \text{ МН/м}^2$). Микроструктура и микротвердость сплава изменяются также с увеличением скорости скольжения и удельного давления. Например, сплав, испытанный при скорости скольжения $0,5 \text{ м/с}$, удельном давлении $2,2 \text{ МН/м}^2$, температуре 673°К , имеет мелкозернистую структуру, микротвердость которой $5400...7330 \text{ МН/м}^2$, а при скорости $2,0 \text{ м/с}$ - крупнозернистую структуру с микротвердостью $3240...6830 \text{ МН/м}^2$. Сплав, испытанный при удельном давлении $0,4 \text{ МН/м}^2$, имеет микротвердость $3700...7260 \text{ МН/м}^2$, а при удельном давлении 4 МН/м^2 - $5150...6320 \text{ МН/м}^2$ (испытания проводились при температуре 673°К , скорости скольжения $1,25 \text{ м/с}$).

При рассмотрении структуры сплава ПГ-СР4 в оптический микроскоп ($\times 450$) на поверхности трения пленки окислов не обнаружены.

Структура наплавленного сплава ПГ-СР2 состоит из твердого раствора на основе никеля, микротвердость которого $2700...3520 \text{ МН/м}^2$, и сложной эвтектики с микротвердостью $5400...7500 \text{ МН/м}^2$ [1]. Исследуемый сплав ПГ-СР2 в исходном состоянии имеет мелкозернистую структуру преимущественно без пор с микротвердостью $5400...7830 \text{ МН/м}^2$. При термической обработке (нагрев до $473; 553; 673; 793; 873; 1073^\circ \text{К}$) микротвердость и структура сплава не изменяются. Сплав в процессе всех испытаний на трение приобретает крупнозернистую

тую структуру, микротвердость которой 2450...4900 МН/м². В структуре сплава наблюдается большое количество крупных и мелких пор. Пленки окислов на поверхности трения не обнаружены.

В данных условиях в процессе трения трущиеся поверхности испытывают пластические деформации. Температура окружающей среды и температура, возникающая на поверхности трения, также способствуют развитию пластических деформаций, тепловых напряжений. При пластическом деформировании на поверхности трения образуются ювенильные участки сплава, происходит сближение контактирующих поверхностей и возникновение металлических связей. Тепловые напряжения могут появляться из-за различия температурного градиента, а также при нагревании материала, в состав которого входит несколько составляющих с различными коэффициентами термического расширения. В результате в процессе трения покрытия из самофлюсующихся твердых сплавов ПГ-СР4 и ПГ-СР2 испытывают качественные изменения.

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.

УДК 621.793

В.С.Ивашко, Н.В.Спирidonов, В.Х.Галюк, Г.М.Яковлев

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ СКОРОСТИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ПЛАЗМЕННОЙ ГОРЕЛКИ

Основное влияние на качество напыленного слоя оказывает прочность сцепления напыленных частиц с основой детали. Для увеличения прочности сцепления необходимо, чтобы большее количество частиц приварилось к основе. Согласно [1], размер зоны сплавления частиц за один проход плазменной горелки приблизительно равен 2σ (σ - среднее отклонение кривой нормального распределения Гаусса). Следовательно, скорость перемещения горелки должна быть выбрана при условии нанесения равномерного слоя в пределах зоны сплавления.

Рассмотрим более подробно условия нанесения такого слоя. Количество частиц, приварившихся к основе детали

$$n = \frac{Q k t}{\frac{4}{3} \pi r^3 \gamma} \quad (1)$$

где Q – секундный расход порошка; k – коэффициент использо-
вания материала; t – время; r – радиус напыляемых частиц;
 γ – плотность напыляемого материала.

Тогда плотность частиц в зоне сплавления F равна

$$\rho = \frac{\alpha Q k t}{\frac{4}{3} \pi r^3 \gamma F}, \quad (2)$$

где α – коэффициент, учитывающий количество частиц в зоне
сплавления (если диаметр зоны сплавления 2σ , то $\alpha=0,68$);

$$F = \pi \sigma^2. \quad (3)$$

Согласно условию максимальной прочности сцепления каждая
частица должна привариваться к определенному участку площа-
ди детали. При напылении самофлюсующихся сплавов повышен-
ной грануляции частицы находятся в нагретом состоянии и их
диаметр после напыления приблизительно равен диаметру части-
цы напыляемого материала d .

Скорость перемещения плазменной горелки при однослойном
покрытии равна

$$v = \frac{2\sigma}{t}, \quad (4)$$

Находим из уравнения (4) t и подставляем его и F из вы-
ражения (3) в формулу (2), которая после упрощения принима-
ет вид

$$\rho = \frac{3\alpha Q k}{2\pi^2 r^3 \gamma \sigma v}. \quad (5)$$

Плотность в зоне сплавления

$$\rho = \frac{n}{b \pi r^2 n} = \frac{1}{4r^2}, \quad (6)$$

где $b = \frac{4}{\pi}$ – коэффициент, учитывающий несплошность покры-
тия.

Подставляем выражение (6) в формулу (5) и выражаем
скорость перемещения горелки

$$v = \frac{6\alpha Q k}{\pi^2 r \gamma \sigma}. \quad (7)$$

После подстановки численного значения коэффициентов находим

$$v = 0,83 \frac{Q k}{d \gamma \sigma}, \quad (8)$$

где Q – расход порошка, кг/с; d – диаметр напыляемого материала, м; γ – плотность материала, кг/м³; ζ – радиус зоны сплавления, м.

При напылении самофлюсующегося сплава ПГ–Ср4 грануляцией 100 мкм, расходе порошка 5,1 кг/ч, $k \approx 0,9$ скорость плазмотрона $v = 0,132$ м/с = 7,9 м/мин. При напылении грануляцией 300 мкм, расходе порошка 6 кг/ч, $k = 0,65$ скорость плазмотрона $v = 0,75$ м/с = 4,5 м/мин.

Шаг неровностей поверхности детали перед напылением при условии частичного расплавления наносимого материала должен быть равен диаметру частиц.

Л и т е р а т у р а

1. Веселый В., Вагнер Я. Электродуговое напыление алюминиевых покрытий на стальные покрытия. – В сб.: Получение покрытий высокотемпературным распылением. М., 1973.

УДК 621.9.02

И. А. Басс, Н.И. Жигалко, Б. И. Синицын

ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Накопленный опыт промышленного использования программ автоматического проектирования металлорежущих инструментов свидетельствует о целесообразности и эффективности их широкого применения. Оценивая проектирование инструментов с помощью ЭВМ как стабильный процесс, следует идти по пути его дальнейшего совершенствования на базе использования современных средств периферийной техники, а именно вычислительных комплексов (АРМ – автоматизированное рабочее место). Такие комплексы содержат, кроме ЭВМ – основного процессора, устройство отображения – дисплей, позволяющее вести проектирование в режиме взаимодействия "человек – ЭВМ", и графопостроитель, с помощью которого результаты расчета выводятся в виде соответствующего чертежа.

Автоматическое проектирование, не основанное на применении указанной периферийной техники, имеет следующие негативные стороны: 1) отсутствие достаточно надежного контроля на этапе задания исходных данных ЭВМ; 2) невозможность оперативного вмешательства человека в вычислительный процесс, осуществляемый ЭВМ; 3) отсутствие визуального контроля по-

лученных результатов проектирования без дополнительного графического прочерчивания отдельных элементов профиля или конструкции.

Ошибки при подготовке исходных данных происходят, во-первых, при переносе цифровой информации с чертежа детали или карт технологического процесса в бланк исходных данных. Кроме того, заполнение проектировщиком бланка исходных данных не всегда точно соответствует инструкции. Вместе с тем исходная информация может быть неправильно отперфорирована. Таким образом, нет гарантии в том, что в ЭВМ будет введена необходимая и правильная информация. Практика эксплуатации программ автоматического проектирования показывает, что в случае получения неправильных результатов или непредусмотренных остановок машины ошибки в большинстве случаев следует искать в неверном задании исходных данных.

Невозможность оперативного вмешательства в вычислительный процесс, осуществляемый на ЭВМ, определяет необходимость разработки алгоритма с жестко заданной схемой расчета. Это вызывает в отдельных случаях корректировку после соответствующего анализа конструкции инструмента, рассчитанного на ЭВМ, что снижает возможность комплексной автоматизации процесса проектирования. Целесообразно иногда провести, например, коррекцию конструктивных элементов червячных и дисковых фрез (числа зубьев, размеров стружечной канавки), оформление профиля фасонных инструментов (основного профиля, переходных участков) и других элементов, формализация и оценка которых весьма условны.

Поскольку результаты при автоматизированном проектировании выдаются в виде цифровых данных, окончательная оценка полученного на ЭВМ решения производится, как правило, после оформления чертежа инструмента. При этом может выявиться необходимость доработки чертежа или повторного пересчета задачи на ЭВМ с изменением исходных данных. Такая процедура существенно удлинит процесс получения решения.

Использование указанных периферийных устройств в значительной степени устраняет изложенные недостатки. Основные возможности для этого кроются в применении диалоговых средств проектирования, позволяющих выводить цифровую или графическую информацию на экран. Проектировщик производит оценку хода процесса и при необходимости осуществляет соответствующую коррекцию, после чего процесс расчета на ЭВМ продолжается дальше.

При обращении к дисплею в первую очередь вводят исходные данные. Последние поочередно вводятся с помощью алфавитно – цифровой клавиатуры в ЭВМ с отображением их на экране. Таким образом, заполнение бланка исходных данных и их перфорация как этапы автоматического проектирования отпадают. Так как основную часть исходных данных занимает описание детали, целесообразно выводить на экран ее графическое изображение (эскиз), что позволит комплексно оценивать правильность задания исходной информации.

Анализ и корректировка расчета инструмента производятся в зависимости от специфики инструмента. Особенно эффективно выводить на экран результаты так называемой "обратной" обкатки – сравнение нарезаемого и требуемого профилей детали при обработке обкатным инструментом. В общем случае следует стремиться к минимизации мест взаимодействия человека и ЭВМ и к выбору рациональных процедур корректировки. Возможности последних существенно зависят от математического (программного) обеспечения диалоговых систем проектирования.

Полную информацию о спроектированном инструменте можно получить в цифровом виде (табуляграмма в форме распечатки на АШПУ), на экране дисплея и в виде рабочего чертежа на чертежно–графическом автомате. Получение табуляграммы при ручном оформлении чертежа является обязательным. Однако цифровая информация, описывающая конкретную конструкцию инструмента, не позволяет комплексно оценить проектное решение. Поэтому изображение с помощью графопостроителя рабочего чертежа инструмента может расцениваться как средство для контроля результатов расчета на ЭВМ. Выводить же чертежи инструмента сложной конфигурации на дисплей не всегда целесообразно ввиду трудоемкости подготовки соответствующих программ, необходимости фрагментирования изображения, увеличения времени на проектирование и т.п. При вычерчивании же стабильность по форме основных конструктивных элементов чертежа конкретного вида инструмента, с одной стороны, облегчает программирование выводимой геометрической информации, а с другой – существенно позволяет проводить оформление чертежей вручную за счет использования нормалей, "слепшей" и т.п. Процесс вычерчивания таких инструментов, как фасонный резец, долбяк или фреза, занимает на чертежном устройстве примерно 30...35 мин. С выпуском новых моделей графопостроителей это время сократится вследствие увеличения быстродействия вычерчивания.

Опыт экспериментального использования периферийных устройств свидетельствует о перспективности проектирования инструментов с помощью программ, использующих периферийную технику. Эффективность достигается, по нашему мнению, за счет качественного изменения труда конструктора-инструментальщика и резкого сокращения общего времени выполнения заказов на проектирование.

УДК 620.179.118

А.И.Кочергин, М.М.Дечко

ОЦЕНКА СТОЙКОСТИ РЕЗЦОВ ПРИ УСКОРЕННЫХ ИСПЫТАНИЯХ

Стойкостные испытания режущего инструмента наиболее трудоемки по сравнению со всеми исследованиями по обработке металлов резанием. Известны методики, в которых инструмент не доводят до полного затупления; другие методики основаны на использовании результатов обработки при повышенных режимах резания [1, 2]. В данной работе рассмотрена методика установления минимального износа инструмента, основанная на сравнении коэффициентов корреляции между периодами стойкости при различных величинах износа.

Эксперименты проводились при точении стали ШХ15 в состоянии поставки резцами с неперетачиваемыми четырехгранными твердосплавными пластинками марки Т14К8. Были приняты следующие режимы резания: $s = 0,074 \dots 0,14$ мм/об, $t = 0,1 \dots 0,6$ мм, $v = 360 \dots 410$ м/мин, геометрические параметры режущей части: $\varphi = 45^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, $\gamma = 10^\circ$. Износ h_3 измерялся по максимальной ширине ленточки на задней поверхности. Стойкость инструмента наблюдалась в интервале $0,5 \dots 20$ мин.

При данных условиях на рассеяние стойкости существенное влияние оказывают случайные факторы процесса и на кривых износа часто невозможно выделить монотонные участки, которые позволяют прогнозировать обычным способом [1] нарастание износа в относительно большом интервале времени. Поэтому связь между исходной и прогнозируемой стойкостью необходимо рассматривать с точки зрения вероятностных критериев.

Определялись коэффициенты корреляции между стойкостями при различных величинах ($0,3 \dots 0,8$ мм) максимального износа по задней поверхности. При этом были использованы кривые

Т а б л и ц а 1. Коэффициенты корреляции между периодами стойкости при различных величинах износа

h_3 , мм	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
0,3	1					
0,4	0,929	1				
0,5	0,825	0,945	1			
0,6	0,833	0,948	0,986	1		
0,7	0,831	0,941	0,941	0,991	1	
0,8	0,852	0,910	0,932	0,960	0,979	1

износа, полученные при затуплении инструмента до величин 0,8...0,9 мм.

Для каждого инструмента устанавливались периоды работы до определенной величины износа и вычислялись коэффициенты корреляции между ними (табл. 1).

Анализ автокорреляционной функции показывает, что существует тесная корреляционная связь между периодами стойкости при разной величине затупления инструмента. Однако эта связь заметно ослабляется с увеличением интервала между достигаемыми величинами износа. Коэффициент корреляции снижается менее интенсивно при $h_3 > 0,5$ мм, и эту величину целесообразно использовать как минимальную.

На основании сравнения коэффициентов корреляции между периодами стойкости инструмента при различных величинах его износа можно обосновать минимальную величину износа, которая будет критерием затупления при ускоренных стойкостных испытаниях.

Л и т е р а т у р а

1. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов. М., 1966. 2. Макаров А.Д. Проблема оценки стойкости режущего инструмента и определения обрабатываемости металлов резанием. - В сб.: Вопросы оптимального резания металлов. Уфа, 1976, вып. 1.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТВЕРДОСТИ И ГЛУБИНЫ НАКЛЕПАННОГО СЛОЯ ПРИ СОВМЕЩЕННОЙ ОБРАБОТКЕ РОТАЦИОННЫМ РЕЗАНИЕМ И ППД

При размерно-чистовой и отделочной обработке деталей машин комбинированным ротационным инструментом (КРИ), содержащим круглый самовращающийся резец и один или несколько торových накатных элементов происходит изменение размеров и формы обрабатываемой поверхности, ее макро- и микрогеометрии, а также ее физико-механических свойств.

Важнейшими показателями, которые характеризуют состояние поверхностного слоя при ротационных способах обработки, являются глубина наклепа и степень упрочнения.

Вопросы структурных изменений, глубины и степени упрочнения поверхностного слоя при различных способах обработки поверхностным пластическим деформированием (ППД) рассматриваются в ряде работ советских и зарубежных ученых. Однако результатов исследований по применению при совмещенной обработке ротационного резания и ППД опубликовано не было.

В Могилевском машиностроительном институте исследования степени и глубины наклепанного слоя при ротационном резании и ППД проводились на жестких толстостенных втулках из стали 45, внутренний диаметр которых ($\varnothing 135$) был окончательно обработан универсально-переналаживаемым комбинированным инструментом на станке модели 1К625. Конструкция инструмента, позволяющего обрабатывать отверстия круглым самовращающимся резцом с прямой схемой резания и комбинированными инструментами одностороннего или уравновешенного действия, описана в работе [1].

Существующие методики аналитического определения глубины наклепанного слоя [2, 3] не позволяют использовать методики для обработки комбинированным инструментом, так как ни одна из них не учитывает особенностей совмещенного процесса ротационной обработки резанием и ППД. Поэтому глубина наклепанного слоя находилась экспериментальным путем.

Глубина наклепа определялась как толщина зоны металла с повышенной твердостью. Под степенью наклепа было принято отношение

$$\frac{H_{\text{пов}} - H_0}{H_0} 100\% ,$$

где $H_{\text{пов}}$ - твердость, измеренная на обработанной поверхности; H_0 - твердость основного металла.

Для определения степени и глубины наклепанного слоя при ротационных способах обработки из исследуемых втулок вырезались образцы. На рабочей поверхности образца сошлифовывалась плоскость под углом 3° . Шлифование производилось на плоскошлифовальном станке в синусных тисках при обильном охлаждении с целью предохранения поверхностного слоя от разупрочнения. Окончательно образцы притирались вручную с помощью алмазных паст. Плоскость "косого среза" позволила увеличить в 30...50 раз глубину наклепанного слоя. Замер микротвердости производился на микротвердомере модели ПМТ-3 при вдавливании алмазной пирамидки с нагрузкой 50 гс. С помощью окулярного микрометра определялась длина диагонали отпечатка пирамиды.

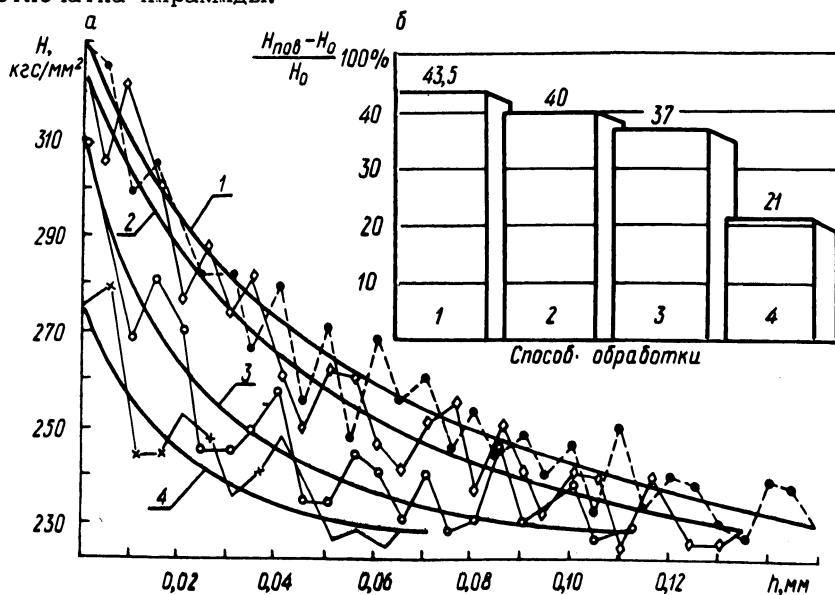


Рис. 1. Влияние способа и режима обработки на микротвердость (а), степень упрочнения поверхностного слоя (б) при обработке: комбинированным уравновешенным инструментом (1) (оптимальный режим); комбинированным инструментом (2) одностороннего действия (оптимальный режим); комбинированным инструментом (3) при $P_1 = P_2 = 25$ кгс; круглым самовращающимся резцом (4).

На каждом образце накальвались три линии наколов с расстоянием между ними 0,1 мм и шагом 0,05 мм. По трем замерам определялась средняя величина диагонали отпечатка, а по этой величине - число твердости.

Т а б л и ц а 1. Степень упрочнения поверхностного слоя при различных способах и режимах ротационной обработки

Способ обработки	Усилие торового ролика $P, \text{кгс}$	Величина подачи $S,$ мм/об	Исходная шерохова- тость по- верхности $R_a, \text{мкм}$	Шерохо- ватость по- верхности после об- работки $R_a, \text{мкм}$	Степень упрочнения, %
Совмещенная обработка комбинированным равно- вешенным инструментом (оптимальный режим)	$P_1 = P_2 = 37$	0,3	7,5	0,2	43,5
Совмещенная обработка комбинированным инстру- ментом одностороннего действия (оптимальный режим)	$P = 48$	0,15	7,5	0,25	40
Совмещенная обработка комбинированным равно- вешенным инструментом	$P_1 = P_2 = 25$	0,3	7,5	0,5	37
Растачивание круглым самовращающимся резцом с прямой схемой резания (оптимальный режим)		0,15	2,0	0,5	21

На рис. 1, а показано изменение микротвердости поверхностного слоя образцов, обработанных различными ротационными способами. Как видно, в процессе обработки комбинированным ротационным уравновешенным инструментом отверстий в заготовках из стали 45 происходит упрочнение поверхностного слоя на глубину до 0,15 мм. При этом поверхностная твердость увеличивается в 1,4 раза. Чистовая обработка круглым самовращающимся резцом с прямой схемой резания вызывает упрочнение поверхности на глубину 0,07 мм при повышении поверхностной твердости в 1,2 раза.

Исследования показали, что степень упрочнения зависит как от вида, так и от режима ротационной обработки (табл. 1, рис. 1, б).

Таким образом, при оптимальных режимах обработки, обеспечивающих наименьшую шероховатость поверхности, наибольшая степень упрочнения получается при обработке комбинированным уравновешенным инструментом, а наименьшая – при обработке круглым самовращающимся резцом (43,5% против 21%).

Приведенные результаты исследования показывают улучшение состояния поверхностного слоя при обработке комбинированным ротационным инструментом по сравнению с комбинированным инструментом и с круглым самовращающимся резцом. При этом обеспечивается повышение производительности труда в два раза и более.

Л и т е р а т у р а

1. Чистосердов П.С., Сургунт Я.М. Бинарные ротационные инструменты для калибрующе-упрочняющей обработки отверстий. - В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Минск, 1974, вып. 5. 2. Иванов В.В. Упрочнение деталей подвижного состава накаткой. М., 1956. 3. Хейфец С.Г. Аналитическое определение глубины наклепанного слоя при обработке роликами стальных деталей. - В сб.: Новые исследования в области прочности машиностроительных материалов. М., 1952.

УДК 621.923

Э.С.Бранкевич

ОСОБЕННОСТИ СТРУКТУРНЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ МЕТАЛЛА ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Проведенные нами металлографические исследования шлифованных закаленных образцов из стали ШХ15 позволили установить, что при шлифовании в поверхностном слое металла вторичная закалка происходит при более низких, а вторичный отпуск - при более высоких температурах, чем при обычной термообработке. Одно из объяснений этого явления дано в работе [1], где отмечается, что главной особенностью теплового процесса при шлифовании является весьма малое время действия теплового источника большой мощности. Например, время действия единичного абразивного зерна на обрабатываемую поверхность составляет $10^{-5} \dots 10^{-6}$ с, время контакта каждой точки поверхности детали с кругом измеряется тысячными долями секунды. Так как за этот короткий промежуток времени происходит нагрев до нескольких сот, а иногда более тысячи градусов, скорости нагрева достигают величин $10^5 \dots 10^8$ град/с. Затем за счет теплопроводности металла изделия происходит отвод тепла вглубь со скоростями примерно такого же порядка, как скорости нагрева. В результате высокоскоростного термическо-

го процесса происходит неравномерный прогрев поверхностного слоя, температурное поле затухает на очень малой глубине, и таким образом, создается высокий температурный градиент.

Как показали исследования с применением оптического квантового генератора для моделирования тепловых процессов, при высоких скоростях нагрева и охлаждения структура вторичной закалки может формироваться при более низких температурах, чем при обычной термообработке, а для развития процессов отпуска необходимы более высокие температуры. При этом как минимальная температура вторичной закалки, так и минимальная температура вторичного отпуска не являются постоянными и изменяются в зависимости от условий протекания теплового процесса, из которых наиболее существенным является скорость процесса. При одной и той же температуре могут протекать совершенно различные структурные превращения или вообще не происходить изменения структуры.

П.И.Ящерицын, А.К.Цокур, М.Л.Еременко [2] считают, что особенность фазовых превращений при шлифовании заключается в том, что они протекают при высоких температурах с одновременным осуществлением пластических деформаций под большим давлением.

В работе [3] отмечается, что структурное состояние слоев металла связано с воздействием пластических деформаций при высоких давлениях и быстро протекающих нагревах, с пластической деформацией, вызывающей механическую диффузию в металлах, накопление и срашивание карбидов в зонах течения металла. Обычно структуры, образовавшиеся в результате импульсного воздействия тепла и давления, отличаются по своему характеру от известных структур, образующихся под действием термической обработки. Как известно, в основном законе металловедения – правиле фаз – фактор давления предполагается неизменным. Поэтому закономерности образования структур при шлифовании не всегда находят достаточные теоретические обоснования в металловедении.

По нашему мнению, на структурные превращения в поверхностном слое влияет также мгновенная температура в точках поверхности изделия, где происходит в данный момент резание абразивными зёрнами. Эта температура выше средней контактной температуры и может достигать точки плавления обрабатываемого металла.

В наших исследованиях при шлифовании стали ШХ15 отмечено возникновение структур вторичной закалки уже при 740°K (температура измерялась по интенсивности инфракрасного излу-

чения). Следует, однако, иметь в виду, что фиксируемые различными устройствами контактные температуры могут быть значительно ниже действительных. Так, величины температур, полученные исследователями с помощью термопар при одинаковых режимах шлифования, весьма различны и колеблются от 1073 до 1773°К. А.В.Лыков [4] отмечает, что при статической градуировке термопары неидентичность условий градуирования и работы занижает действительную температуру на 570...670°К. Кроме того, установлено [5], что термопара заземления с термопроводом из константана диаметром 0,02 мм при скорости нагрева 10⁴ град/с занижает величину измеряемой температуры на 360°К. Этот результат близок к полученному нами путем одновременного измерения температуры методом полусискусственной термопары и с помощью устройства, использующего принцип инфракрасного излучения.

Л и т е р а т у р а

1. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке. Саратов, 1975. 22. Ящерицын П.И., Цокур А.К., Еременко М.Л. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей. Минск, 1973. 3. Грозин Б.Д. и др. Повышение эксплуатационной надежности деталей. М.-Киев, 1960. 4. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., 1967. 5. Цокур А.К., Драчев И.П. Исследование поверхностных слоев деталей при шлифовании. - В сб.: Технология и автоматизация машиностроения. Киев, 1971.

УДК 621.9.02

Н.И.Жигалко

РАСШИРЕНИЕ ТЕМАТИКИ ДИПЛОМНЫХ ПРОЕКТОВ ПО "ИНСТРУМЕНТАЛЬНОМУ ПРОИЗВОДСТВУ"

В настоящее время в связи с увеличением выпуска автоматических линий, агрегатных станков и станков с ЧПУ, ЭВМ, средств активного контроля и других приборов расширится производство комбинированных, быстросменных, бесподналадочных и других режущих инструментов для станков с ЧПУ и автоматических линий. Более широкое применение получают лезвийные и абразивные инструменты для чистовых операций, оснащенные или изготовленные из керметов и синтетических сверхтвердых материалов (алмаза, эльбора, рубина и лейкосапфира).

Машиностроительный факультет Белорусского политехнического института обеспечивает машиностроительную и инструментальную промышленность инженерными кадрами, которые должны заниматься вопросами разработки конструкции и производства режущего, вспомогательного и мерительного инструментов, а также различных штампов и прессформ.

Ежегодно на кафедре "Металлорежущие станки и инструменты" (специальность 0501) БПИ выполняется 30...40 дипломных проектов по тематике "Инструментальное производство". Темы дипломных проектов могут быть как конструкторские, так и технологические. Кроме того, проекты могут быть конструкторско-технологическими и иметь большую исследовательскую часть.

Тематика дипломных инструментальных проектов зависит от требований инструментальных предприятий и обычно согласовывается с руководителями преддипломной практики от этих предприятий; в связи с этим большое количество дипломных инструментальных проектов выполняется по реальной тематике для нужд инструментальных предприятий.

Исследовательская часть дипломных проектов связана с изучением обрабатываемости резанием современных труднообрабатываемых сталей и сплавов, пластмасс и других неметаллических материалов, а также с исследованием работоспособности новых конструкций инструментов. Большое внимание уделяется изучению электрофизических и других методов нелезвийной обработки сверхтвердых сплавов и неметаллических материалов. Опыты проводятся чаще всего с учетом планируемого многофакторного эксперимента. По результатам опытов осуществляется математическая обработка, при необходимости с применением ЭВМ. Кроме того, ЭВМ используется при расчете различных параметров сложно-режущих инструментов, а также режимов обработки.

Дипломный проект обычно состоит из графической части - чертежей формата 24А в количестве 10...11 листов и включает пояснительную записку с соответствующими иллюстративными схемами, графиками, таблицами, технологическими картами и т.д. Оформление чертежей и пояснительной записки производится в соответствии с системами ЕСКД и ЕСТД и с учетом стандартов ИСО и стран СЭВ, а также системы единиц СИ.

С целью упрощения графической (чертежной) части в дипломном проекте используются все принятые условности при вычерчивании многолезвийных сложно-режущих инструментов, т.е. на рабочих чертежах инструментов в определенном масштабе

указывается только 2...3 зуба, геометрические параметры изображаются на выносных сечениях.

Большое внимание в инструментальных дипломных проектах уделяется вопросам техники безопасности и промсанитарии, а также расчетам технико-экономической эффективности в результате внедрения нового спроектированного процесса, а также современных металлорежущих инструментов и прогрессивных технологических процессов.

Для успешного прохождения преддипломной практики и выполнения в срок курсовых и дипломных проектов сотрудниками кафедры "Металлорежущие станки и инструменты" разработаны учебно-методические пособия [1, 2].

В дальнейшем необходимо расширить тематику инструментальных дипломных тем с учетом разработки инструментов для автоматизированного оборудования, а также увеличить число инструментальных тем с исследовательской частью, а также с применением ЭВМ. Необходимо более широко применять в дипломных проектах новые электрофизические и другие технологические процессы безлезвийной обработки.

Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И., Еременко М.Л., Жигалко Н.И. Основы резания материалов и режущий инструмент. Минск, 1975.
2. Жигалко Н.И., Киселев В.В. Проектирование и производство режущих инструментов. Минск, 1975.

УДК 621.922.029

П.И.Ящерицын, Г.П.Гринин, В.Д.Дорофеев

ИНЖЕНЕРНЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА ПРОЦЕССА ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО НАГРЕВА ПРИ ПРОФИЛИРОВАНИИ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ МЕТОДОМ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Эффективность процесса профилирования алмазных кругов методом пластического деформирования во многом зависит от пластичности алмазонасного слоя, которую можно существенно повысить, нагревая накатываемый круг во время деформации. Для этой цели оптимальным является метод электроконтактного нагрева алмазного круга в процессе его деформирования. Данный метод нагрева обеспечивает высокую концентрацию тепла в

зоне деформации, что приводит к минимальному нагреву накатного приспособления.

Эксперименты, проведенные на специальной установке [1], показали, что температура нагрева алмазосного слоя существенно зависит от таких параметров, как сила тока, скорость вращения нагреваемого круга, концентрация алмазов в слое и т.д. Поэтому для широкого применения метода профилирования алмазных кругов накатыванием с электроконтактным нагревом необходимо расчетным путем прогнозировать температуру нагрева с учетом характеристики абразивного слоя и параметров накатывания.

Поскольку при накатывании процесс нагрева каждой точки, находящейся вблизи зоны контакта, протекает сравнительно быстро, влияние теплопередачи сведено к минимуму. Поэтому теплопроводность материала нагреваемого диска не должна оказывать существенного влияния на процесс нагрева [2].

Известно, что сопротивление проводника R пропорционально его длине l и обратно пропорционально площади его поперечного сечения S , или $R = \rho l / S$, где ρ - удельное сопротивление проводника.

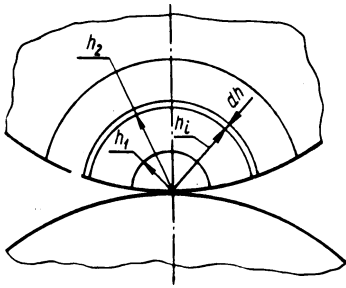


Рис. 1. Температурное поле при линейном контакте двух цилиндров.

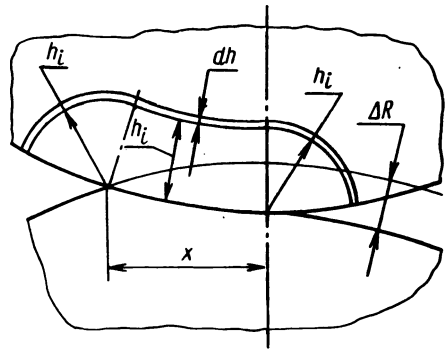


Рис. 2. Температурное поле при накатывании алмазных кругов.

Рассматривая линейный контакт двух цилиндров одинаковой ширины, можно принять, что вблизи линии контакта элементарный проводник представляет собой цилиндрический объем радиусом h_1 и толщиной dh (рис. 1). Как видно, чем ближе точка находится к линии контакта, тем меньше радиус h_1 равноудаленного цилиндрического объема и, следовательно, больше его сопротивление.

Количество теплоты, выделившееся в цилиндрическом объеме за определенное время, можно вычислить по закону Джоуля-Ленца

$$d Q_i = 0,24 I^2 \rho \frac{dh}{S_i} t, \quad (1)$$

где I - сила тока; t - время прохождения тока по проводнику.

При осуществлении процесса профилирования алмазных кругов методом пластического деформирования зона контакта ролика и круга представляет собой цилиндрическую поверхность. Если представить семейство точек, равноудаленных от поверхности контакта, так, как изображено на рис. 2, то поперечное сечение элементарного проводника можно вычислить по формуле

$$S_{ki} = H(\pi h_i + x), \quad (2)$$

где H - ширина нагреваемого диска; x - горизонтальная проекция дуги контакта.

Из рис. 2 видно, что время воздействия максимальной температуры на некоторый элементарный объем диска, расположенный на глубине h_i , можно вычислить как

$$t = \frac{x}{\pi D n}, \quad (3)$$

где D - диаметр нагреваемого диска; n - число оборотов диска.

Необходимо отметить, что для практических расчетов температурных полей достаточно вычислить среднее количество теплоты, выделившееся в цилиндрическом объеме, ограниченном двумя параллельными равноудаленными поверхностями, расположенными на расстоянии $0,1 \dots 0,2$ мм друг от друга.

Зная количество теплоты, выделившееся в цилиндрическом объеме при прохождении элеткрического тока, можно определить температуру нагрева по формуле

$$Q = c m(t - t_0),$$

где Q - количество теплоты, необходимое для нагревания тела массой m от начальной температуры t_0 до заданной t ; c - коэффициент теплоемкости материала нагреваемого диска.

Отсюда, приняв начальную температуру нагреваемого диска равной нулю, получим

$$t_i = \frac{Q_i}{c m}, \quad (4)$$

где $m = (0,1 \dots 0,2)H(\pi h_i + x) \gamma$; γ - удельный вес нагреваемого материала.

Рассматривая геометрическую связь радиальной деформации ΔR и длины дуги контакта x , можно заключить, что

$$x = K\sqrt{\Delta R}, \quad K = \sqrt{\frac{2r_p r_k}{r_p + r_k}}, \quad (5)$$

где r_p, r_k - радиусы накатного ролика и круга.

Подставив в выражение (4) формулы (1), (2), (3), (5) и учитывая перераспределение теплоты между роликом и кругом, получим

$$t_i = 0,24 \Omega W L J^2 \frac{\sqrt{\Delta R}}{(\pi h_i + \sqrt{\Delta R} K)^2},$$

где

$$\Omega = \frac{\rho_k}{1 + \frac{S_{ki}}{S_{pi}} \frac{\rho_p}{\rho_k}}; \quad W = \frac{K}{\pi D n H^2}; \quad L = \frac{1}{c \gamma};$$

$$S_{pi} = \pi h_i (2h_i + x + H) + x H;$$

S_{pi} - площадь равноудаленной поверхности накатного ролика при условии, что его ширина во много раз превышает ширину нагреваемого диска; ρ_p, ρ_k - удельное сопротивление ролика и круга.

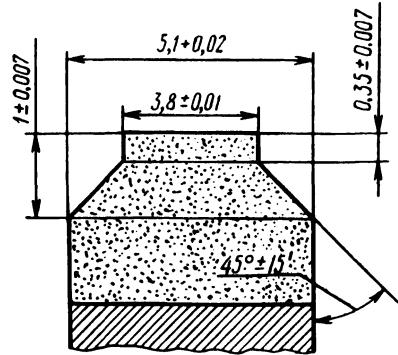


Рис. 3. Геометрические размеры профиля алмазного круга

Экспериментальная проверка полученного выражения, проведенная на различных материалах, показала, что практические и теоретические результаты хорошо согласуются друг с другом.

На основе полученного инженерного решения были рассчитаны параметры электроконтактного нагрева алмазного круга АПП 150 х 5 х 32 АСВ 80/63 М1 100%. Применение нагрева

позволило изготовить методом пластического деформирования фасонные круги, изображенные на рис. 3. Использование кругов на Пензенском заводе ВЭМ для изготовления фасонных ферритовых изделий дало возможность увеличить производительность труда в четыре раза. Годовой экономический эффект составил 30 тыс. рублей.

Л и т е р а т у р а

1. Гринин Г.П., Дорофеев В.Д. Профилирование алмазных кругов методом пластического деформирования с нагревом алмазосодержащего слоя. – В сб.: Алмазы и сверхтвердые материалы. М., 1977, вып. 4. 2. Пятосин Е.И., Глазунов Е.И. Основные температурные зависимости при поверхностном пластическом деформировании с электроподогревом. – В кн.: Новые методы испытания и обработки материалов. Минск, 1975.

УДК 621.9

Г.И.Меламед, 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.

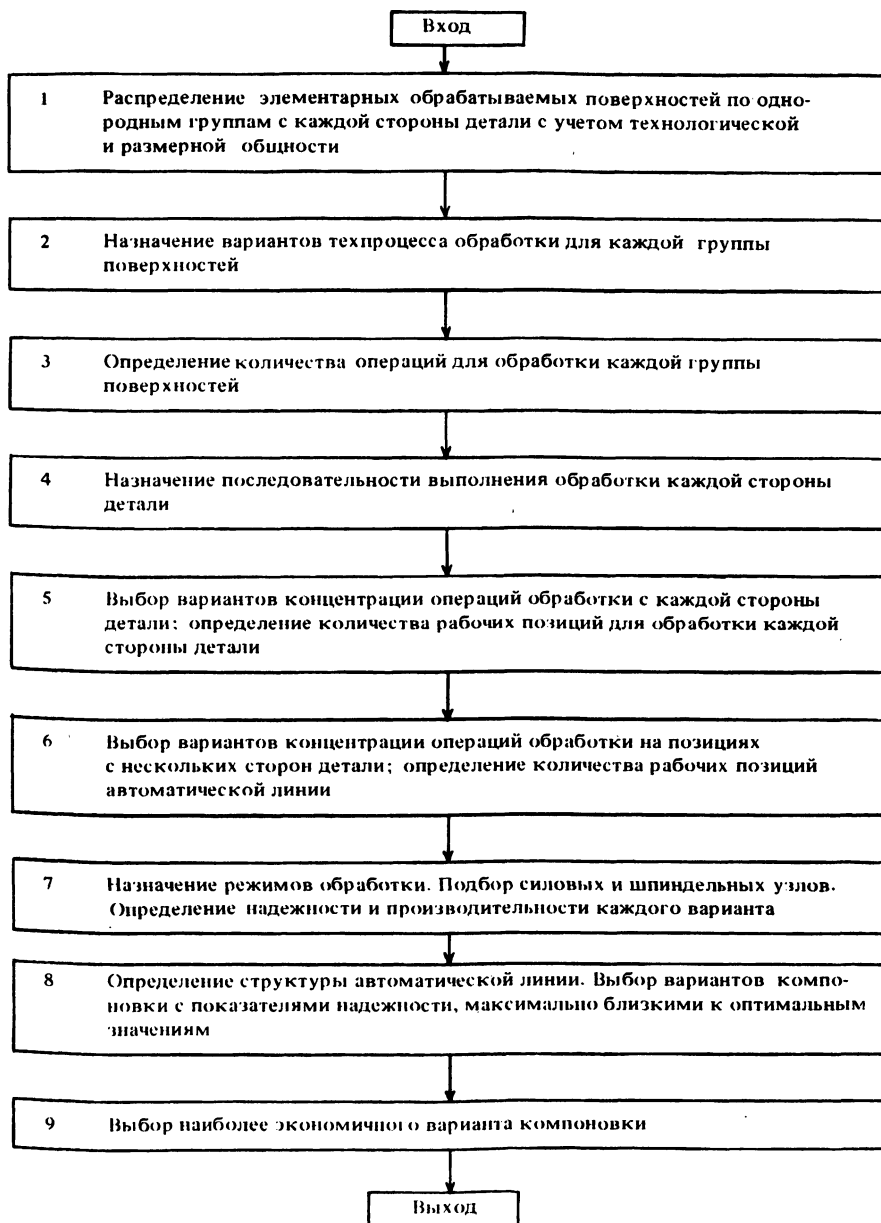
Необходимость повышения качества проектных работ путем объективного выбора оптимальной или подоптимальной компоновки, сокращения сроков проектирования АЛ при одновременном высвобождении квалифицированных специалистов от громоздкой нетворческой работы говорит о логической целесообразности применения современной 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 рассматривалось выполнение с помощью ЭВМ какого-либо одного этапа проектирования (например, выбор режимов резания для уже спроектированной линии).

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



Использование вычислительной техники при проектировании АЛ, очевидно, целесообразно и эффективно лишь в тех случаях, когда ЭВМ будет выполнять разработку компоновок, их технический 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.

ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ ПРЯМОБОЧНЫХ ШЛИЦЕВ НА ВЕЛИЧИНУ ИСКАЖЕНИЯ ПРОФИЛЯ

Зубчатые (шлицевые) прямобочные соединения изготавливаются в соответствии с ГОСТом 1139-59. Погрешности профиля на диаметре d , т.е. уменьшение или увеличение толщины шлица b на диаметре d относительно толщины на диаметре D (рис. 1), можно разделить на две составляющие. Первая - ΔX_H - погрешности профиля от неточности наладки угла правки кругов алмазами. Вторая - ΔX_T - погрешности профиля от влияния технологических факторов операции шлифшлифования. Рассмотрим только погрешности ΔX_T .

Опыты проводились на деталях № 500-2201020 (шлицевой конец карданного вала автомобилей МАЗ). Величина погрешности профиля измерялась с помощью приспособления для контроля геометрии прямобочного шлица вала на четырех шлицах каждой детали: в трех сечениях по длине шлица; в сечениях $H_x = 1,5; 2,5; 3,5$ и $4,5$ мм по высоте шлица (рис. 1). Величины погрешностей определялись путем математической обработки статистических данных (48 отсчетов для одной точки на графиках) с надежностью $\alpha = 0,95$. Для шлифования использовались круги 24A25C2K.

Зависимости изменения величин погрешностей профиля от скорости резания в сечении $H_x = 3,5$ мм показаны на рис. 2.

Анализ кривых 1 (рис. 2) x показывает, что изменения погрешностей профиля при $v_{пр} = 16$ м/мин для всех значений t не имеют закономерного характера при возрастании скорости резания от 18,5 до 30 м/с. Для кривых 2 и 3 четко прослеживается закономерное изменение погрешности профиля при значениях t до минус 6...10 мкм при $v_{кр} = 18,5$ м/с и до плюс 6...12 мкм при $v_{кр} = 30$ м/с. Кроме того, кривая 3 ($v_{пр} = 5$ м/мин) проходит выше кривой 2 ($v_{пр} = 10$ м/мин) для всех значений t и $v_{кр}$, кроме $t = 0,05$ мм/дв.ход и $v_{кр} = 30$ м/с, т.е. при уменьшении $v_{пр}$ стойкость кругов снижается.

Повышение стойкости кругов при $v_{пр} = 18,5$ м/с для всех значений t и $v_{кр}$ (на шлицах создается $кр$ поднутрение) можно объяснить уменьшением коэффициента трения за счет оптимального разогревания металла в зоне резания и длины дуги контакта зерна с металлом. Возрастание скорости резания приво-

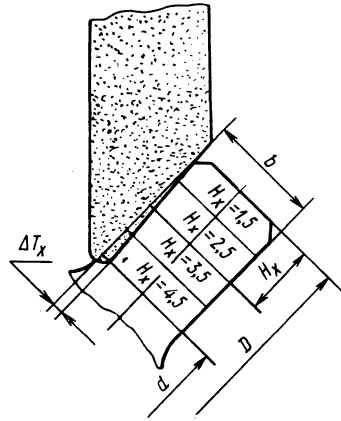


Рис. 1. Места измерения погрешностей профиля по высоте шлица.

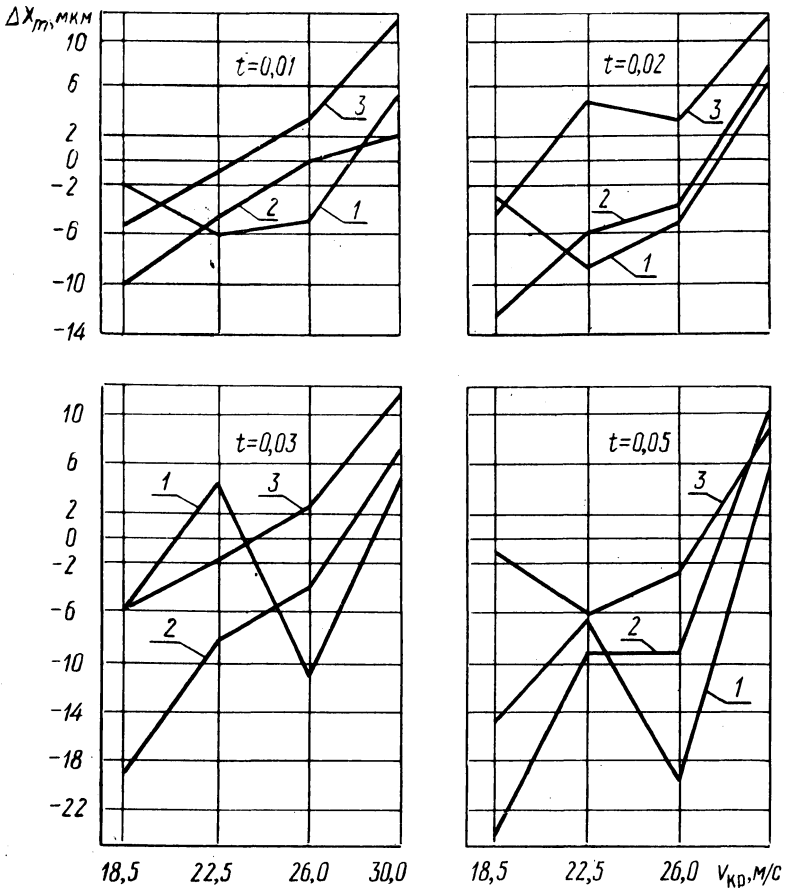


Рис. 2. Зависимость величины искажения профиля в сечении $H_x = 3,5$ мм от скорости резания.

дит к увеличению длины контакта, большему разогреванию поверхности металла и зерен и повышенному износу круга.

УДК 621.993.042

В.И.Шагун

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ КОНСТРУКЦИИ МАШИННЫХ МЕТЧИКОВ НА ОТКЛОНЕНИЯ ФОРМЫ СРЕДНЕГО ЦИЛИНДРА РЕЗЬБЫ, НАРЕЗАЕМОЙ В СТАЛИ

Эксплуатационные свойства резьбовых соединений во многом зависят от точности формы среднего цилиндра резьбы в осевом и поперечном сечениях, которая характеризуется отклонением формы продольного сечения, отклонением образующей среднего цилиндра от направления, параллельного оси резьбы, и овальностью поперечного сечения этого цилиндра. Значения параметров точности в зависимости от параметров метчика приведены в табл. 1.

Исследования проводились по методу классического эксперимента путем варьирования одного фактора при сохранении постоянными всех остальных, таких как вертикально-сверлильный станок 2А125 с тщательно уравновешенным шпинделем, отключенной коробкой подачи и специальным устройством по стабилизации усилия врезания метчика для нарезания резьбы методом самозатягивания; патрон для крепления метчика — плавающий; образцы из стали 45 твердостью НВ . . .170 в виде втулок высотой 25 мм, наружным диаметром 48мм и диаметром отверстия под резьбу $14^{+0,019}$ мм, смещение и перекося осей нарезаемых отверстий по отношению к оси вращения шпинделя станка не более 10...15мкм на длине отверстия; метчики четырехканавочные М16х2 из стали Р18 с прямыми канавками, затылованные по профилю на всей ширине пера (тип А) и затылованные по профилю на 2/3 ширины пера (тип Б) с параметрами (ширина пера 4,4 мм; длина калибрующей части 30 мм; передний угол 10° ; задний угол 5° ; угол заборного конуса $14^{\circ} 50'$; обратная конусность по среднему и наружному диаметрам резьбы 0,1 : 100 мм; величина затылования по профилю на угловом шаге перьев 0,135 мм (тип А) и 0,400 мм (тип Б); радиальное биение режущих кромок заборной части не более 10 мкм; скорость резания 10 м/мин; СОЖ — сульфидфрезол, подача поливом с расходом 10 л/мин; нарезаемая резьба — сквозная.

Данные табл. 1 говорят о существенном влиянии на отклонения формы продольного сечения среднего цилиндра резьбы всех приведенных параметров метчика, за исключением длины калибрующей части и заваливания боковых опорных режущих кромок метчиков типа Б. Характер изменения овальности среднего цилиндра повторяет характер изменения формы продольного сечения, но математически значимо влияние только радиального биения режущих кромок на заборной части и типа метчика, заваливания боковых опорных режущих кромок у метчиков типа А со снятием на этих кромках фасок шириной 0,25мм под углом 45° к оси метчика.

Т а б л и ц а 1. Погрешности формы среднего цилиндра резьбы М16х2, нарезанной в стали

№ п/п	Параметры метчика	Тип метчика							
		А			Б				
		отклонения формы продольного сечения, мкм	овальность, мкм	номера витков резьбы с нулевым отклонением образующей	отклонения формы продольного сечения, мкм	овальность, мкм	номера витков резьбы с нулевым отклонением образующей		
1	Ширина неза- тылованной по профилю части пера, мм	0,7	2,6*	33	3,0	8...10	76	3,4	7...10
		1,1	3,5*	42	4,3	8...10	16	2,6	5... 9
		1,5	4,4	183	3,6	9...10	12	2,0	9...11
2	Радиальное би- ение перьев на заборной части, мм	0,00	664	9,1	9	18	2,3	5...11	
		0,06	538	9,2	10	75	4,0	6... 9	
		0,20	406	11,2	10...11	227	13,8	11	
		0,40	578	13,5	11	537	34,3	11	
3	Длина калибру- ющей части, мм	10	252	5,1	8... 9	22	3,4	3... 5	
		20	453	5,1	10	16	3,2	4... 7	
		30	664	3,7	10	23	3,4	5... 9	
4	Завалены бо- ковые опор- ные режущие кромки	не завалены	664	9,1	9	13	3,5	5... 9	
		все	14	3,8	3...11	26	4,7	11	
		калибрую- щие	64	4,5	9...11	22	3,9	2... 5	

Окончание табл.

№ п/п	Параметры метчика	Тип метчика						
		А			Б			
		откло- нения формы про- дольно- го се- чения, мкм	оваль- ность, мкм	номе- ра вит- ков резьбы с нуле- вым откло- нением обра- зующей	откло- нения формы про- доль- ного сечения, мкм	оваль- ность, мкм	номе- ра вит- ков резьбы с нуле- вым откло- нени- ем об- разую- щей	
5	Тип метчика	$\omega = 0$	664	9,1	9	18	2,3	5...11
		$\omega = 30^\circ$	20	6,8	4...10	24	2,8	4... 7
		К	249	8,0	8... 9	51	5,7	4... 6
		М	117	9,3	5... 6			
6	Отклонения	-100	336	6,1	9...10			
	шага резьбы,	-50	411	7,0	10			
	мкм на 25 мм	0	664	9,1	9			
	длины	+ 50	316	4,6	8...10			
		+ 100	411	5,9	10			
7	Отклонения	-60	366	6,0	9...10			
	половины	-33	228	5,5	8... 9			
	угла профиля	-17	485	7,1	10			
	резьбы, мин	0	664	9,1	9			
		+ 23	592	8,0	9			
		+ 41	412	8,1	10			
		+ 60	502	7,7	10			

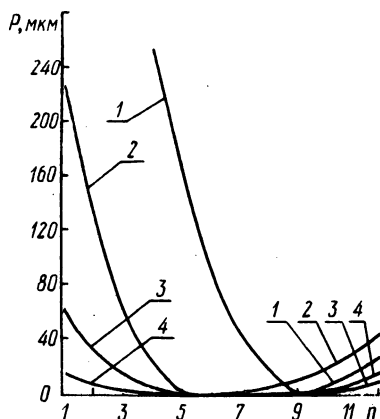
Примечания. 1. Предельная ошибка значений овальности и отклонений формы продольного сечения среднего цилиндра резьбы, нарезанной метчиками типа А, составляет соответственно $\pm 1,8$ и ± 66 мкм, а нарезанной метчиками типа Б — $\pm 1,0$ и ± 15 мкм. 2. Размеры резьбы на первом и втором витках в расчет не принимались, так как стандартами не регламентированы. Условные обозначения: звездочкой обозначена ширина пера метчика типа А; К — забортная часть метчика, работающего по комбинированной схеме резания (генераторно-профильная); М — метчики с бочкообразными зубьями на ведущей части [2]; ω — угол наклона правой стружечковой канавки для правой резьбы.

Увеличение отклонений шага и половины угла профиля резьбы метчика неизбежно вызывало увеличение погрешностей нарезаемой резьбы, что сказалось на уменьшении измеренных значений среднего диаметра резьбы, так как метод измерения [1] был аналогичен производственному способу контроля резьбы калибрами. Поэтому уточнения формы среднего цилиндра нарезаемой резьбы при увеличении отклонений шага и половины угла профиля резьбы метчика практически не имеется.

Радиальное биение перьев на заборной части метчика вызывает его биение, что приводит к разбиванию среднего диаметра резьбы, особенно на входе метчика, когда его радиальные колебания ничем не ограничены.

Влияние остальных параметров метчика определяется действием осевых сил резания и сил перемещения шпинделя станка, которые стремятся вытянуть метчик из отверстия и прижимают его боковыми кромками (опорными) к уже частично или полностью образованным виткам нарезаемой резьбы. Под действием этих сил опорные кромки метчика срезают с боковых сторон витков нарезаемой резьбы дополнительную стружку, в результате чего впадина резьбы расширяется и увеличивается средний диаметр резьбы. Разбивание резьбы тем больше, чем больше удельные значения этих сил (отношение силы к единице длины или площади находящихся в работе опорных элементов резьбы метчика). Поэтому по мере захода метчика в отверстие уменьшаются удельные значения осевых сил и разбивание размеров резьбы. Средний цилиндр становится корсетно-коническим, а образующая среднего цилиндра приобретает вид, показанный на рис. 1.

Рис. 1. Отклонение P образующей среднего цилиндра резьбы на различных витках p метчиком 1 — типа А; 2 — типа М; 3 — типа Б; 4 — типа А с $\omega = 30^\circ$.



Увеличенное разбивание на выходе метчика и дополнительное на входе связаны с увеличением радиального биения метчика из-за возрастания удельных значений (значений на единицу длины работающих главных режущих кромок) вектора — суммы радиальных и тангенциальных сил резания, что обусловлено конструкцией режущей части метчика: различная длина главных режущих кромок на перьях метчика с уменьшени-

ем активной разницы по мере захода режущей части в отверстие и с увеличением по мере выхода.

У метчиков типа Б осевые силы воспринимаются незатылованными площадками, у метчиков типа М – бочкообразными боковыми поверхностями зубьев метчика на ведущей части. Разбивание резьбы в этих случаях меньше, точность формы выше, чем нарезанной метчиками типа А, у которых осевые силы воспринимаются острыми боковыми кромками. Притупление кромок путем заваливания способствует уменьшению разбивания и повышению точности формы резьбы.

Заборная часть типа К исправляет погрешности, вызываемые осевыми силами, так как профилирует впадину резьбы последним режущим зубом, однако из-за возрастающего удельного значения вектора – суммы радиальных и тангенциальных сил – наблюдается увеличение разбивания резьбы метчиками типа Б, которые к осевым силам практически не чувствительны.

Метчики с правой винтовой канавкой под углом $\omega = 30^\circ$ работали почти с нулевым значением осевых сил, в результате чего достигнута очень высокая точность формы среднего цилиндра нарезанной резьбы. Увеличение ширины незатылованной по профилю части пера приводит к уменьшению удельных значений осевых сил. С увеличением длины калибрующей части возрастает число опорных боковых кромок метчика, участвующих в дополнительном резании, разбивание размеров резьбы становится большим, точность формы среднего цилиндра понижается.

На основании изложенного с целью повышения точности формы среднего цилиндра резьбы, нарезаемой метчиками, и повышения на этой основе эксплуатационных характеристик резьбовых соединений следует уменьшать значения сил, воздействующих на метчик или ограничивать их влияние с помощью методов, указанных в работе [3].

Л и т е р а т у р а

1. Шагун В.И., Фельдштейн Э.И. Прибор для измерения внутренних резьб. – Измерительная техника, 1963, №7.
2. Матвеев В.В. Нарезание точных резьб машинными метчиками. – Станки и инструмент, 1963, №2.
3. Шагун В.И., Симончик А.П., Степанов С.И. Влияние геометрических параметров машинных метчиков на отклонения формы среднего цилиндра резьбы, нарезаемой в стали. – В сб.: Машиностроение и приборостроение. Минск, 1974, вып. 6.

ИССЛЕДОВАНИЕ ДВИЖЕНИЯ ШАРИКОВ В ПРОЦЕССЕ
ДОВОДКИ В ПОЛЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ

Движение шариков по желобам между дисками обусловлено наличием на площадках контакта сил трения. Снятие припуска происходит в основном при скольжении поверхности шарика по режущим элементам диска. Точность обработки и величина съема припуска зависят от распределения скоростей проскальзывания и изменения удельного давления в зоне контакта в процессе доводки, на которые, в свою очередь, влияют распределение абразивных зерен по площадкам контакта, динамические явления, возникающие из-за колебаний узлов станка, собственная погрешность формы шариков и т.д. Процесс доводки сопровождается вязко-упругими явлениями в зоне контакта, напряженность которых возрастает в точках, где отклонения от сферичности больше.

Совокупность всех физико-механических процессов, связанных с доводкой шариков, вызывает колебания, уменьшить влияние которых возможно путем введения вынужденных колебаний в зону обработки.

Пусть прижимной диск совершает ультразвуковые колебания по закону $z = A \sin kt$ в направлении, перпендикулярном плоскости обработки. Как показали исследования, взаимодействие трехмассовой системы прижимной диск - шарики - нижний диск сопровождается ударом и носит дискретный характер. В период колебания верхнего диска за время контакта наблюдается относительное перемещение взаимодействующих поверхностей, после чего следует отрыв.

После отрыва от поверхности шариков верхний диск, очевидно, также совершает упругий отскок от поверхности нижнего диска за счет энергии упругой деформации, после чего снова следует удар по другой поверхности шарика. В результате многократного ударного фрикционного взаимодействия значительно возрастает количество граней, так что с увеличением частоты колебаний за время поворота шарика его поверхность будет максимально приближаться к форме сферы.

Если скорость центра шарика при контактном взаимодействии равна [1] $v_{ш} = 0,54 v_c$, где v_c - скорость нижнего диска, то во время отрыва поверхностей центра шарика может достигнуть значения $v_{ш} = v_c$. В результате средняя

Таблица 1

Амплитуда колебаний, мкм	Скорость диска V_c , м/с				
	0,25	0,37	0,50	0,63	0,75
	$V_{ш}/V_c$				
без УЗК	0,56	0,55	0,55	0,55	0,52
3	0,58	0,61	0,55	0,57	0,58
6	0,59	0,63	0,56	0,59	0,61
9	0,62	0,68	0,58	0,57	0,61

скорость центра шарика за период колебаний будет иметь большее значение по сравнению со скоростью при обычном методе обработки, что позволяет получить более густую сетку следов на его поверхности.

Для экспериментального подтверждения выдвинутых положений были определены количественные соотношения скоростей центра шариков и диска при различной амплитуде ультразвуковых колебаний, представленных в табл. 1. Как видно, введение ультразвука в зону обработки приводит к увеличению скорости центра шариков в прямой зависимости от величины амплитуды колебаний. Следует отметить, что в процессе доводки трудно визуально оценить количественное соотношение угловых скоростей шарика вокруг своих осей, однако можно полагать, что дискретный характер взаимодействия позволяет получить сравнительное увеличение этих скоростей по сравнению со скоростью при обычном методе, более густую сетку следов, а следовательно, и качество обработки.

Для подтверждения предположения о наличии динамического взаимодействия трехмассовой системы с помощью электрической схемы были определены временные характеристики контакта поверхностей при различных условиях обработки. Установлено, что доминирующее влияние на время контактного взаимодействия оказывает амплитуда колебаний и статическая нагрузка и меньшее – сочетание материалов дисков. С увеличением амплитуды колебаний время контакта уменьшается, при этом усиливается импульсный характер их взаимодействия, в материале диска происходят вязко-упругие деформации, увеличивается площадь контакта, угол наклона желобов, а следовательно, и кинематические характеристики движения шариков.

Главным условием процесса доводки шариков является создание относительно равномерного вращения шариков вокруг

своих осей. Поэтому важна стабилизация сил трения в зоне контакта, которая зависит от многих взаимосвязанных факторов. Введение ультразвука перпендикулярно площадкам контакта приводит к импульсному характеру взаимодействия, вследствие чего сила трения действует меньшую часть периода колебаний, а остальное время равна нулю. Поэтому в среднем за период колебаний сила трения уменьшится по сравнению с силой трения при обычной обработке. При этом время контактного взаимодействия и величина силы трения, действующей за этот промежуток времени, будут характеризовать снижение и стабилизацию сил трения.

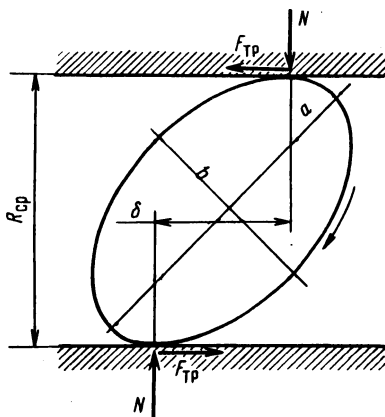


Рис. 1.

Рассмотрим движение шарика, имеющего погрешность в виде овальности между двумя плоскостями (рис. 1). Шарик прижимается плоскостями с силами N , направленными нормально к поверхности этих плоскостей. При качении шарика будет изменяться и плечо действия нормальных сил N в точках касания шара с плоскостями. Пренебрегая деформациями в зоне контакта и принимая усилие N за величину постоянную, условие качения шарика можно записать так:

$$M_{\text{тр}} > M_0 \quad (1) \quad \text{или} \quad F_{\text{тр}} R_{\text{ср}} > N \delta, \quad (2),$$

где $M_{\text{тр}}$ - момент от сил трения $F_{\text{тр}} = Nf$; M_0 - опрокидывающий момент; $R_{\text{ср}}$ - средний радиус шара; δ - плечо силы N .

Из уравнения (2) получаем

$$f > \frac{\delta}{R_{\text{ср}}}, \quad (3)$$

т.е. стабильность сил трения будет определяться при движении шарика величиной его погрешности. Принимая, что [2]

$$\delta = \sqrt{2ah} = \sqrt{\frac{d_{cp}}{2} (d_{max} - d_{min})}, \quad (4)$$

где $a = R_{cp}$, $2h = (d_{max} - d_{min})$ - величина овальности, и подставляя уравнение (4) в (3), получаем

$$f > \sqrt{\frac{d_{max} - d_{min}}{R_{cp}}}. \quad (5)$$

При введении ультразвуковых колебаний сила трения будет определяться как величиной времени ее взаимодействия, так и динамической силой, воздействующей за это время. Это значит, что увеличение амплитуды колебаний, а следовательно времени отрыва поверхностей может уменьшить силу трения и обеспечить относительную свободу движения шарика при его вращении вокруг своих осей.

Результаты экспериментальных исследований момента трения подтвердили предположение о том, что введение ультразвуковых колебаний приводит к стабилизации и снижению сил трения в зоне обработки, что оказывает существенное влияние на процесс формообразования шариков.

В ы в о ы

1. Введение ультразвуковых колебаний перпендикулярно плоскости обработки обеспечивает в силу динамического характера взаимодействия относительную свободу вращения шариков, позволяет получить более густую сетку следов на поверхности шариков и, следовательно, повысить производительность и точность обработки.

2. Увеличение амплитуды ультразвуковых колебаний приводит к стабилизации и снижению сил трения в зоне обработки и позволяет тем самым увеличить относительную свободу вращения шариков при его движении.

Л и т е р а т у р а

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

К ВОПРОСУ ОБ ОБЕСПЕЧЕНИИ ТОЧНОСТИ РАЗМЕРОВ ОТВЕРСТИЙ В ЗАПРЕССОВАННЫХ ВТУЛКАХ

В условиях серийного и массового производств одним из рычагов, интенсифицирующих технологический процесс, является обработка деталей партиями на настроенных станках методом автоматического получения размеров. При такой обра-

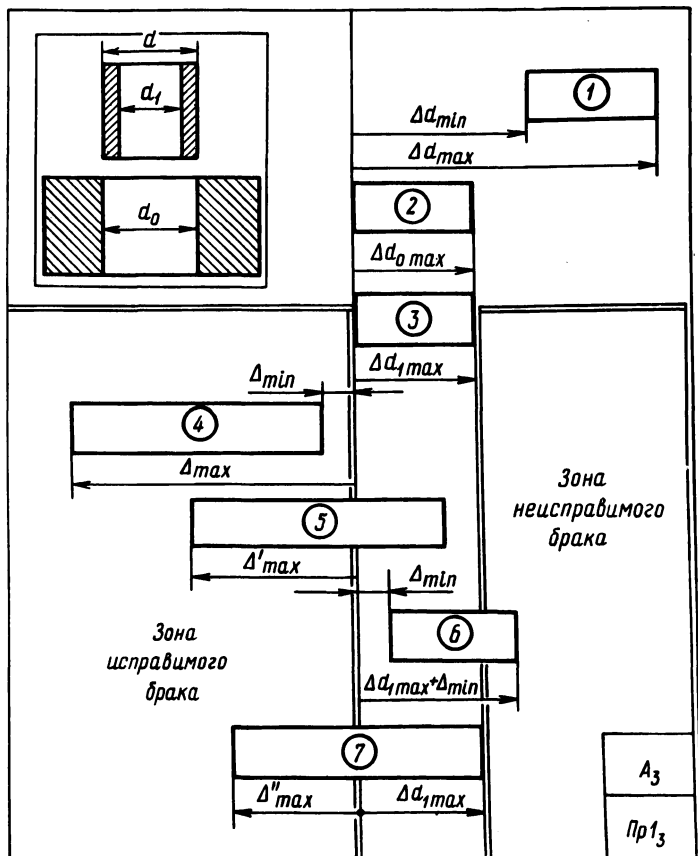


Рис. 1. Схема расположения полей допусков размеров поверхностей деталей в партии сопряжений

ботке деталей соединений с натягом типа "втулка - корпус" и при полном использовании полей допусков на сопрягаемые поверхности возникает сложная задача обеспечения требуемой чертежом точности диаметральных размеров отверстий в партии запрессованных втулок.

На рис. 1 построены поля допусков для наружной и внутренней поверхностей втулок (1 и 3), а также - для отверстий корпусных деталей (2) до запрессовки. Запрессовка втулок в корпуса приводит к появлению минимальной усадки их отверстий $\Delta_{\min} = \delta_{d_{\min}} - \delta_{d_o \max}$ и максимальной $\Delta_{\max} = \delta_{d_{\max}} - \delta_{d_o \min}$ (позиция 4). Допуск на отверстия втулок δ_{d_1} (позиция 3) является величиной, способствующей компенсации усадки отверстий втулок, так как с учетом этого допуска возможен вариант $\Delta'_{\max} = \delta_{d_{\max}} - \delta_{d_o \min} - \delta_{d_1 \max}$, причем Δ'_{\max} - усадка, находящаяся в зоне исправимого брака.

Уменьшить величину брака можно корректировкой размеров отверстий втулок перед их запрессовкой, при этом следует исключить появление неисправимого брака. Из схемы расположения полей допусков видно, что корректировку отверстий втулок необходимо производить в сторону увеличения со смещением поля допуска от нулевой линии на величину Δ_{\min} (позиция 6). В этом случае имеет место наилучший вариант компенсации максимальной усадки (позиция 7). Однако и при этом варианте значительная часть партии втулок после запрессовки приобретает размеры отверстий, которые не входят в величину поля допуска (Δ_{\max}).

На практике вероятность сочетания максимальных размеров с минимальными и наоборот ничтожно мала, тем не менее теоретико-вероятностный анализ также показывает на неизбежность брака при сопряжениях с натягом типа "втулка - корпус". Более того, сам процесс запрессовки, сопровождающийся перекосами, приводит к значительному расширению полигона распределения фактических размеров отверстий по сравнению с ожидаемым [1].

Наиболее перспективным способом получения заданных размеров отверстий запрессованных втулок является сведение процессов запрессовки втулок и поверхностного пластического деформирования (ППД) отверстий дорнами или ротационными протяжками в одну операцию и даже в один технологический переход [2].

На рис. 2,а приведена схема изменения диаметра отверстий под натягом пластического деформирования, а на рис. 2,б - возможные варианты зависимости: натяг ППД - приращение диаметра отверстий запрессованных втулок. При этом приняты следующие условные обозначения: $d_{п.з.}$ и $d_{п.к.}$ - диаметр отверстий втулок после запрессовки и калибрования; d_d -

диаметр дорна $i_{\text{пл}}$ - натяг ППД; $\Delta_{\text{пр}}$ и $\Delta_{\text{упр}}$ - соответственно остаточная и упругая деформации. На основании рис. 2, а можно записать: $d_{\text{п.к. min}} - d_{\text{п.з. min}} = i_{\text{пл. max}} - \Delta_{1 \text{ упр}}$
 $d_{\text{п.к. max}} - d_{\text{п.з. max}} = i_{\text{пл. min}} - \Delta_{2 \text{ упр}}$. С другой стороны, $i_{\text{пл. max}} = d_{\text{д}} - d_{\text{п.з. min}}$; $i_{\text{пл. min}} = d_{\text{д}} - d_{\text{п.з. max}}$. Совместное решение приведенных зависимостей позволяет выразить диаметры отверстий втулок после калибрования: $d_{\text{п.к. min}} = d_{\text{д}} - \Delta_{1 \text{ упр.}}$ и $d_{\text{п.к. max}} = d_{\text{д}} - \Delta_{2 \text{ упр.}}$

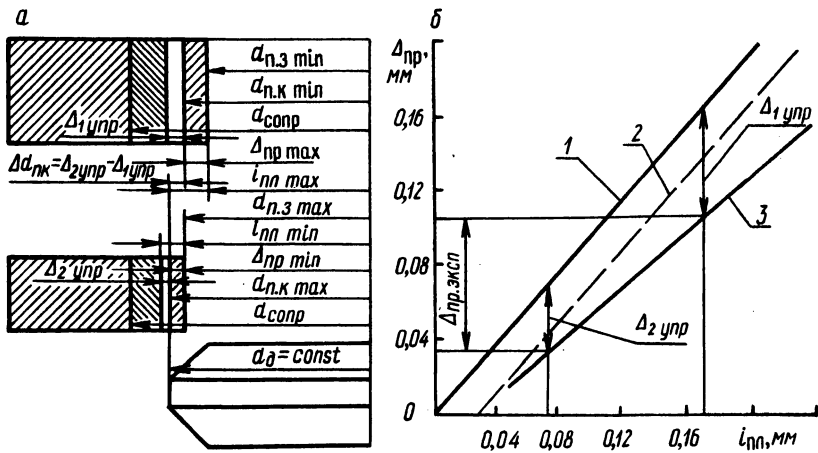


Рис. 2. Изменение диаметра отверстий запрессованных втулок под влиянием поверхностного пластического деформирования: а - схема изменения диаметра отверстий под влиянием натяга ППД; б - зависимость натяг ППД - приращение диаметра отверстий: 1 - линия максимально возможных приращений диаметра ($\Delta_{\text{пр}} = i_{\text{пл}}$); 2 - линия приращения диаметра при условии $\Delta_1 = \Delta_2$; 3 - экспериментальная линия приращения диаметра ($\Delta_{\text{пр}} = (i_{\text{пл}})$).

Таким образом, размах варьирования эмпирического распределения диаметральных размеров отверстий втулок равен разнице упругих деформаций: $\Delta d_{\text{п.к.}} = \Delta_{1 \text{ упр.}} - \Delta_{2 \text{ упр.}}$. Как видно из рис. 2, б, после калибрования втулок, имеющих перед обработкой значительную разницу в диаметрах ($d_{\text{п.з.}}$), соответствующую $i_{\text{пл. max}} - i_{\text{пл. min}}$, имеются все предпосылки к сужению полигона распределения размеров отверстий запрессованных втулок, так как $\Delta_{1 \text{ упр.}} - \Delta_{2 \text{ упр.}}$ $i_{\text{пл. max}} - i_{\text{пл. min}}$.

Результаты экспериментально-исследовательских работ, проведенных на кафедре "Технология машиностроения" Могилевского машиностроительного института, подтверждают указанное предположение [3].

Л и т е р а т у р а

1. Жабин А.И. и др. Определение допусков на обработку отверстий втулок, исключаящих их шабровку после запрессовки. - Вестник машиностроения, 1965, № 5. 2. Чистосердов П.С., Жолобов А.А., Сургунт Я.М. Запрессовка втулок и калибрование в них отверстий за один процесс. - Машиностроитель, 1873, № 9. 3. Чистосердов П.С., Жолобов А.А. Повышение точности отверстий в запрессованных втулках деформированием. - В сб.: Технология и организация производства. Киев, 1972, вып. 2.

УДК 621.96

А.А.Жолобов, В.Г.Беляй, П.С.Чистосердов

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УСТРОЙСТВ, СОВМЕШАЮЩИХ ПРОЦЕССЫ ЗАПРЕССОВКИ ВТУЛОК И КАЛИБРОВАНИЯ В НИХ ОТВЕРСТИЙ

На кафедре технологии машиностроения Могилевского машиностроительного института созданы устройства, совмещающие в один технологический переход процессы запрессовки втулок и калибрования в них отверстий методами ППД [1]

Одно из таких устройств приведено на рис. 1. Устройство работает следующим образом. На втулку 8, подлежащую запрессовке в корпус 9, устанавливается прессующий элемент, состоящий из стакана 4 и шаров 3.

Под действием собственного веса гильза 2 упирается внутренним торцом стакана 4. После этого тяга 1 в сборе с дорном 5 вводится в отверстие запрессовываемой втулки и крепится своей нижней частью с захватывающим устройством пресса или протяжного станка. При сообщении тяге поступательного перемещения вниз коническая часть ее направляющей захватывает шары, в результате чего прессующий стакан 4 соединяется с тягой и начинается процесс запрессовки. В дальнейшем гильза 2 своим нижним торцом упирается в верхний торец корпусной детали 9, а стакан вместе с шарами продолжает перемещаться вниз относительно остановившейся гиль-

зы, запрессовывая втулку до тех пор, пока шары не попадут в кольцевую выточку гильзы и не отсоединят прессующую часть от инструмента, который, продолжая двигаться вниз, осуществляет калибровку отверстия в запрессованной втулке.

Большое значение для практического использования разработанного устройства имеет выявление его технологических возможностей.

На рис. 2 приведена силовая расчетная схема этого устройства, изображающая действия сил на элементы устройства при запрессовке втулок. Положения деталей соответствуют позициям рис. 1.

Оптимальным углом тяги 1, которым она связывается с шариковым замком, можно считать такой угол α , при котором шары 3 контактируют с конической поверхностью тяги в точке С, находящейся на середине конуса по его длине, что обеспечивает равномерное распределение натяжений. Тогда

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{a}{d_{\text{ш}}} \right), \quad (1)$$

где a - ширина конического участка; $d_{\text{ш}}$ - диаметр шара замка.

Подставив в (1) $a = \frac{d_{\text{ш}} - b}{2}$, получим

$$\alpha = \arccos \frac{1}{2} \left(1 + \frac{b}{d_{\text{ш}}} \right). \quad (2)$$

Движение шаров устройства при запрессовке втулки можно разбить на три участка. На первом участке (от начала запрессовки и до упора гильзы 2 в корпусную деталь 9) происходит заклинивание шаров в трех точках А, В, С, при этом шары остаются неподвижными относительно деталей 1, 2, 4 (рис.

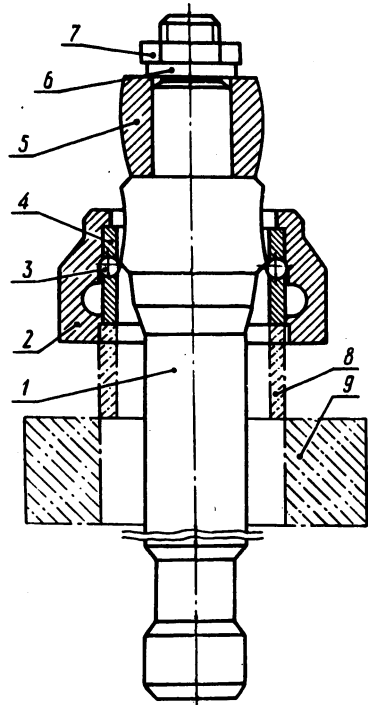


Рис. 1. Устройство для совмещения в один технологический переход процессов запрессовки втулок и калибровки в них отверстий.

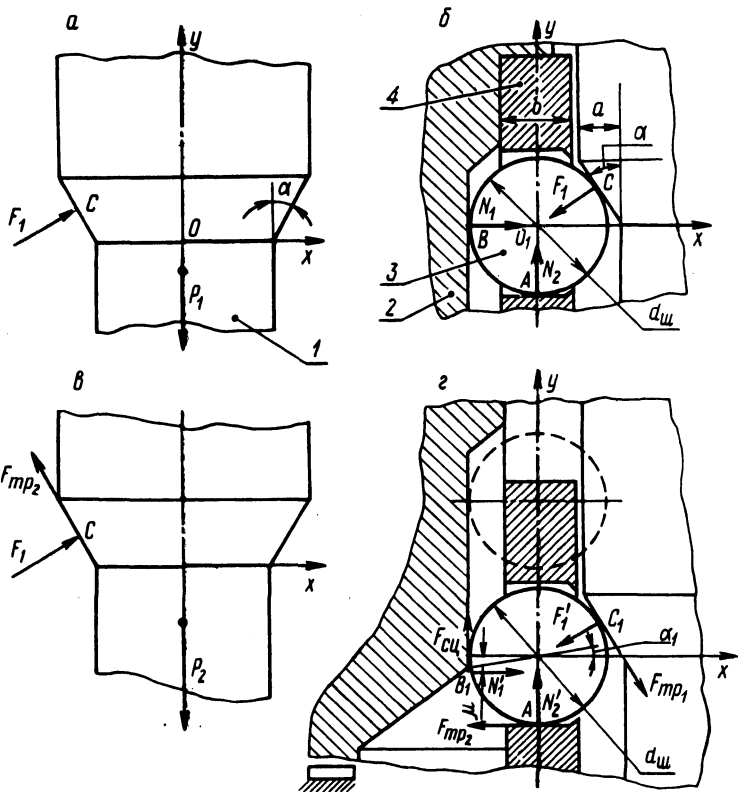


Рис. 2. Расчетная схема определения усилий шарикового замка устройства.

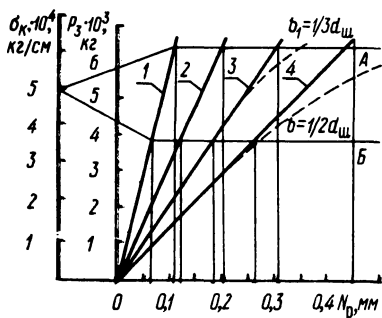


Рис. 3. Номограмма технологических возможностей устройств с шариковыми замками.

2,а,б). На втором участке (с момента упора гильзы 2 в корпусную деталь 9 и до вытеснения шаров в выточку гильзы) каждый шар совершает вращательное движение относительно деталей 1, 2, 4 (рис. 2,в,г). На третьем участке происходит вытеснение шаров в выточку гильзы 2 и на этом процесс запрессовки заканчивается.

Максимальные усилия, действующие на любой шар на первом участке определяются так:

$$F_1 = \frac{P_1}{n \sin \alpha}, \quad (3) \quad N_1 = \frac{P_1}{n} \operatorname{ctg} \alpha, \quad (4) \quad N_2 = \frac{P_1}{n}. \quad (5)$$

В формулах (3), (4), (5) F_1 - реакция со стороны шара; N_1 - реакция со стороны гильзы 2; N_2 - реакция со стороны стакана 4; P_1 - максимальное усилие запрессовки на первом участке; n - количество шаров в замке.

Анализ работы устройства показывает, что на первом участке шары могут катиться только по гильзе 2 и скользить по поверхности стакана 4 и тяги 1. Рассматривая тягу 1 в равновесии при движении шара на втором участке, получаем

$$\sum_y = 0; -P_2 + F_1' n \sin \alpha + F_{\text{тр}1} n \cos \alpha = 0, \quad (6)$$

где F_1' - реакция со стороны шара; P_2 - максимальное усилие запрессовки втулки.

Рассматривая на этом участке шар в равновесии, можно записать:

$$\sum_x = 0; N_1' - F_{\text{тр}2} - F_1' \cos \alpha + F_{\text{тр}1} \sin \alpha = 0, \\ \sum_y = 0; N_2' - F_{\text{сц}} - F_1' \sin \alpha - F_{\text{тр}1} \cos \alpha = 0, \quad (7)$$

$$\sum M_{O1} = 0; -F_{\text{тр}1} r - F_{\text{тр}2} r + N_1' \mu - F_{\text{сц}} r = 0,$$

где $F_{\text{сц}}$ - сила трения сцепления между шаром и гильзой; $F_{\text{тр}1}$ - сила трения скольжения между шаром и тягой; $F_{\text{тр}1} = F_1' f$; $F_{\text{тр}2} = N_1' f$; N_1' - реакция со стороны гильзы; N_2' - реакция со стороны стакана; μ - коэффициент трения качения; f - коэффициент трения скольжения.

После совместного решения системы (7) и уравнения (6) и ряда преобразований с учетом малых значений α , и μ получим для второго участка:

$$F_1' = \frac{P_2}{n (\sin \alpha + f \cos \alpha)}, \quad (8)$$

$$N_1' = \frac{P_2}{n} \left[\frac{f^2 (\cos \alpha + 1 + \sin \alpha + \cos \alpha (1 - f))}{(\sin \alpha + f \cos \alpha) (1 - f)} \right], \quad (9)$$

$$N_2' = \frac{P_2}{n} \left[\frac{(\sin \alpha + f \cos \alpha) + f}{(\sin \alpha + f \cos \alpha) (1 - f)} \right]. \quad (10)$$

Анализ усилий, действующих на элементы прессующей части устройства, и длин линий контактов показывает, что наибольшие контактные напряжения возникают в месте сопряжения шара со скалкой.

На основании полученных зависимостей на рис. 3 приведена номограмма, показывающая область возможных натягов сопряжений типа "втулка-корпус", при которых шариковые замки обеспечивают нормальный процесс запрессовки. При построении этой номограммы приняты следующие параметры сопряжений: диаметр отверстий втулок $d_1 = 54$ мм; диаметр сопряжения $d = 64$ мм; диаметр наружной поверхности корпусов $d_2 = 120$ мм; длина сопряжений $l = 50$ мм; шероховатость сопрягаемых поверхностей $R_z = 10$ мкм; диаметр шара замка $d_3 = 10$ мм; число шаров $n = 8$ шт.

На номограмме (рис. 3) линия 1 соответствует зависимости натяг прессового соединения - усилие запрессовки стальных втулок в стальные корпуса; 2 - стальных в чугунные; 3 - чугунных в стальные; 4 - бронзовых в стальные. Штриховыми линиями показаны возможные усилия запрессовки под воздействием упруго-пластических деформаций в зоне сопряжения.

Л и т е р а т у р а

1. Чистосердов П.С., Жолобов А.А. Повышение производительности труда при обработке отверстий в запрессованных втулках. - В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Минск, 1974, вып. 5.

Г.В.Тилигузов, О.В.Жилинский, Е.С.Яцура, Э.Ф.Капанец
ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ БЕСЦЕНТРОВОМ
ВРЕЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ
ВЫХАЖИВАНИЯ

Структура рабочих циклов при врезном бесцентровом шлифовании включает этапы врезания, установившегося шлифования и выхаживания. Традиционные циклы врезного шлифования отличаются характером изменения скорости поперечной подачи, количеством и последовательностью этапов шлифования и выхаживания, а также величиной припуска, снимаемого на каждом этапе цикла. При этом этапы выхаживания, как правило, являются неуправляемыми процессами, протекающими под действием упругих деформаций системы СПИД. Натяг в таких случаях асимптотически падает, а интенсивность съема металла замедляется.

В то же время для достижения высокой точности формы и размеров деталей, а также для наиболее полного использования возможностей станка с точки зрения производительности необходимо обеспечить постоянную и достаточно малую глубину резания в конце выхаживания и сохранить на протяжении всего цикла обработки максимально допустимую по условиям качества деталей интенсивность съема металла. С этой целью следует управлять скоростью съема металла при выхаживании.

Анализ выражений [1], описывающих характер изменения глубины резания в процессе выхаживания при врезном шлифовании в зависимости от режимов обработки и параметров станочной системы, показывает, что такое управление возможно осуществить путем изменения либо скорости вращения шлифовального круга, либо скорости вращения обрабатываемой детали, определяемой скоростью вращения ведущего круга.

Наиболее целесообразным для управления процессом выхаживания при бесцентровом врезном шлифовании является изменение скорости вращения обрабатываемой детали, с увеличением которой повышается скорость съема металла при одновременном уменьшении подачи на оборот детали, в результате чего в конце цикла обработки обеспечивается малая глубина резания. В связи с этим было предложено проводить выхаживание при повышенной скорости вращения ведущего круга по сравнению с этапом установившегося шлифования.

Экспериментальное исследование влияния величины скорости вращения ведущего круга при выхаживании на точностные параметры и физико-механические свойства поверхностей обрабатываемых деталей проводилось на круглошлифовальном бесцентровом станке мод. 3М182. Шлифование велось врезанием с последующим выхаживанием по реле времени заготовки диаметром 10мм и длиной 95мм из материалов сталь 45 (HRC 50...52), ШХ9, ШХ15 (HRC 60...64), имеющих исходную некруглость и нецилиндричность 5...10 мкм, шероховатость поверхности 5...6-го классов. Обработка каждой партии заготовок в количестве 35 штук велась при величине поперечной подачи 1,2мм/мин, припуске 0,05мм и продолжительности выхаживания 3 с. Процесс обработки осуществлялся после достижения температурной стабилизации станочной системы при оптимальных значениях параметров геометрической наладки станка [2], приведенных в табл. 1.

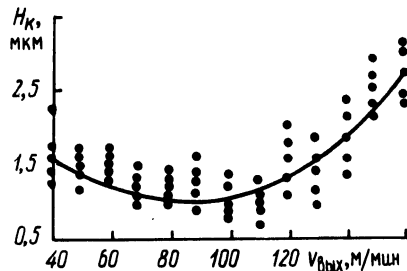
Шлифовальный круг 24А25ПСТ16К1А диаметром 350мм и ведущий 24А16ПСТ16В3А диаметром 250 мм правились с одними и теми же режимами (табл. 1) после каждой партии деталей. Скорость вращения ведущего круга на этапе выхаживания в диапазоне от 40 до 160м/мин. Необходимая величина скорости $V_{\text{вых}}$ обеспечивалась за счет автоматического увеличения скорости вращения двигателя привода ведущего круга в начальный момент выхаживания при ослаблении магнитного потока, создаваемого обмоткой возбуждения. С этой целью в цепь обмотки возбуждения электродвигателя привода с помощью реле времени ВЛ17-2 подключается дополнительное сопротивление и подается задающее напряжение. После завершения этапа выхаживания дополнительное сопротивление отключается, и скорость вращения ведущего круга снижается до ее норма-

Т а б л и ц а 1

Наименование параметров	Значение
Высота превышения оси детали над линией центров h , мм	7,5
Угол скоса опорного ножа φ , град	30
Угол наклона ведущего круга ϑ , град	0,5
Скорость вращения ведущего круга на этапе установившегося шлифования V_k , м/мин	40
Продольная подача при правке: шлифовального круга, м/мин ведущего круга, м/мин	0,25
	0,1
Поперечная подача при правке и количестве проходов:	
	при черновом проходе, мм/ход при чистовом проходе, мм/ход

тивного значения на этапе установившегося шлифования. Продолжительность переходного процесса (разгона ведущего круга в начальный момент выхаживания) для исследуемого диапазона изменения скорости $v_{\text{вых}}$ для данной системы не превышает 0,4с.

Рис. 1. Зависимость некруглости поверхностей деталей от скорости вращения ведущего круга на этапе выхаживания ($t=0,05$ мм, $v_{\text{п.п}}=1,2$ мм/мин, $T=3$ с).



Сравнение результатов обработки отдельных партий деталей позволило обнаружить существенное различие в точности размеров, формы и значениях физико-механических характеристик поверхностей деталей, протшлифованных при различных величинах вращения ведущего круга на этапе выхаживания в рассматриваемом диапазоне ее изменения.

На рис. 1 приведена эмпирическая зависимость средней некруглости H_k партии деталей от скорости $v_{\text{вых}}$. При увеличении этой скорости от 40 до 100 м/мин происходит уменьшение величины H_k от 1,7 до 1,0 мкм.

Анализ круглограмм протшлифованных деталей показывает, что при постоянном значении скорости v_k на протяжении всего цикла обработки преобладают низкочастотные составляющие погрешности формы типа овальности и трехгранности. С увеличением скорости вращения $v_{\text{вых}}$ характер погрешности формы меняется. Происходит уменьшение как шага, так и амплитуды гранности, а форма обрабатываемых деталей улучшается. Это объясняется изменением частотных характеристик процесса обработки при увеличении скорости вращения ведущего круга в начальный момент выхаживания, а также внесением нестационарности в условия исправления гранности за счет сдвига установившегося фазового угла между максимумами натяга системы и погрешности формы детали. Кроме того, при одной и той же продолжительности выхаживания деталь совершает дополнительное количество оборотов в зоне резания, что приводит к увеличению скорости исправления исходной погрешности.

При значениях $v_{\text{вых}} > 100$ м/мин наблюдается увеличение величины H_k , что вызвано нарушением условий базиро-

вания обрабатываемой детали на опорной поверхности ножа и упоре выталкивателя, а также ростом амплитуды вынужденных колебаний станочной системы под действием дисбаланса ведущего круга.

Увеличение скорости вращения ведущего круга на этапе выхаживания приводит также к изменению величин физико-механических характеристик поверхностей деталей. На рис. 2 приведены эмпирические зависимости микротвердости (H_d) и шероховатости (R_a) поверхностей обработанных деталей от величины скорости $v_{\text{вых}}$ для различных материалов.

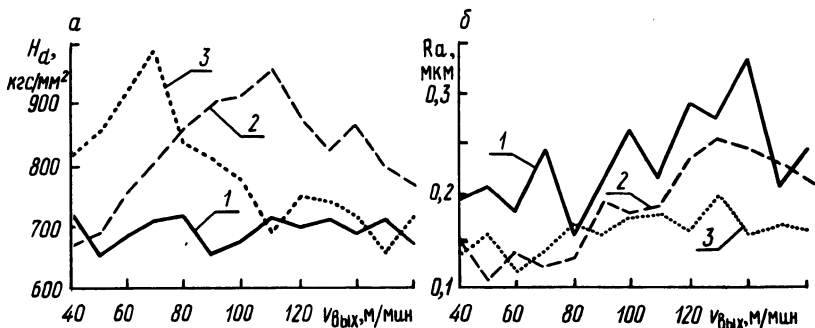


Рис. 2. Зависимость микротвердости (а) и шероховатости (б) поверхностей деталей от скорости вращения ведущего круга на этапе выхаживания: 1 — сталь 45; 2 — ШХ15; 3 — ШХ9.

У деталей из стали 45 не происходит существенного изменения микротвердости поверхностей при шлифовании с повышенной скоростью $v_{\text{вых}}$ во всем диапазоне ее изменения. Для материалов ШХ15 и ШХ9 с увеличением скорости $v_{\text{вых}}$ соответственно до 110 и 70 м/мин наблюдается значительное повышение микротвердости. Это объясняется [3] более интенсивным абразивным наклепом поверхностей за счет снижения глубины резания и сокращения продолжительности температурного воздействия при выхаживании с повышенной скоростью вращения обрабатываемой детали. Дальнейшее увеличение скорости $v_{\text{вых}}$ для этих материалов приводит к разупрочнению поверхностей деталей, что обусловлено ростом скорости съема металла на этапе выхаживания.

Увеличение скорости $v_{\text{вых}}$ до 100 м/мин (рис. 2, б) не оказывает значительного влияния на шероховатость шлифованных поверхностей, так как рост скорости съема металла компенсируется уменьшением глубины резания. При значениях $v_{\text{вых}} > 100$ м/мин наблюдается незначительное (в пределах од-

ного класса) увеличение шероховатости поверхностей деталей.

Л и т е р а т у р а

1. Глейзер Л.А. Пути усовершенствования инструмента, станков и технологии шлифования. М., 1957. 2. Дробашевский Г.С. и др. Оптимизация наладки бесцентровошлифовального станка. - Станки и инструмент, 1973, №9. 3. Ящерицын П.И. Влияние структуры рабочего цикла внутришлифовальных станков на качество обработанных поверхностей. - Станки и инструмент, 1965, №10.

УДК 621.9.02

В.З.Григорьев, Е.Э.Фельдштейн

ПРИСПОСОБЛЕНИЯ ДЛЯ ПРОФИЛИРОВАНИЯ РАДИУСНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЗЦОВ И РЕЗЦОВЫХ ВСТАВОК

При токарной обработке многих деталей требуется сформировать радиусные поверхности с большой степенью точности радиуса. Это предъявляет высокие требования к качеству заточки радиусных резцов. Обеспечение этих требований возможно только при использовании специальных приспособлений.

Конструкции приспособлений для заточки радиуса при вершине резца различны. Принципиальные схемы их конструкции можно сопоставить по рис. 1. Существуют конструкции (рис. 1, а), в которых резец 1 закрепляется в держателе 2 и поворачивается на величину заднего угла α на оси 3. Держатель имеет перемещение в двух взаимно перпендикулярных направлениях с помощью салазок 4, 5 и микрометрических винтов. Вся система качается по вертикальной оси корпуса 6, при этом величина перемещения равна углу при вершине. Настройка приспособления осуществляется следующим образом. Индикатор 9, закрепленный в кронштейне 8, вводится в контакт с упором 7, проходящим через ось качания. После этого упор 7 опускается в корпус, в контакт с индикатором вводится резец и подается с помощью салазок на величину радиуса при вершине. После этого кронштейн с индикатором снимается и резец вводится в контакт с шлифовальным кругом 10 с помощью винта поперечной подачи заточного станка. Недостатком конструкции является то, что ось качания резца параллельна поверхности круга, в результате чего задний угол при перемещении вдоль

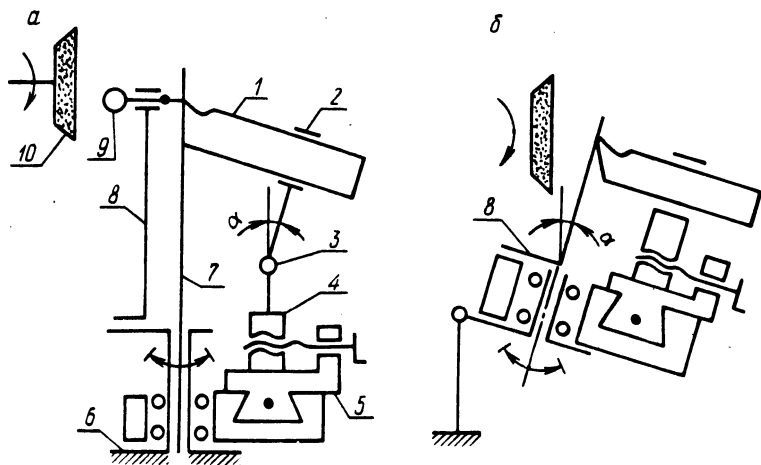


Рис. 1. Принципиальные схемы приспособлений для заточки радиуса при вершине реза.

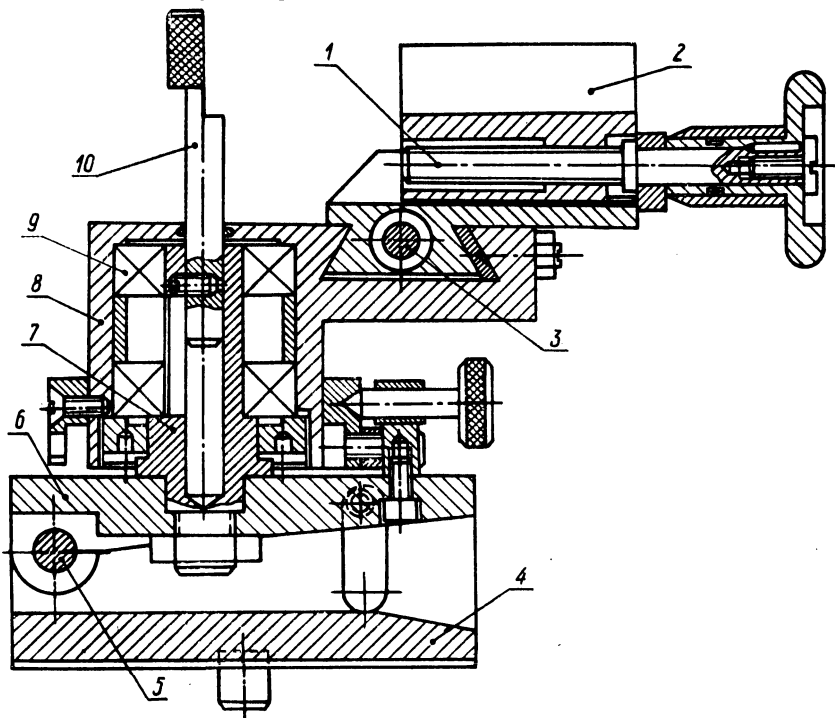


Рис. 2. Конструкция приспособления для заточки реза.

радиусной кромки уменьшается. Действительная его величина в месте перехода от радиуса к прямой линии может быть определена по формуле $\operatorname{tg} \alpha_{\text{д}} = \operatorname{tg} \alpha \cos \varphi$. Уменьшение величины заднего угла на прямолинейных режущих лезвиях приводит к более интенсивному их износу.

Равенство задних углов вдоль режущих кромок резца обеспечивается конструкция (рис. 1,б), ось качания которой наклонена под углом α к поверхности шлифовального круга. Настройка приспособления осуществляется с помощью съемного кронштейна 8. Резец доводится до упора, который расположен так, что обеспечивает совпадение оси качания приспособления и центра радиусной поверхности резца. Затем упор снимается и производится заточка. Недостатком в данном случае является то, что наличие ряда упоров, рассчитанных на определенный радиус, может снизить точность заточки и не экономично.

Рассмотрим разработанное приспособление, лишенное указанных недостатков (рис. 2). В корпусе 4 установлена плита 6, которая может поворачиваться на угол $\alpha = 0 \dots 15^\circ$ относительно оси 5. В плите закреплена ось 7, относительно которой на радиально-упорных подшипниках 9 качается корпус 8. Угол качания устанавливается упорами по шкале и равен углу при вершине. Настройка приспособления осуществляется следующим образом. В резцедержатель 2 устанавливается державка с индикатором, который вводится в соприкосновение с упором 10,

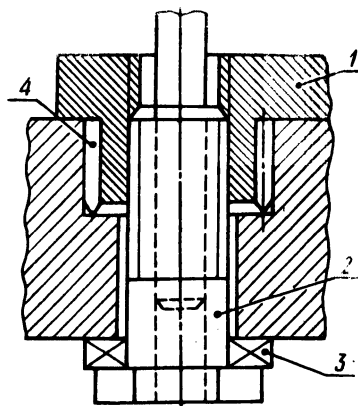


Рис. 3. Схема модернизации трехповоротных тисков универсально-заточного станка.

установленным на оси качания. Затем упор 10 опускается, индикатор с помощью ходового винта поперечной подачи вводится в соприкосновение с шлифовальным кругом и по индикатору устанавливают величину радиуса при вершине. Точность радиуса

при этом соответствует цене деления индикатора. После этого индикатор снимается, в резцедержателе закрепляют резец или резцовую вставку и производится заточка. Подача резца осуществляется микровинтом 1. Смещение центра вращения относительно продольной оси резца осуществляется микровинтом 3.

Приспособление для заточки радиуса при вершине можно изготовить на базе трехповоротных тисков универсально-заточного станка. В этом случае тиски снимаются и вместо них в игольчатом подшипнике 4 (рис. 3) устанавливается корпус 1, аналогичный корпусу 8 (рис. 2). Корпус закрепляется в стационарной части приспособления болтом 2 через упорный подшипник 3. Установка на величину заднего угла осуществляется в стационарной части приспособления.

УДК 621.91.01

В.И. Ходырев, В.А. Молочков

ОСОБЕННОСТИ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ВИНТОВЫМ РОТАЦИОННЫМ РЕЗЦОМ

Особенностью обработки винтовым ротационным резцом является циклическая прерывистость резания, вызванная осевым перемещением активных участков режущей кромки (рабочих витков) при ее вращении. Это явление гарантирует кинематическое дробление стружки в любых условиях обработки, но вместе с тем значительно усложняет механику резания [1,2].

Условия резания рабочим витком винтового резца существенно изменяются за время его перемещения в зоне контакта с обрабатываемой деталью (цикл резания), что обусловлено величинами углов ориентации и схода стружки, кинематических углов режущего лезвия, кинематического коэффициента, формой и размерами поперечного сечения срезаемого слоя и т.д. Все эти факторы в совокупности определяют изменение силы резания отдельным рабочим витком в течение цикла резания.

Суммарная сила резания, действующая на винтовой резец, зависит от числа одновременно работающих витков, которое в общем случае изменяется за оборот резца n до $(n + 1)$, что вызывает значительные колебания силы резания за оборот резца.

Рассмотрим систему сил, действующих на рабочий виток резца в произвольный момент резания (рис. 1). При установке резца с отрицательным углом наклона режущей кромки рабо-

чие витки винтового резца располагаются выше линии центров станка и перемещаются от обрабатываемой поверхности к обработанной при правом направлении винтовой кромки или от обработанной поверхности к обрабатываемой – при левом. В данном случае известную для чашечного резца схему сил [3] применять нельзя, так как она содержит ряд допущений, неприемлемых при значительном смещении рабочего витка от осевой плоскости детали.

Сила P , действующая на передней поверхности витка, является суммой нормальных сил и сил трения и разлагается на составляющие P_z, P_y, P_x . Сила P_z (рис. 1,а) направлена по касательной к траектории главного движения, сила P_y перпендикулярна оси детали и силе P_z , сила P_x перпендикулярна силам P_z и P_y , т.е. направлена вдоль оси детали. Таким образом, силы P_z и P_y в каждый момент времени в течение цикла резания изменяют свое направление относительно режущей части инструмента. Поэтому заменим систему координат xz системой x_1z_1 , где ось z_1 перпендикулярна направлениям продольной и поперечной подач, а ось y_1 лежит в плоскости подач и перпендикулярна оси детали. Проекция сил P_z и P_y на оси z_1 и y_1 :

$$P_{z_1} = P_z \cos \varphi, \quad P_{y_1} = P_y \cos \varphi, \\ (P_y)_{z_1} = P_y \sin \varphi, \quad (P_z)_{y_1} = P_z \sin \varphi.$$

Обозначим

$$P_{z_1} - (P_y)_{z_1} = P_z \cos \varphi - P_y \sin \varphi = P'_z, \quad (1)$$

$$P_{y_1} \pm (P_z)_{y_1} = P_y \cos \varphi \pm P_z \sin \varphi = P'_y. \quad (2)$$

Знак "плюс" в выражении (2) соответствует обработке наружных поверхностей вращения, знак "минус" – обработке внутренних поверхностей.

Угол между равнодействующей R_{xz} и силой P'_z

$$\operatorname{tg} \nu = \frac{P_x}{P_z \cos \varphi - P_y \sin \varphi}.$$

Составляющие силы трения и нормальной силы

$$\left. \begin{aligned} F_{xz_1} &= \frac{P_x}{\sin \nu} \sin (\varepsilon - \xi - \nu), \\ N_{xz_1} &= \frac{P_x}{\sin \nu} \cos (\varepsilon - \xi - \nu), \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

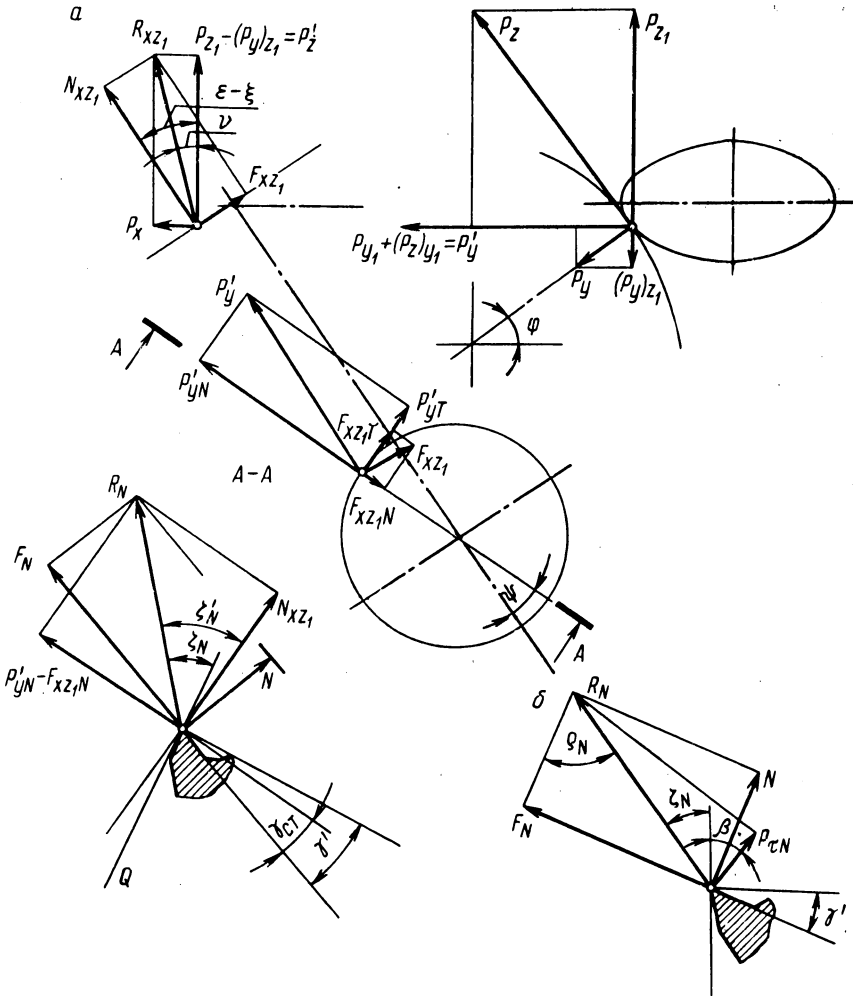


Рис. 1. Схема сил, действующих на рабочий виток винтового резца.

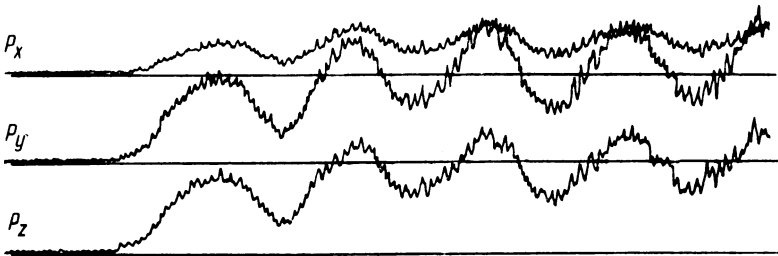


Рис. 2. Осциллограммы составляющих силы резания.

где ϵ - угол наклона оси резца; ξ - угол подъема винтовой кромки.

Вспомогательный угол ξ (рис. 1, А-А)

$$\operatorname{tg} \xi'_N = \frac{(P_y \cos \varphi + P_z \sin \varphi) \cos \psi \sin \nu - P_x \cos(\epsilon - \xi - \nu)}{-P_x \sin(\epsilon - \xi - \nu) \sin \psi} \times$$

Нормальная сила

$$N = \frac{P_x}{\sin \nu \cos \xi'_N} \cos(\epsilon - \xi - \nu) \cos(\gamma + \xi'_N). \quad (4)$$

Нормальная составляющая силы трения

$$F_N = \frac{P_x}{\sin \nu \cos \xi'_N} \cos(\epsilon - \xi - \nu) \sin(\gamma + \xi'_N). \quad (5)$$

Касательная составляющая силы трения

$$F_T = (P_y \cos \varphi - P_z \sin \varphi) \sin \psi \frac{P_x \sin(\epsilon - \xi - \nu) \cos \psi}{\sin \nu}. \quad (6)$$

Угол действия в соответствии с [3] рассматриваем как угол между силой действия R и проекцией ее на плоскость со следом Q , касательным к поверхности резания. Проекция угла действия на плоскость, перпендикулярную к режущей кромке, $\xi_N = \xi'_N - (\gamma' - \gamma)$. Если принять $\gamma' = \gamma + \varphi$, тогда

$$\xi_N = \xi'_N - \varphi. \quad (7)$$

Проекция угла трения на плоскость, перпендикулярную к режущей кромке, $\rho_N = \xi_N + \gamma_1$. Нормальная составляющая силы сдвига к режущей кромке

$$P_{\xi N} = \frac{F_N}{\sin \rho_N} \cos(\xi_N + \beta), \quad (8)$$

где β - угол сдвига.

Таким образом, измеряемые динамометром составляющие силы резания, действующие на винтовой резец:

$$\left. \begin{aligned} \Sigma P_z &= P'_{z1} + P'_{z2} + \dots + P'_{zn}, \\ \Sigma P_y &= P'_{y1} + P'_{y2} + \dots + P'_{yn}, \\ \Sigma P_x &= P'_{x1} + P'_{x2} + \dots + P'_{xn}, \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где n - число рабочих витков. Составляющие силы резания, действующие на каждый рабочий виток,

$$\left. \begin{aligned} P_z &= P'_z \cos \varphi + P'_y \sin \varphi, \\ P_y &= P'_y \cos \varphi \pm P'_z \sin \varphi. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Таким образом, выражения (1), (2), (4), (9), (10) показывают, что составляющие силы резания существеннейшим образом зависят от положения рабочего витка в направлении оси Oz_1 .

Наибольшее влияние на $\Sigma P_z, \Sigma P_y, \Sigma P_x$ оказывает изменение числа рабочих витков, вызывающее соответствующие изменения суммарной площади среза и суммарной активной длины режущих кромок. Поэтому режим устойчивого резания винтовым резцом можно создать, выполнив условие $l_p / h = n$, где l_p - рабочая длина резца [1]; h - шаг винтовой режущей кромки; $h = 1, 2, 3, \dots = \text{const}$ - число рабочих витков. При этом колебания силы резания ΔP будут иметь минимальные значения и определяться изменениями условий резания в течение его цикла, а также известными для традиционного резания причинами.

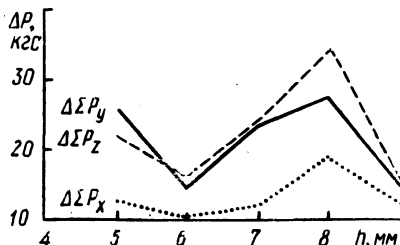
В общем случае колебания составляющих силы резания винтовой вращающейся кромкой имеют основную волну с большой амплитудой и низкой частотой, с которой складываются высокочастотные колебания с малой амплитудой (рис. 2). Низкочастотные колебания определяются изменением суммарной активной длины режущих кромок за оборот резца (один оборот резца выражается тремя отрезками верхней прерывистой линии). На эти колебания может оказать влияние радиальное биение режущей части, когда оно становится значительным. Высокочастотные колебания являются характерными для резания вообще. Колебания, связанные с изменением условий резания в течение цикла, имеют в общем случае частоту меньшую, чем колебания за оборот резца, и на данных осциллограммах визуально не просматриваются.

Экспериментальные исследования колебаний составляющих силы резания проводились при точении стали 40X на токарно-винторезном станке модели 16K20. Параметры винтового резца следующие: диаметр $D = 38$ мм, шаг винтовой кромки $h = 5 \dots 9$ мм, число заходов $i = 1$, угол наклона оси резца $\epsilon = 10 \dots 45^\circ$, передний угол $\gamma = 5^\circ$, задний угол $\alpha = 10^\circ$. Составляющие силы резания $\Sigma P_z, \Sigma P_y, \Sigma P_x$ измерялись дина-

мометром УДМ-600. Запись на пленку производилась с помощью осциллографа Н115.

Наибольшее влияние на рабочую длину резца и число рабочих витков оказывают угол наклона оси резца ϵ , шаг винтовой кромки h и глубина резания t .

Рис. 3. Зависимость колебания составляющих силы резания от шага винтовой кромки ($\epsilon = 15^\circ$, $i = 1$, $\gamma = 65^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $h = 5$ мм, $s = 0,21$ мм/об, $v = 127$ м/мин).



На рис. 3 показана зависимость ΔP от шага винтовой кромки. Совершенно очевидно, что колебания составляющих силы резания имеют минимальную величину при оптимальных значениях шага ($h_1 = 6$ мм, $h_2 = 9$ мм), соответствующих при данных условиях обработки минимальным колебаниям активной доли режущих кромок. Аналогичный характер имеют зависимости $\Delta P = f(\epsilon)$ и $\Delta P = f(t)$.

Л и т е р а т у р а

1. Ходырев В.И., Пачев Л.М. Исследование процесса обработки валов ротационными резцами с винтовой режущей кромкой. - Авиационная промышленность, 1975, №1. 2. Подураев В.Н., Ходырев В.И., Урицкий А.М. Механика процесса резания винтовыми ротационными резцами. - Изв. ВУЗов. Машиностроение, 1976, №4. 3. Бобров В.Ф., Иерусалимский Д.Е. Резание металлов самовращающимися резцами. М., 1972.

УДК 621.91.01

Ю.А.Новоселов

ОБОБЩЕННАЯ МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ СИЛ РЕЗАНИЯ

Степенная эмпирическая формула [1] для расчета главной составляющей силы резания

$$P_z = C_{P_z} t^{X_{P_z}} s^{Y_P} z^{Z_{P_z}} v^{K_{P_z}} \quad (1)$$

имеет, как известно, ряд существенных недостатков, основными из которых являются отсутствие физического смысла, несоответствие правилам теории размерностей, нераспространяемость численных значений постоянных, полученных в одном процессе резания, на другие процессы и т. п.

Учитывая единство процесса резания и общность физических закономерностей во всех существующих методах обработки резанием, можно рекомендовать более общий подход к постановке и проведению исследований сил резания. Рассуждения построены на методическом анализе.

Из всех параметров, определяющих силу резания, наиболее значительными являются толщина a и ширина b срезаемого слоя — его объемно-геометрические характеристики. Учитывая это, силу резания при любом методе обработки можно выразить через силу в каком-нибудь достаточно изученном и по сути простом методе (назовем его базовым методом), т. е.

$$P_z = P_0(a, b) K, \quad (2)$$

где $P_0(a, b)$ — сила резания в базовом методе обработки; K — собирательный поправочный коэффициент, учитывающий в целом все возможные отличия условий резания рассматриваемого метода обработки от условий базового метода, в том числе и формально-назывательные отличия, если таковые имеют право на существование.

Введенный поправочный коэффициент K представляет собой произведение целого ряда частных коэффициентов

$$K = K_1 K_2 K_3 \dots K_n, \quad (3)$$

каждый из которых учитывает свой определенный отличительный признак рассматриваемого метода от базового, например степень стесненности резания, прерывистость резания, переменность толщины срезаемого слоя, кривизну режущей кромки и т. д.

За базовый метод обработки целесообразно, по-видимому, принять свободное прямоугольное резание его общеизвестных преимуществ. Примем выражение для силы $P_0(a, b)$ в виде

$$P_0(a, b) = C_p a^y b^x v^z, \quad (4)$$

где поправочный коэффициент (по символике формулы K_p) опущен, точнее, включен в состав общего коэффициента C_p .

Введя понятие эталонного опыта базового метода обработки с параметрами a_0, b_0, v_0 , умножив и разделив правую часть формулы (4) на произведение $a_0^y b_0^x v_0^z$, получим

$$P_0(a, b) = C_p a_0^y b_0^x v_0^z \left(\frac{a}{a_0}\right)^y \left(\frac{b}{b_0}\right)^x \left(\frac{v}{v_0}\right)^z, \quad (5)$$

Выражение без скобок есть сила резания в эталонном опыте $P_{\text{эт}}$, т.е.

$$P_0(a, b) = P_{\text{эт}} \left(\frac{a}{a_0}\right)^y \left(\frac{b}{b_0}\right)^x \left(\frac{v}{v_0}\right)^z \quad (6)$$

После умножения формулы (6) на $\left(\frac{a_0}{a}\right)^x$ получим

$$\begin{aligned} P_0(a, b) &= P_{\text{эт}} \left(\frac{a b}{a_0 b_0}\right)^x \left(\frac{a_0}{a}\right)^{x-y} \left(\frac{v}{v_0}\right)^z = \\ &= P_{\text{эт}} \left(\frac{F}{F_0}\right)^x \left(\frac{a_0}{a}\right)^{x-y} \left(\frac{v}{v_0}\right)^z, \end{aligned} \quad (7)$$

где F - площадь срезаемого слоя.

Таким образом, сила резания в базовом методе обработки оказалась представленной в виде произведения некоторой заранее известной или легко определяемой экспериментально эталонной силы $P_{\text{эт}}$ на комплекс безразмерных коэффициентов.

Установив основные параметры эталонного опыта $a_0 = 0,2 \text{ мм}$, $b_0 = 5 \text{ мм}$, $v_0 = 20 \text{ м/мин}$ (как наиболее часто применяемые на практике и удобные для вычислений значения), формулы (2) с учетом формулы (7) запишем в виде

$$P_z = qF K_a K_v K_1 K_2 K_3 x \dots x K_n, \quad (8)$$

где q - удельная эталонная (в условиях эталонного опыта) сила резания, численно равная условно-расчетному напряжению сжатия в срезаемом слое, кг/мм^2 ; K_a, K_v - поправочные коэффициенты толщины срезаемого слоя и скорости резания, равные

$$K_a = \left(\frac{0,2}{a}\right)^{1-y}, \quad K_v = \left(\frac{v}{20}\right)^z. \quad (9)$$

Степень рациональности предлагаемого подхода к постановке силовых исследований можно видеть по следующему сравнению. В табл. 1 приведены результаты исследований [2]

Т а б л и ц а 1. Удельное давление резания p , кгс/мм²

Обрабатываемая сталь с σ_B , кгс/мм ²	Площадь сечения срезаемого слоя F , мм ²								
	1,0	2,0	3,0	5,0	8,0	10,0	20,0	30,0	40,0
$\sigma_B = 30...40$	170	153	147	134	130	125	113	109	105
$\sigma_B = 40...50$	210	190	180	170	160	155	140	135	130
$\sigma_B = 50...60$	250	230	220	210	192	185	170	160	155
$\sigma_B = 60...70$	300	270	260	240	230	225	200	195	185
$\sigma_B = 70...85$	355	326	310	290	270	260	240	230	220

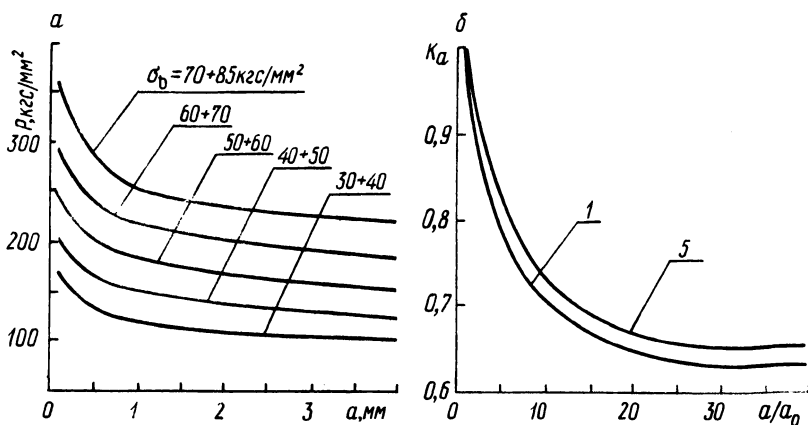


Рис. 1. Зависимость результатов исследования [2] сил резания от толщины среза для различных сталей: а — обработка результатов по традиционной методике; б — по предлагаемой.

силы P_Z , отнесенной к единице площади срезаемого слоя, т.е. значения так называемого удельного давления резания p в зависимости от площади срезаемого слоя F для большой гаммы углеродистых сталей ($\sigma_B = 30...85$ кгс/мм²).

Зависимость удельного давления p от толщины a срезаемого слоя для данных табл. 1 представлена на рис. 1,а (пять кривых). Обработка этих результатов по предлагаемой методике, как видно из рис. 1,б, дает возможность для сталей всех пяти интервалов σ_B иметь одну и ту же зависимость K_a от отношения a/a_0 . Это указывает на то, что вместо 45 проведенных опытов при использовании предлагаемой методики достаточно было бы пяти, т.е. почти в 10 раз меньше.

После построения зависимости величины q от временного сопротивления σ_B (рис. 2) оказалось, что она прямолинейна и описывается точно формулой $q = 4,25 \sigma_B + 20$ или с некоторой погрешностью (до 7%) - формулой $q = 4,625 \sigma_B$.

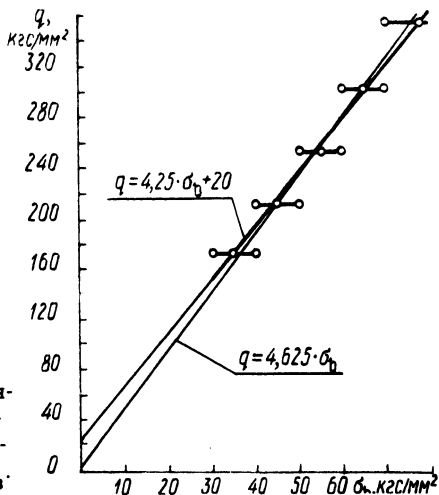


Рис. 2. Зависимость рассчитанной удельной эталонной силы резания q от временного сопротивления обрабатываемых сталей σ_B .

Для силы P_Z по данным табл. 1 предлагаемая методика дает формулу

$$P_Z = 4,625 \sigma_B \quad a b \left(\frac{0,2}{a} \right)^{0,13}, \quad (10)$$

отражающую линейную связь силы резания с временным сопротивлением обрабатываемой стали.

Таким образом, рассмотренная обобщенная методика постановки и проведения исследования силы резания дает возможность сократить количество опытов, обобщать полученные результаты и получать в итоге формулы, имеющие определенный физический смысл.

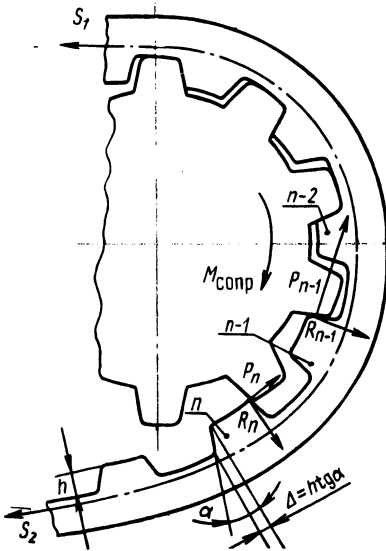
Л и т е р а т у р а

1. Грановский Г.И. и др. Резание металлов, М., 1954.
2. Ачеркан Н.С. Расчет и конструирование металлорежущих станков. М., 1936.

ВЫБОР ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО НАТЯЖЕНИЯ В
ЗУБЧАТОРЕМЕННОЙ ПЕРЕДАЧЕ

В известных исследованиях содержатся различные рекомендации по выбору предварительного натяжения S_0 . Так, в [1] величина S_0 предлагается незначительной, выбирается из расчета компенсации центробежного натяжения зубчатого ремня и радиальных сил. В работах [2,3] значение S_0 рекомендуется принимать несколько больше половины окружного усилия.

Как показывает практика, выбор предварительного натяжения в зубчаторемненной передаче оказывает существенное влияние на ее работу, в частности на особенности зацепления ремня с ведомым шкивом.



Найдем минимальное значение S_0 с учетом его зависимости от окружного усилия, продольной жесткости ремня, а также особенности зацепления ремня с ведомым шкивом. Как видно из рис. 1, при величине удлинения ведомой ветви $\Delta L_{S2} > \Delta$ возможен выход зубьев ремня на наружный диаметр шкива, что приведет к разрушению зубьев ремня или его обрыву. Следовательно, условием сохранения работоспособности передачи при данном S_0 будет

$$\Delta L_{S2} \leq \Delta, \tag{1}$$

где $\Delta = htg \alpha$.

Рис. 1. Вход ремня в зацепление с ведомым шкивом.

Для определения ΔL_{S2} будем рассматривать ремень как замкнутую связь, длина контура которой не меняется. Удлинение ведомой ветви найдем как $\Delta L_{S2} = (\Delta L_{S1} + \Delta L_{M2}) - \Delta L_{S0}$, где ΔL_{S1} и ΔL_{S0} - удлинения ведущей ветви от S_1 и ремня от S_0 , ΔL_{M1} , ΔL_{M2} - удли-

нения участков ремня на шкивах. Считаем распределение окружного усилия P на дугах обхвата равномерным, что достигается выбором величины шага шкивов согласно [4, 5]. Тогда удлинения участков ремня на шкивах равны: $\Delta L_{M_1} = 0,5P\lambda \times (Z_{O_1} - 1)$, $\Delta L_{M_2} = 0,5P\lambda (Z_{O_2} - 1)$, где Z_{O_1} и Z_{O_2} - числа зубьев на дугах обхвата шкивов; λ - податливость каркаса ремня. С учетом полученных выражений, полагая $\Delta L_{S_0} = S_0 \lambda Z_p$, где Z_p - число зубьев ремня, получим удлинение ΔL_{S_2} :

$$\Delta L_{S_2} = \lambda [Z_p (0,5P - S_0) - P]. \quad (2)$$

Наличие ΔL_{S_2} уменьшает дуги обхвата шкивов. Уменьше-

ния дуг ΔZ_{O_1} и ΔZ_{O_2} при условиях $\frac{\Delta Z_{O_1}}{\Delta Z_{O_2}} = \frac{\Delta Z_{O_1}}{\Delta Z_{O_2}}$ и

$$\Delta L_{S_2} = PC \left(\frac{\Delta Z_{O_1}}{\Delta Z_{O_1}} + \frac{\Delta Z_{O_2}}{\Delta Z_{O_2}} \right), \text{ где } C - \text{ податливость}$$

зубьев ремня, будут равны

$$\Delta Z_{O_1} = \frac{\Delta L_{S_2} Z_{O_1}}{2CP}, \quad \Delta Z_{O_2} = \frac{\Delta L_{S_2} Z_{O_2}}{2CP}. \quad (3)$$

Приравняв (1) и (2), получим минимальное S_0 , обеспечивающее выполнение условия (1):

$$S_0^{\min} \geq P \left[0,5 - \frac{1}{Z_p} \right] - \frac{h \operatorname{tg} \alpha}{\lambda Z_p}. \quad (4)$$

Значения λ ремней с металлротросом по [5], а также ремней, производимых в настоящее время (λ которых меньше, чем первых), обеспечивают выполнение условия (1) при выборе S_0 согласно (1).

Меньшее S_0 рационально с точки зрения уменьшения давления на опоры валов, однако в этом случае сокращается число зубьев на дугах обхвата, определяемое (3). Очевидно, что вызванное этим заметное снижение работоспособности передачи возможно при ее значительном нагружении, т.е. выбор S_0 согласно (1) вполне допустим для малонагруженных передач.

Необходимо учитывать также вытяжку ремня, которая возрастает по мере работы передачи и с увеличением длины ве-

домой ветви приближает (особенно при значительной длине ремня) момент возможного выхода ремня из строя. Опыт эксплуатации зубчатоременных передач показывает, что для силовых передач при малом S_0 предельное увеличение длины ведомой ветви соответствует количеству пробегов $0,5 \cdot 10^6 \dots 4 \cdot 10^6$ в зависимости от длины и жесткости ремней. В этих случаях для предотвращения разрушения ремней требуется проведение периодических поднастроек S_0 . При значительном нагружении передач можно увеличивать S_0 до 0,5 Р или несколько больше для предотвращения снижения работоспособности из-за уменьшения дуг обхвата. Более рациональным средством устранения влияния ослабленного натяжения ведомой ветви и вытяжки ремня на его работоспособность, а также средством повышения тяговой способности передачи, определяемой жесткостью каркаса ремня из условия (1), может быть применение ограничительного ролика. Такой ролик необходимо устанавливать с наружной стороны ведомой ветви для увеличения углов обхвата шкивов при сохранении минимального S_0 , назначаемого согласно [1].

Л и т е р а т у р а

1. Расчет, проектирование и эксплуатация передач с зубчатым ремнем. М., 1972.
2. Погребняк А.П. Определение параметров зубчатых ременных передач, обеспечивающих увеличение их надежности. Автореф. канд. дис. Киев, 1977.
3. Гуревич Ю.Е. К методике расчета передач плоскозубчатым ремнем. - В сб.: Механические передачи. М., 1971.
4. Гуревич Ю.Е. Исследования зубчатоременной передачи. Автореф. канд. дис. М., 1972.
5. ОСТ 3805114-76. Ремни приводные зубчатые и шкивы. Основные размеры. М., 1976.

УДК 621.852.44-231.1

А.В.Кузьмин, А.Н.Наталевич

ВЛИЯНИЕ РЕЛАКСАЦИИ НА УПРУГОСТЬ ЗУБЬЕВ РЕМНЯ

Среди параметров, используемых в расчетах зубчатоременной передачи, величиной, учитывающей упругие свойства зубьев ремня, является их податливость. Упругие свойства зубьев ремня влияют на характер сопряжения зубьев ремня и шкива, а также на распределение нагрузки между зубьями на дуге обхвата. Зубья ремня, являясь несущими элементами, оп-

ределяют работоспособность передачи, поэтому важным обстоятельством является установление действительного значения податливости зубьев ремня.

При рассмотрении деформации зубьев ремня необходимо учитывать такую особенность поведения материала зубьев, как релаксация (ползучесть), т.е. жесткость зубьев ремня требуется рассматривать как динамическую. Кроме того, при работе передачи зуб ремня испытывает со стороны зубьев шкива воздействия попеременно (сначала с одной, потом с другой стороны) через определенные промежутки времени, равные времени пробега ремня от одного шкива к другому. Поэтому при зацеплении происходит "восстановление" зуба ремня за счет снятия остаточных деформаций, приобретенных в предшествующем зацеплении с другим шкивом.

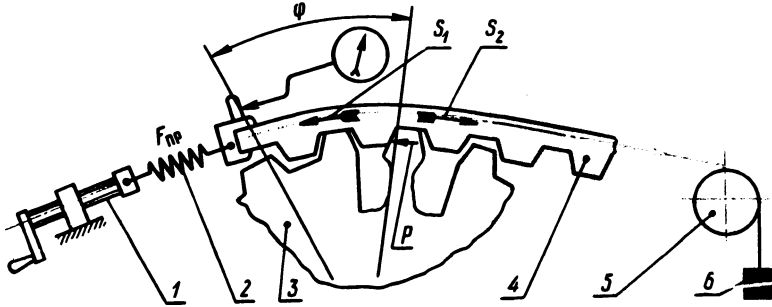


Рис. 1. Схема устройства для определения податливости зубьев ремня.

Приведенные обстоятельства, будучи приняты во внимание, позволят найти действительную податливость зубьев ремня. Податливость зубьев ремня C определялась с помощью устройства, приведенного на рис. 1. Зубчатый ремень 4 размещался на шкиве 3 с тензозубом таким образом, чтобы зуб ремня, податливость которого определялась, передавал усилие на тензозуб. Натяжение S_2 создавалось тарированной пружиной 2 и винтом 1. Натяжение S_1 осуществлялось грузом 6 через блок 5. Разница $S_1 - S_2$ равнялась нагрузке P , воспринимаемой тензозубом. Нагрузка P определялась по отклонению луча на экране осциллографа. Величину C находим как отношение деформации зуба ремня f , замеряемой индикатором, к нагрузке P и ширине ремня B :

$$C = f / PB.$$

Удлинением ремня на участки угла φ пренебрегали. При определении C учитывали также перемещение зуба ремня во впадине шкива на дуге обхвата под действием радиальных сил, что

достигалось путем изменения отношения $\frac{S_2}{S_1}$. При значении $\frac{S_2}{S_1}$, близком нулю или единице, определяемая податливость соответствовала зубьям ремня, расположенным на дуге обхвата у ведомой или у ведущей ветви. Начало контакта зубьев устанавливалось вращением винта 1 до достижения равенства $S_2 = S_1$ (где S_1 - масса груза), что фиксировалось на экране осциллографа по положению луча, соответствующему началу отсчета. Нагружение сопрягающихся зубьев осуществлялось за счет установки дополнительного груза. Перед каждым измерением деформации зуба ремня на него оказывалось воздействие с противоположной стороны.

Влияние релаксации на результаты измерения проявлялось в снижении нагрузки P и увеличении деформации f с течением времени. С ростом нагрузки влияние релаксации усиливалось, например при $P = (0,7 - 1,0)P_{расч}$ разница в значениях C без учета и с учетом релаксации составила 15...25%.

Осциллограмма, показывающая уменьшение нагрузки на зубе вследствие ползучести, показана на рис. 2. Падение нагрузки со временем вызвано увеличением деформации f на Δf вследствие дополнительного растяжения пружины на величину Δf . Ввиду этого для получения действительных значений C использовались величины P и f , замеренные сразу после нагружения.

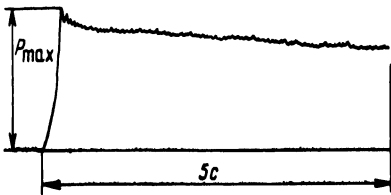


Рис. 2. Осциллограмма влияния ползучести на изменение нагрузки на зубе.

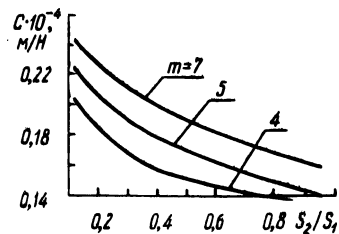


Рис. 3. Изменение податливости зубьев ремня на дуге обхвата при ширине ремня, равной 10 мм.

Установлено, что податливость зубьев ремня на различных участках дуги обхвата неодинакова, что можно объяснить радиальным перемещением зуба ремня во впадине шкива и нелинейностью удлинения ремня при растяжении. Зубья рем-

ня при $\frac{S_2}{S_1} \rightarrow 1$ имеют податливость, в 1,2...1,4 раза меньшую, чем зубья при $\frac{S_2}{S_1} \rightarrow 0$. В значениях податливости зубьев одного ремня наблюдается расхождение до 20%; расхождение в значениях податливости зубьев разных ремней одного модуля достигает 35%, что объясняется технологическими причинами.

На рис. 3 приведены результаты измерения податливости зубьев ремней, производимых в настоящее время.

УДК 620.179.118

А.В.Молочков

ВЗАИМОСВЯЗЬ МЕЖДУ КОЛЕБАНИЯМИ И КОНТАКТНЫМ ТРЕНИЕМ ПРИ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ

При резании металлов на характер и величину пластических деформаций значительное влияние оказывает контактное трение на передней поверхности инструмента. Величина сдвига, обусловленная контактным трением, является составляющей частью относительного сдвига при стружкообразовании. Она определяется как тангенс угла α . На рис. 1,а этот угол показан на деформированном элементе $abcd$, который до деформации имел форму квадрата $ABCD$. Величина сдвига, обусловленного трением, для опережающей зоны течения со свободной поверхностью в виде дуги [1] определяется по формуле

$$\epsilon = \operatorname{tg} \alpha = \operatorname{tg}(\varphi_2 - \gamma) + \frac{\operatorname{ctg} \beta_1}{\zeta^2} - \frac{\sin(\varphi_2 - \beta_1)}{\zeta \sin \beta_1 \cos(\varphi_2 - \gamma)} - 2 \operatorname{ctg} \frac{\delta}{2} \left[\frac{\sin(\varphi_2 - \beta_1)}{\zeta \sin \beta_1 \cos(\varphi_2 - \gamma)} \right]^2 \left(1 - \frac{\delta}{2} \operatorname{ctg} \frac{\delta}{2} \right), (1)$$

где ζ - коэффициент усадки стружки; β_1 - условный угол сдвига; φ_2 - угол конечной границы опережающей зоны течения; γ, δ - соответственно передний угол инструмента и угол резания.

Резание металла является периодическим процессом, Стружка, образуемая при высоких скоростях резания, состоит

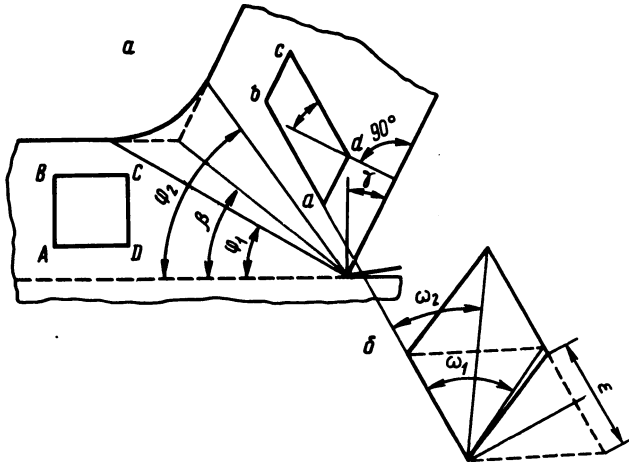


Рис. 1. К определению величины сдвига, обусловленного трением.

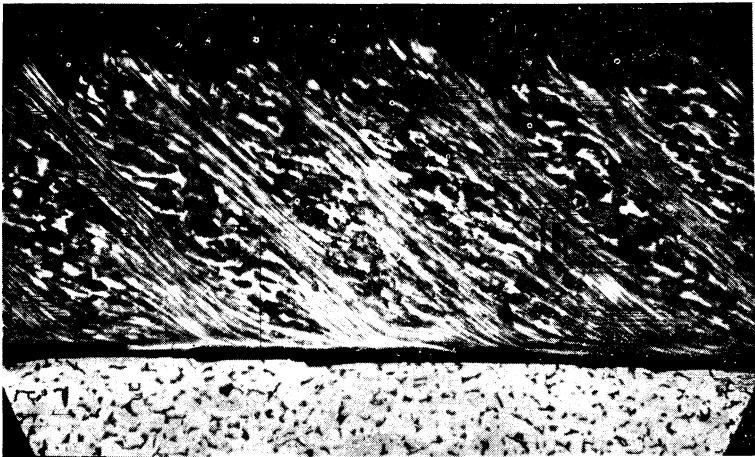


Рис. 2. Микрофотография зон локализации пластической деформации (X 100) при точении стали 45 с $\gamma = -10^\circ$; $v = 212$ м/мин; $s = 0,52$ мм/об; $t = 2$ мм.

из отдельных микроэлементов, разделенных зонами локализации пластической деформации (рис. 2). Силы резания и коэффициент трения при этом являются переменными, при образовании каждого микроэлемента они повторяют свой цикл изменения.

Значения наименьшего и наибольшего коэффициентов (углов) трения, имеющих место при образовании каждого микроэлемента, определяются по формулам [2]

$$\mu_{\min} = \operatorname{ctg}(\varphi_2 + \omega_1 - \gamma), \quad \eta_{\min} = 90^\circ - (\varphi_2 + \omega_1 - \gamma), \quad (2)$$

$$\mu_{\max} = \operatorname{ctg}(\varphi_2 + \omega_2 - \gamma), \quad \eta_{\max} = 90^\circ - (\varphi_2 + \omega_2 - \gamma), \quad (3)$$

где μ_{\min} , (η_{\min}) , μ_{\max} , (η_{\max}) - соответственно наименьший и наибольший коэффициенты (углы) трения на передней поверхности реза.

Углы между главными осями деформации и направлением простого сдвига (рис. 1,б) до (ω_1) и после (ω_2) деформации определяются по формулам [3,4]

$$\operatorname{ctg} \omega_1 = \frac{2}{\sqrt{\varepsilon^2 + 4 - \varepsilon}}, \quad \operatorname{ctg} \omega_2 = \operatorname{ctg} \omega_1 + \varepsilon. \quad (4)$$

При образовании сливных стружек, состоящих из отдельных микроэлементов, процесс резания является периодическим. Если судить по осциллограммам вибрационного ускорения, то изменение сил резания подчиняется синусоидальному закону [5]. Тангенциальная составляющая силы резания в общем случае может быть выражена уравнением [6]

$$P_z = \zeta t s \zeta \frac{\cos(\eta - \gamma)}{\cos(\varphi_2 + \eta - \gamma) \cos(\varphi_2 - \gamma)}, \quad (5)$$

где ζ - сдвигающее напряжение в зонах локализации; t, s - соответственно глубина резания и подача; η - угол трения на передней поверхности инструмента.

Если при данных условиях обработки усадку стружки считать постоянной величиной, равной ее среднему значению, то на основании формулы (5), используя уравнения (2) и (3), можно выразить наибольшее и наименьшее значения силы резания:

$$P_{z \max} = (\zeta_{\min} + \delta \zeta) t s \zeta \frac{\sin(\varphi_2 + \omega_2)}{\cos(\varphi_2 - \gamma) \sin \omega_2}, \quad (6)$$

$$P_{z \min} = \tau_{\min} t s \zeta \frac{\sin(\varphi_2 + \omega_1)}{\cos(\varphi_2 - \gamma) \sin \omega_2}, \quad (7)$$

где τ_{\min} - напряжение, соответствующее наименьшей силе резания; $\delta \tau$ - величина изменения напряжения при возрастании силы резания от наименьшего до наибольшего значения.

Двойная амплитуда силы резания определится как разность

$$P'_{zA} = P_{z \max} - P_{z \min}$$

После преобразования этого выражения с учетом уравнений (4), (6), (7) получим формулу для двойной амплитуды

$$P'_{zA} = \tau_{\min} t s \zeta \varepsilon \frac{\sin \varphi_2}{\cos(\varphi_2 - \gamma)} + \delta \tau t s \zeta \frac{\cos(\eta_{\max} - \gamma)}{\cos(\varphi_2 + \eta_{\max} - \gamma) \cos(\varphi_2 - \gamma)}. \quad (9)$$

Угол поворота осей главных деформаций (рис. 1,6) определится зависимостью [4]

$$\operatorname{tg}(\omega_1 - \omega_2) = \frac{\varepsilon}{2}. \quad (10)$$

С другой стороны, из уравнений (2) и (3) получим

$$\eta_{\max} - \eta_{\min} = \omega_1 - \omega_2. \quad (11)$$

Сравнивая (10) и (11), найдем

$$\varepsilon = 2 \operatorname{tg}(\eta_{\max} - \eta_{\min}). \quad (12)$$

Тогда формула (9) амплитуды тангенциальной составляющей силы резания с учетом выражения (12) примет вид

$$P'_{zA} = \tau_{\min} t s \zeta \operatorname{tg}(\eta_{\max} - \eta_{\min}) \frac{\sin \varphi_2}{\cos(\varphi_2 - \gamma)} +$$

$$+ \delta \tau t s \tau \frac{\cos(\eta_{\max} - \gamma)}{\cos(\varphi_2 + \eta_{\max} - \gamma) \cos(\varphi_2 - \gamma)} \cdot \quad (13)$$

Таким образом, колебания силы резания, возмущающей систему СПИД, имеют фрикционную природу, обусловленную зонами локализации пластической деформации.

Л и т е р а т у р а

1. Молочков А.В. Экспериментальные и теоретические исследования пластических деформаций в зоне стружкообразования. - В сб.: Новая техника и прогрессивная технология. Минск, 1969. 2. Молочков А.В. Уравнение внешнего трения при стружкообразовании. - В сб.: Мат-лы IУ науч.-техн. конф. Минск, 1969. 3. Губкин С.И. Пластическая деформация металлов. Т. 1. М., 1960. 4. Надаи А. Пластичность и разрушение твердых тел. М., 1954. 5. Молочков А.В., Пацкевич В.А. Высокочастотные вибрации при точении. - Станки и инструмент, 1972, №7. 6. Молочков А.В. Анализ теоретических уравнений силы резания. - В сб.: Мат-лы УІ науч.-техн. конф. Могилев, 1969.

УДК 621.951

Э.М.Дечко, М.А.Корниевич

ОПТИМИЗАЦИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ШНЕКОВОГО СВЕРЛА ПО МЕТОДУ БОКСА - УИЛСОНА

Оптимизация независимых переменных факторов по методу Бокса - Уилсона заключается в использовании линейного уравнения регрессии, полученного с помощью полного факторного эксперимента или дробной реплики. Движение по градиенту осуществляется при одновременном варьировании всех факторов.

В нашем случае геометрические параметры сверла изменялись в следующих пределах: $2\varphi = 107...133^\circ$, $2\varphi_0 = 65...95^\circ$, $\gamma = 5...19^\circ$, $\alpha_0 = 9...21^\circ$, $\tau = 3...11^\circ$. В качестве выходного параметра принималась стойкость инструмента. Критерий оптимизации - износ по задней поверхности сверла, равный 0,25 мм.

Основные уровни геометрических параметров принимались на основании анализа литературных данных и промышленного опы-

та по сверлению нержавеющей сталей. Затем устанавливались интервалы варьирования с учетом степени влияния каждого из углов на стойкость инструмента. По методике [1] составлялась матрица планирования (табл. 1). С целью исключения систематических ошибок последовательность реализации плана производилась с помощью таблицы случайных чисел.

Математическое описание зависимости стойкости сверла от его геометрических параметров находилось в виде уравнения

$$\sqrt[3]{y} = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_4 + b_5x_5, \quad (1)$$

где b_0, b_1, \dots, b_5 — коэффициенты, знаки и величины которых показывают направление движения к оптимуму. По экс-

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

Исучаемые факторы	$2\varphi^{\circ}$	$2\varphi_0^{\circ}$	γ°	α_0°	τ°	T, мин	$\sqrt[3]{T}$
Основной уровень	120	80	12	15	7		
Интервал варьирования	13	15	7	6	4		
Верхний уровень	133	95	19	21	11		
Нижний уровень	107	65	5	9	3		
Услов. обозначения	X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	y	$\sqrt[3]{y}$
Опыт 1	-1	-1	-1	-1	+1	0,45	0,966
" 2	+1	-1	-1	-1	-1	1,0	1,0
" 3	-1	+1	-1	-1	-1	1,6	1,17
" 4	+1	+1	-1	-1	+1	1,6	1,17
" 5	-1	-1	+1	-1	-1	70	4,122
" 6	+1	-1	+1	-1	+1	150	5,313
" 7	-1	+1	+1	-1	+1	40	3,42
" 8	+1	+1	+1	-1	-1	90	4,481
" 9	-1	-1	-1	+1	-1	1,5	1,145
" 10	+1	-1	-1	+1	+1	2,8	1,409
" 11	-1	+1	-1	+1	+1	1,0	1,0
" 12	+1	+1	-1	+1	-1	1,5	1,145
" 13	-1	-1	+1	+1	+1	1,8	1,216
" 14	+1	-1	+1	+1	-1	125	5,0
" 15	-1	+1	+1	+1	-1	120	4,933
" 16	+1	+1	+1	+1	+1	70	4,122
b_i	+0,3668	0,0918	+1,4876	-0,0919	-0,2862	-	-
b_{i1}	4,7684	1,3770	10,4132	-0,5514	-1,1448	-	-
Шаг	1,19	0,344	2,6	-0,1378	-0,286		
Округление	1,2	0,35	2,6	-0,14	-0,29		
Опыт 17	121,2	80,35	14,6	14,86	6,71	178,9	-
" 18	122,4	80,70	17,2	14,72	6,42	189,2	-
" 19	123,6	81,05	19,8	14,58	6,13	173,2	-

периментальным данным стойкости (табл. 1) определялись коэффициенты уравнения (1):

$$b_0 = \frac{\sum_{i=1}^N y_i}{N}; \quad b_i = \frac{\sum_{i=1}^N y_i x_{ij}}{N} \quad (i=1,2,\dots,5),$$

где N - число экспериментов. Тогда уравнение примет вид

$$\sqrt[3]{T} = 2,5888 + 0,3668X_1 + 0,0918X_2 + 1,4876X_3 - 0,0919X_4 - 0,2862X_5.$$

Оценка степени приближения уравнения регрессии к экспериментальным данным производилась по коэффициенту множественной корреляции R [1]:

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum (y_i - \hat{y}_i')^2}{\sum (y_i - y_{cp})^2}} = 0,84.$$

Значение $R = 0,84$ говорит о достаточно хорошей согласованности теоретических и экспериментальных значений стойкости.

Затем рассмотрим шаговое движение к оптимуму. Шаги движения по градиенту определяются произведениями коэффициентов регрессии на соответствующие интервалы варьирования:

$$b_1 i_1 = 4,7684; b_2 i_2 = 1,3770; b_3 i_3 = 10,4132; b_4 i_4 = -0,5514; b_5 i_5 = -1,1448.$$

Для удобства ведения эксперимента шаги движения округляются. Движение к оптимуму начинают из центра плана, который использовался для получения математического описания функции отклика. Значения факторов для каждого нового опыта находят путем прибавления шага со своим знаком к соответствующим предыдущим значениям.

Расчет и результаты круглого восхождения приведены в табл.1.

В рассмотренном примере крутое восхождение оказалось эффективным. Уже после второго шага получены оптимальные значения исследуемых факторов.

Л и т е р а т у р а

1. Налимов В.В., Чернова Н.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. М., 1965,

УДК 621.01:534 + 517.948

Н.А.Микулик, Ф.Ф.Якачук

КРУТИЛЬНЫЕ КОЛЕБАНИЯ ЗАМКНУТОЙ СИСТЕМЫ С РЕАКТИВНЫМ ЗВЕНОМ

Рассмотрим крутильные колебания четырехзвенной замкнутой системы с реактивным звеном (рис. 1). К такой системе можно привести динамическую систему машинного агрегата транспортных машин, если ее представить в виде системы с сосредоточенными массами, соединенными безынерционными валами.

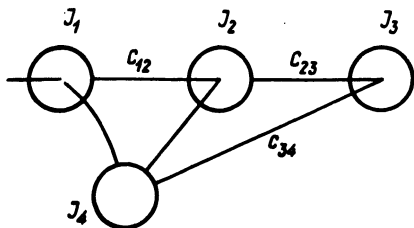


Рис. 1.

Система дифференциальных уравнений, описывающая колебания рассматриваемой системы без учета диссипативных сил, будет иметь вид

$$\left. \begin{aligned} I_1 \ddot{\varphi}_1 + c_{12}(\varphi_1 - \varphi_2 - \varphi_4) &= M_1, \\ I_2 \ddot{\varphi}_2 - c_{12}(\varphi_1 - \varphi_2 - \varphi_4) + c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) &= M_2, \\ I_3 \ddot{\varphi}_3 - c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) + c_{34}(\varphi_3 - \varphi_4) &= 0, \\ I_4 \ddot{\varphi}_4 - c_{34}(\varphi_3 - \varphi_4) - c_{12}(\varphi_1 - \varphi_2 - \varphi_4) &= 0, \end{aligned} \right\} (1)$$

где φ_1 - угол отклонения от равномерного вращения; M_i - внешний возмущающий момент; I_i - приведенные моменты инерций масс; c_{ij} - приведенные жесткости.

Обозначим $\varphi_1 - \varphi_2 = \varphi_4 = x_1$; $\varphi_2 - \varphi_3 = x_2$; $\varphi_3 - \varphi_4 = x_3$. Разделим каждое уравнение (1) на I_i и вычтем из первого уравнения второе и четвертое, из второго - третье, из третьего - четвертое. Тогда получим в новых переменных:

$$\left. \begin{aligned} \ddot{x}_1 + k_1^2 x_1 - \frac{c_{23}}{I_2} x_2 &= \frac{M_1}{I_1} - \frac{M_2}{I_2}, \\ x_2 - \frac{c_{12}}{I_2} x_1 + k_2^2 x_2 - \frac{c_{34}}{I_3} x_3 &= \frac{M_2}{I_2}, \\ \ddot{x}_3 - \frac{c_{23}}{I_3} x_2 + \frac{c_{12}}{I_4} x_1 + k_3^2 x_3 &= 0, \end{aligned} \right\} (2)$$

где

$$k_1^2 = \frac{I_1 I_2 + I_1 I_4 + I_2 I_4}{I_1 I_2 I_4} c_{12}, \quad k_2^2 = \frac{I_2 + I_3}{I_2 I_3} c_{23},$$

$$k_3^2 = \frac{I_3 + I_4}{I_3 I_4} c_{34}.$$

Приравняв к нулю правые части в системе (2), получим систему дифференциальных уравнений, описывающих свободные колебания рассматриваемой системы. Подставив в полученную систему вместо x_i $V_i \cos \omega t$ и сократив на $\cos \omega t$, получим систему однородных алгебраических уравнений относительно V_i . Эта система будет иметь решения, отличные от нуля, если определитель равен нулю, т.е.

$$\Delta = \begin{vmatrix} k_1^2 - \omega^2 & -\frac{c_{23}}{I_2} & 0 \\ -\frac{c_{12}}{I_2} & k_2^2 - \omega^2 - \frac{c_{34}}{I_3} \\ \frac{c_{12}}{I_4} & -\frac{c_{23}}{I_3} & k_3^2 - \omega^2 \end{vmatrix} = 0. \quad (3)$$

Решая уравнение собственных частот, получим ω_i^2 - квадраты собственных частот ($i = 1, 2, 3$). Примем, что на первую и вторую массы соответственно действуют возмущающие моменты $M_1 = M_c (1 - e^{-kt}) + C \sin t$ и $M_2 = A \sin t$ при $t = 0$; $x_1 = x_2 = x_3 = 0$; $\dot{x}_1 = \dot{x}_2 = \dot{x}_3 = 0$. Решим систему (2) операционным методом.

Согласно преобразованию Лапласа - Карсона, перейдя от оригиналов к изображениям, найдем

$$\left. \begin{aligned} \bar{x}_1(p^2 + k_1^2) - \frac{c_{23}}{I_2} \bar{x}_2 &= \frac{M_c}{I_1} \frac{k}{p+k} + \frac{C}{I_1} \frac{qp}{p^2+q^2} \\ - \frac{Amp}{I_2(p^2+m^2)} &= f(p), \\ - \frac{c_{12}}{I_2} \bar{x}_1 + \bar{x}_2(p^2 + k_2^2) - \frac{c_{34}}{I_3} \bar{x}_3 &= \frac{A}{I_2} \frac{mp}{p^2+m^2}, \\ \frac{c_{12}}{I_4} \bar{x}_1 - \frac{c_{23}}{I_3} \bar{x}_2 + \bar{x}_3(p^2 + k_3^2) &= 0. \end{aligned} \right\} (4)$$

Решаем систему (4) относительно $\bar{x}_1, \bar{x}_2, \bar{x}_3$. Определи-
тель системы (4) Δ_1 получим из определителя (3), если
заменим $-\omega^2$ на p^2 . Следовательно, определитель можно
представить в виде $\Delta_1 = (p^2 + \omega_1^2)(p^2 + \omega_2^2)(p^2 + \omega_3^2)$.

Теперь \bar{x}_i равен $\bar{x}_i = \Delta_{1i} / \Delta_1$. Здесь Δ_{11} получается
из Δ_1 заменой соответствующего столбца коэффициентов
столбцом свободных членов из (4).

Разложив Δ_{1i} по элементам первого столбца, получим

$$\bar{x}_1 = \frac{f(p)(p^2 + \alpha_{11}^2)(p^2 + \alpha_{12}^2)}{\Delta_1} + \frac{A m c_{34} p (p^2 + \beta_{11})}{I_2 (p^2 + m^2) \Delta_1}, (5)$$

где $\alpha_{11}^2, \alpha_{12}^2$ - корни миноров, получившихся при разло-
жении Δ_1 по элементам первого столбца, а $\beta_{11}^2 = \frac{I_2 c_{23} +}{I_3 I_4}$

$+ I_3 + I_4) c_{23}$ • Аналогично можно получить \bar{x}_2 и \bar{x}_3 .

После элементарных преобразований и перехода от изображений к оригиналу из выражения (5) найдем

$$\begin{aligned}
 x_1 = & \frac{M_c}{I_1} \sum_{i=1}^3 \frac{A_i}{k^2 + \omega_i^2} \left(\frac{\omega_i^2 + k^2}{\omega_i^2} e^{-kt} - \frac{k^2}{\omega_i^2} \cos \omega_i t - \right. \\
 & \left. - \frac{k}{\omega_i} \sin \omega_i t \right) + \frac{A}{I_2} \sum_{i=1}^3 (B_i C_{34} - A_i) \frac{m \sin \omega_i t - \omega_i \sin m t}{\omega_i (\omega_i^2 - m^2)} + \\
 & + \frac{C}{I_1} \sum_{i=1}^3 A_i \frac{q \sin \omega_i t - \omega_i \sin q t}{\omega_i (\omega_i^2 - q^2)}, \quad (6)
 \end{aligned}$$

где

$$A_i = (-1)^{i-1} \frac{(\omega_i^2 - \alpha_{11}^2)(\omega_i^2 - \alpha_{12}^2)}{(\omega_1^2 - \omega_2^2)(\omega_1^2 - \omega_3^2)}, \quad i=1,2,$$

$$A_3 = \frac{(\omega_3^2 - \alpha_{11}^2)(\omega_3^2 - \alpha_{12}^2)}{(\omega_1^2 - \omega_2^2)(\omega_2^2 - \omega_3^2)},$$

$$B_i = (-1)^i \frac{\omega_i^2 - \beta_{11}^2}{(\omega_1^2 - \omega_2^2)(\omega_2^2 - \omega_3^2)}, \quad i=2,3,$$

$$B_1 = - \frac{\omega_1^2 - \beta_{11}^2}{(\omega_1^2 - \omega_2^2)(\omega_1^2 - \omega_3^2)}.$$

В начале движения (при разгоне) системы ($q=m=0$)

$$x_1 = \frac{M_c}{I_1} \sum_{i=1}^3 \frac{A_i}{k^2 + \omega_i^2} \left(\frac{\omega_i^2 + k^2}{\omega_i^2} - e^{-kt} - \right.$$

$$- \frac{k^2}{\omega_i^2} \cos \omega_i t - \frac{k}{\omega_i} \sin \omega_i t). \quad (7)$$

При установившемся движении $k \rightarrow \infty$ имеем:

$$x_1 = \frac{M_c}{I_1} \sum_{i=1}^3 \frac{A_i}{\omega_i^2} (1 - \cos \omega_i t) + \frac{C}{I_1} \sum_{i=1}^3 A_i \times$$

$$\times \frac{q \sin \omega_i t - \omega_i \sin qt}{\omega_i (\omega_i^2 - q^2)} + \frac{A}{I_2} \sum_{i=1}^3 (B_i c_{34} - A_i) \times$$

$$\times \frac{m \sin \omega_i t - \omega_i \sin mt}{m(\omega_i^2 - m^2)}. \quad (8)$$

В выражении (7) слагаемые не зависят от частот возмущающих моментов, т.е. нет зон резонанса в колебаниях системы. Следовательно, колебательный процесс при разгоне системы не оказывает влияния на долговечность звеньев системы.

Из выражения (8) следует, что при установившемся движении системы существуют зоны резонанса при значениях собственных частот основных и реактивного звеньев, близких к частотам возмущающих моментов. Значит, вынужденные колебания в системе при установившемся режиме оказывают влияние на долговечность ее звеньев.

УДК 621.825.6:620.199

Л.Я.Пешес, Ю.В.Скорынин, П.А.Удовидчик, Е.С.Яцура
УСКОРЕННЫЕ ИСПЫТАНИЯ КАРДАНЫХ ПОДШИПНИКОВ

Карданные передачи являются неотъемлемой частью технических объектов, у которых необходимо осуществить передачу крутящего момента между агрегатами, имеющими в процессе эксплуатации относительные перемещения. Надежность карданной передачи в значительной степени определяется работоспособностью карданных игольчатых подшипников. Ресурс карданных подшипников современных машин значительно уступает срокам службы объектов, в которых они работают. В связи с

этим задача повышения ресурса работоспособности рассматриваемых изделий является весьма актуальной,

Исследование отказов карданных подшипников показало, что они вызваны различными видами износа и усталостных повреждений, связанных со многими конструктивными, технологическими и эксплуатационными факторами. Такое многообразие причин, влияющих на работоспособность, не позволяет осуществить более или менее точный расчет подшипников. Результаты имеющихся расчетов, основанных на эмпирических зависимостях, не отражают реальной картины процессов разрушения и не согласуются с фактическими данными по наработке. С другой стороны, для разработки и реализации различных направлений повышения надежности карданных подшипников необходимо наличие методов своевременного диагноза их работоспособности. Решение этой задачи может быть выполнено только путем проведения ускоренных испытаний на надежность. В настоящей статье рассматривается оборудование и дается методика таких испытаний.

На рис. 1 изображена кинематическая схема стенда для испытаний карданных подшипников. Стенд выполнен с невращающимися карданными шарнирами. Испытываемые подшипники устанавливаются во фланцах-вилках соответствующей карданной передачи. Стенд позволяет одновременно испытывать партию карданных подшипников и получать при этом короткую и жесткую кинематическую цепь, обеспечивающую одинаковые условия нагружения испытываемых подшипников при одновременном действии статической и циклической нагрузок. При вращении барабана эксцентрично расположенный внутри него вал совершает круговое поступательное движение, а связанные с ним ветви карданных шарниров описывают телесный угол 2γ . В результате в карданных подшипниках воспроизводится движение, имеющее место при равномерном вращении карданной передачи с углом наклона γ . Осевые перемещения, возникающие в карданных шарнирах, компенсируются специальными муфтами, разработанными в ИНДМАШ АН БССР. Муфты установлены в корпусе стенда на подшипниках качения и дают возможность одновременно с нагружением статическим крутящим моментом осуществлять качательное движение цепочки карданных шарниров относительно своих осей с помощью циклической нагрузки, что позволяет при испытаниях моделировать крутильные колебания карданной передачи.

Стенд дает возможность проводить испытания при частотах вращения $8...53 \text{ с}^{-1}$ и статических нагружающих моментах $0...8 \text{ кН}\cdot\text{м}$. Система управления обеспечивает автоматическую работу стенда по заданной программе, т.е. отработку одинаковых блоков нагружения. Каждый блок представляет собой набор режимов, каждый из которых характеризуется частотой вращения, величиной нагрузочных крутящих моментов и длительностью. Максимальное время реализации одного блока составляет 75 мин. Длительность отдельных режимов внутри блока устанавливается программой испытаний.

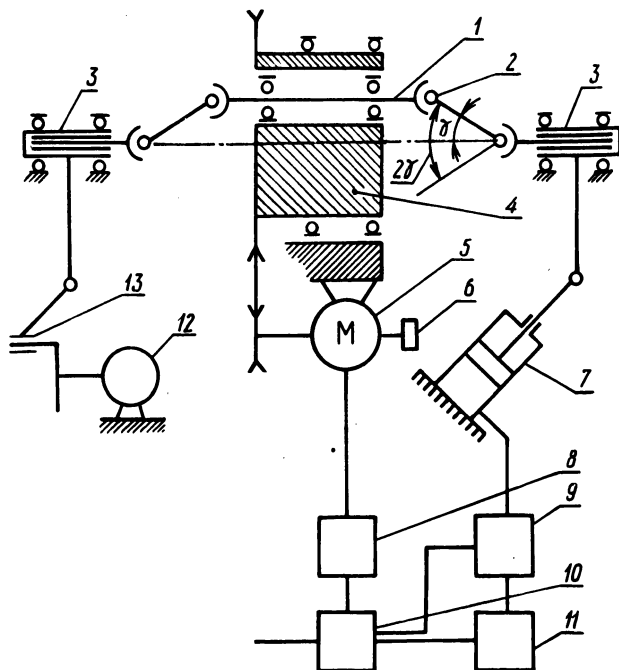


Рис. 1. Кинематическая схема стенда для испытания карданных подшипников: 1 — вал; 2 — карданные шарниры; 3 — муфта; 4 — барабан; 5, 12 — электродвигатели постоянного тока; 6 — тахометр, 7 — гидроцилиндр нагружателя; 8 — блок питания; 9 — гидрпанель управления; 10 — программный блок; 11 — насосная станция; 13 — циклический нагружатель.

Рассмотрим испытания на надежность двух партий подшипников, нагружаемых блоками разных типов. Пусть каждая партия нагружается следующими блоками одного типа:

Режим X X₁ X₂ ... X_lРежим Y Y₁ Y₂ ... Y_rВремя t t₁ t₂ ... t_lВремя τ τ₁ τ₂ ... τ_r

Если эксперимент проведен до достижения предельного состояния (отказа) всеми изделиями каждой партии, то из линейной модели накопления повреждений вытекают следующие равенства:

$$\sum_{i=1}^l \frac{t_i}{t_{X_i}} = \frac{1}{m_X}, \quad \sum_{j=1}^r \frac{\tau_j}{\tau_{Y_j}} = \frac{1}{m_Y}, \quad (1)$$

где t_{X_i} , τ_{Y_j} — средние сроки службы изделий соответ-

ственно в режимах X_i, Y_j; $m_X = \frac{1}{N_1} \sum_{i=1}^l m_X^{(i)}$, $m_Y = \frac{1}{N_2} \sum_{j=1}^r m_Y^{(j)}$;

$m_X^{(i)}$, $m_Y^{(j)}$ — число циклов до разрушения i-го изделия соот-

ветственно в режиме X и Y; N₁, N₂ — объем партий, испытываемых в режиме X и Y.

Пусть режим Y > X, т.е. удовлетворяет принципу форсирования [1]. Тогда сокращение времени испытаний в режиме Y по отношению к длительности испытаний в режиме X оценивается величиной

$$c = m_X \sum_{i=1}^l t_i / m_Y \sum_{j=1}^r \tau_j. \quad (2)$$

Из (1) для отношения m_X/m_Y следует равенство

$$\frac{m_X}{m_Y} = \frac{\sum_{j=1}^r \tau_j / \tau_{Y_j}}{\sum_{i=1}^l t_i / t_{X_i}}.$$

Так как в рассматриваемом случае отношение $\frac{t_{X_i}}{\tau_{Y_j}} = f_{X_i Y_j}$

представляет собой некоторую постоянную величину, зависящую только от значений X_i и Y_j , то

$$\frac{m_X}{m_Y} = \frac{\sum_{j=1}^r \tau_j^f V_{Y_j}}{\sum_{i=1}^r t_i^f V_{X_i}},$$

где V — некоторый режим, выбранный из набора X_i, Y_j ; $i = \overline{1, l}$; $j = \overline{1, r}$. Зависимость (2) при этом примет вид

$$c = \frac{(\sum_{j=1}^r \tau_j^f V_{Y_j}) \sum_{i=1}^l t_i}{(\sum_{i=1}^l t_i^f V_{X_i}) \sum_{j=1}^r \tau_j}. \quad (3)$$

Функция связи $f_{X_i Y_j}$ для игольчатых подшипников при оди-

наковой циклической нагрузке, разных статических составляющих M_{X_i}, M_{Y_j} и частотах вращения n_{X_i}, n_{Y_j} , $X_i = [M_{X_i}, n_{X_i}]$, $Y_j = [M_{Y_j}, n_{Y_j}]$ представляет собой зависимость [2]

$$f_{X_i Y_j} = \left(\frac{M_{Y_j}}{M_{X_i}}\right)^k \cdot \frac{n_{Y_j}}{n_{X_i}}, \quad k = 3,3. \quad (4)$$

Ускоренные форсированные испытания на надежность предлагается организовать следующим образом. Испытываются две партии подшипников одинакового объема N . Одна партия в фор-

сированном режиме Y , представляющем собой повторяющийся программный блок (Y_1, Y_2, \dots, Y_1) , а вторая - сначала в нормальном режиме X , также состоящем из идентичных блоков (X_1, X_2, \dots, X_1) , а затем в указанном режиме $Y > X$. При испытаниях фиксируются значения наработок до предельного состояния (отказа) $\tau_Y^{(i)}$ (или $m_Y^{(i)}$) в каждой партии в режиме $Y, i = \overline{1, N}$; и в режиме $X - t_X^{(i)}$ (или $m_X^{(i)}$), $i = \overline{1, s}$; на второй ступени - в режиме $Y - \bar{\tau}_Y^{(i)}$ (или $\bar{m}_Y^{(i)}$), $i = \overline{s+1, N}$, где s - количество объектов, достигших предельного состояния на первой ступени.

По результатам испытаний определяется величина

$$c_{XY} = \frac{\sum_{i=1}^s t_X^{(i)} + (N-s)t_{XY}}{\sum_{i=1}^N \tau_Y^{(i)} - (N/N-s) \sum_{i=s+1}^N \tau_Y^{(i)}} =$$

$$= \frac{\left(\sum_{i=1}^1 t_i \right) \left[\sum_{i=1}^s m_X^{(i)} + (N-s)m_{XY} \right]}{\left(\sum_{i=1}^r \tau_i \right) \left[\left(\sum_{i=1}^N m_Y^{(i)} \right) - (N/N-s) \sum_{i=s+1}^N m_Y^{(i)} \right]}, \quad (5)$$

где t_{XY} , m_{XY} - соответственно время и числа циклов (блоков).

Эксперимент на первой ступени второй партии можно не проводить, если имеются N объектов, отработавших в эксплуатационных условиях известные отрезки времени $t_{X_0}^{(i)}$, $i = \overline{1, N}$. Указанные объекты устанавливаются для испытаний в режиме Y и по результатам испытаний находится значение

$$c_{X_0 Y} = \frac{\sum_{i=1}^N t_{X_0}^{(i)}}{\sum_{i=1}^N \tau_Y^{(i)} - \sum_{i=1}^N \bar{\tau}_Y^{(i)}} = \frac{\sum_{i=1}^N t_X^{(i)}}{\left(\sum_{i=1}^r \tau_i \right) \left(\sum_{i=1}^N m_Y^{(i)} - \sum_{i=1}^N m_Y^{(i)} \right)}. \quad (6)$$

Значения $\tau_Y^{(i)}$, $i = \overline{1, N}$, полученные в результате испытаний первой партии, позволяют по программе "Парус" для ЭВМ ЕС-1020, разработанной в ИНДМАШ АН БССР, определить тип и параметры закона распределения $F_Y(t)$. Законы распределения соответственно в нормальном и эксплуатационном режимах определяются из соотношений:

$$F_X(t) = F_Y(t/c_{XY}), \quad F_{X_0}(t) = F_Y(t/c_{X_0 Y}).$$

Последние позволяют установить все значения количественных характеристик надежности (моменты, квантили и т.д.) в режимах X и X_0 .

Сопоставляя расчетные значения, полученные из (3), и величины, найденные из (5) или (6), можно уточнить коэффициент K функции связи (4) для исследуемых карданных подшипников.

Л и т е р а т у р а

1. Пешес Л.Я., Степанова М.Д. Основы теории ускоренных испытаний на надежность. Минск, 1972. 2. Бейзельман Р.Д. и др. Подшипники качения. Справочник. М., 1975.

УДК 621.96

Н.К.Старцев, В.Ф.Горошко

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕПЛОВЫХ И МЕХАНИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ ДЕТАЛИ НА ГЕОМЕТРИЧЕСКУЮ ТОЧНОСТЬ ПРИ ГЛУБИННОМ ШЛИФОВАНИИ ПАЗОВ

Исследование температуры в зоне резания при глубинном шлифовании пазов показывает, что она может стать причиной возникновения деформаций детали, приводящих к изменению геометрической точности шлифуемых пазов. Как видно из рис. 1, характер деформаций зависит от того, как производится обработка паза – по целому материалу или после предварительной обработки. В первом случае в зоне контакта периферии круга с изделием возникает высокая температура, доходящая до 1723°К. А в зоне контакта торцевых поверхностей круга с изделием она составляет лишь 323...373°К. Вследствие этого в начальный момент паз раскрывается, а при остывании

сжимается, что увеличивает нагрузки на абразивные зерна торцевых поверхностей круга. Последнее отрицательно сказывается на износе зерен круга и способствует постепенному уменьшению размеров шлифованных пазов по ширине. Кроме того, окончательное формирование шлифованных боковых поверхностей паза может осуществляться в этих условиях только выходной стороной круга без образования сетки. Это происходит из-за того, что следы царапин, оставленные абразивными зернами входной стороны круга, полностью уничтожаются абразивными зернами, расположенными на выходной стороне. При шлифовании предварительно профрезерованных пазов (без шлифования дна паза) тепловых деформаций может и не быть, так как периферия круга незначительно участвует в процессе резания. Можно предположить, что в данном случае возникнут лишь тепловые деформации боковых стенок паза в направлении торцевых поверхностей круга.

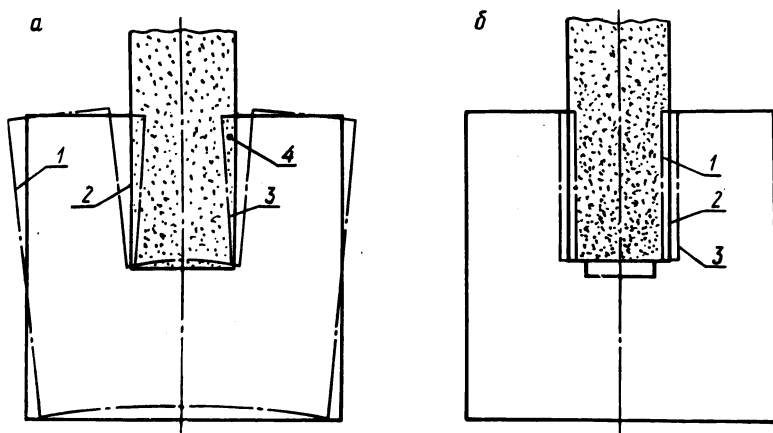


Рис. 1. Схема тепловых деформаций детали при глубинном шлифовании паза по целому материалу (а) и с припуском по боковым стенкам паза (б): 1 — положение стенок паза под действием нагрева; 2 — первоначальная форма паза; 3 — положение стенок паза при остывании детали; 4 — дополнительный припуск, образовавшийся в результате остывания детали, снимаемый торцами круга.

Влияние тепловых и механических деформаций детали на механизм образования шлифованной поверхности исследовалось при шлифовании предварительно профрезерованных пазов с припуском на каждую сторону до 0,5 мм (без шлифования и с шлифованием дна паза) и при шлифовании тех же пазов по цело-

му материалу. Измерение деформаций в процессе резания производилось предварительно протарированным тензометрическим датчиком, показания которого фиксировались на пленке осциллографа. Для определения влияния ширины шлифуемого паза на тепловую деформацию его стенок использовались пазы шириной 3 и 12 мм. С целью выделения механических деформаций стенок паза, возникающих при воздействии силы P_x , из суммарной величины деформации величина их определялась путем нагружения боковых стенок пазов глубиной 8...32мм на машине для нагружения силой 10...40 кгс.

В результате проведенных экспериментов по шлифованию (без шлифования дна паза) при различных режимах установлено, что в большинстве случаев формирование микрорельефа боковых поверхностей паза с образованием "сетки" осуществлялось зернами на входной и выходной сторонах круга.

Общим для всех случаев шлифования боковых стенок и дна паза (в том числе и по целому материалу) является наличие следов на боковых поверхностях паза в результате резания абразивными зернами, расположенными на выходной стороне круга. При этом размеры прошлифованных пазов по ширине постепенно уменьшались. Это уменьшение в зависимости от обрабатываемого материала и характеристики шлифовальных кругов на 100 м длины составляло в среднем 0,1...0,7мкм и было обусловлено шириной шлифуемого паза. Так, при шлифовании пазов по целому материалу шириной 6мм уменьшение размеров по ширине было на 16...18% больше, чем при шлифовании пазов шириной 3мм. При шлифовании предварительно профрезерованных пазов (без шлифования дна паза) систематического уменьшения размеров пазов по ширине не наблюдалось. При шлифовании тем же кругом по целому материалу наряду с

Т а б л и ц а 1

Условия шлифования	Деформация стенки паза, мм
Шлифование паза шириной 3 мм (без шлифования дна) с припуском на сторону 0,25 мм	0,002
Шлифование боковых стенок паза и дна шириной 3 мм с припуском 0,25 мм	0,005
То же с припуском на дно паза 0,5 мм	0,012
Шлифование паза шириной 3 мм по целому материалу	0,040
Шлифование боковых стенок паза и дна шириной 12 мм с припуском 0,25 мм	0,008

постепенным уменьшением размеров пазов по ширине уменьшался усредненный размер ширины пазов (в среднем на 20... 30мкм). В табл. 1 приведены данные по тепловым и механическим деформациям стенок паза при шлифовании чугуна кругом 63С25СМ17К10 с режимами шлифования: $v_{кр} = 16$ м/с; $v_{дет} = 80$ мм/мин; $t = 10$ мм.

Опытами было установлено, что механическая деформация стенок паза при нагружении силой до 40 кгс не превышает 2 мкм. Анализ табл. 1 показывает, что тепловая деформация стенок паза возникает лишь при шлифовании его дна. Последнее необходимо учитывать при составлении технологического процесса.

УДК 621.96

Н.К.Старцев, В.Ф.Горошко

ВЛИЯНИЕ СПОСОБА ПОДАЧИ СОЖ НА КОНТАКТНУЮ ТЕМПЕРАТУРУ ПРИ ГЛУБИННОМ ШЛИФОВАНИИ ПАЗОВ

Процесс глубинного шлифования сопровождается обильным тепловыделением, которое может привести к структурным изменениям в поверхностном слое детали. Поэтому исследование различных способов подачи смазочно-охлаждающей жидкости в зону резания с целью определения наиболее оптимального, при котором контактная температура будет наименьшей, является весьма актуальной задачей.

Авторы ставили своей целью определить с помощью метода полусинтетической термомпары значения контактных температур в зоне резания при шлифовании без охлаждения, с обычным охлаждением поливом и с использованием струйно-напорного способа через специальное сопло. В последнем случае СОЖ, как видно из рис. 1, под давлением 12 кгс/см² через специальное сопло 3 подавалась перпендикулярно периферии и торцам рабочих поверхностей круга в количестве 60...80л/мин. Сопло 3 имело в своей нижней части емкость клиновидной формы и П-образные части, охватывающие с зазором 0,25 мм торцы круга.

Воздушные потоки, окружающие шлифовальный круг 1 в процессе вращения, отражались заслонкой 2 и щитком 6. Поток жидкости захватывался вращающимся кругом и в результате возрастания турбулентности и высокого гидродинамического

давления в П-образной емкости сопла интенсивно очищал рабочую поверхность. Далее СОЖ проходила через зазор между соплом и кругом и смешивалась с СОЖ, подаваемой через сопло 4. При этом происходило эффективное охлаждение детали 5 и шлифовального круга 1 и не пропускались пузырьки воздуха в зону контакта. Подача СОЖ через два сопла 4 производилась поливом с обеих сторон круга в количестве 150 . . . 200 л/мин под давлением 1,5...2 кгс/см². Это позволяло

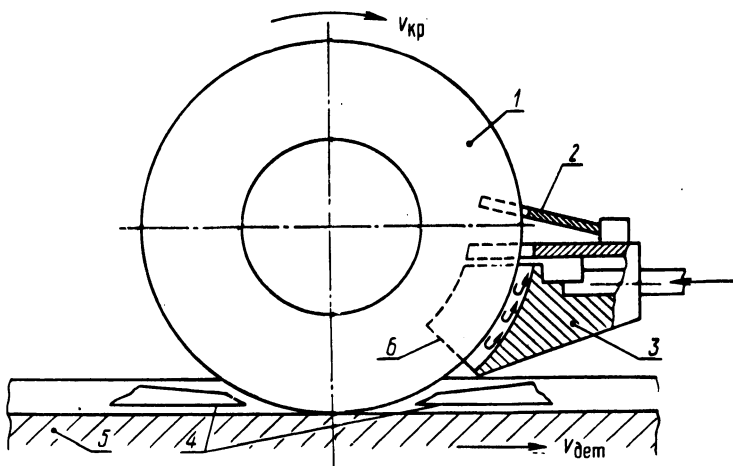


Рис. 1. Схема устройства для подачи СОЖ при глубинном шлифовании пазов: 1 — шлифовальный круг; 2 — козырек для отражения воздушного потока; 3 — сопло для подачи СОЖ для очистки круга; 4 — сопла для подачи СОЖ в зону резания; 5 — обрабатываемое изделие; 6 — щиток.

охлаждать деталь и шлифовальный круг при выходе его из зоны контакта. Эффективность того или иного способа охлаждения оценивалась не только по температуре, но и по количеству СОЖ, подаваемой в зону контакта.

Проведенные сравнительные исследования показали, что при шлифовании с использованием струйно-напорного способа подачи СОЖ количество жидкости, попадающее в зону контакта, увеличивается в десятки раз по сравнению с обычным охлаждением поливом. Этим можно объяснить и значительное снижение в этом случае контактной температуры. Так, расшифровка осциллограмм записей контактных температур при шлифовании пазов по целому материалу кругом 64С40СМ1К без охлаждения, с обычным охлаждением и с использованием струй-

но-напорного способа показала, что значение контактной температуры соответственно составило 1723° , 1433° 603°K . Полученные данные свидетельствуют о необходимости применения струйно-напорного способа охлаждения при глубинном шлифовании, так как в этом случае улучшаются условия охлаждения, снижается контактная температура. Это в свою очередь положительно сказывается на качестве обработанной поверхности.

УДК 621.651.4

Э.М.Дечко

РАСЧЕТ ПРОФИЛЯ ВИНТОВЫХ КАНАВОК ШНЕКОВЫХ СВЕРЛ

Известен ряд работ, посвященных расчету профиля винтовых канавок сверл [1...3]. Однако в известных формулах для расчета угла β наклона стенки (рис. 1) не учтены оптимальные размеры толщины сердцевины, при которых обеспечиваются наибольшие стойкости.

В связи со значительным ростом применения шнековых сверл выполнены расчеты (на ЭВМ "Мир-2") по дальнейшей оптимизации их конструктивных параметров.

Профиль винтовых стружечных канавок шнековых сверл задается в осевой плоскости (рис. 1) и очерчивается прямыми ab , bc , e_1a_1 и дугой радиусом r . Положение прямой bc , наклонной к оси сверла под углом β , зависит от толщины его сердцевины. Оптимальные размеры сердцевины, соответствующие стойкости инструмента, определяются по формуле

$$d_c = 1,44 \sqrt{d_{св}}$$

где d_c , $d_{св}$ - соответственно диаметр сердцевины и сверла.

Экспериментально установлено, что увеличение стойкости шнековых сверл обеспечивается при ширине ленточки $f=ab = 0,05 d_c$, а радиус сопряжения $r = 0,1 d_c$.

Угол наклона β определяется из треугольника cnb :

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{bn}{mn} \quad (1)$$

где $bn=R-\frac{d_c}{2}$; $mn=np-mp$; $mp=dp+dm$; $dp = r = 0,1 d_{св}$.

Из треугольника $o_1 dm$ находим, что $dm = o_1 dtg \frac{\beta}{2} = rtg \frac{\beta}{2}$.

Следовательно,

$$mn = \frac{H}{2} - \frac{0,1 d_{св}}{\cos \varepsilon} - r \left(tg \frac{\beta}{2} - 1 \right).$$

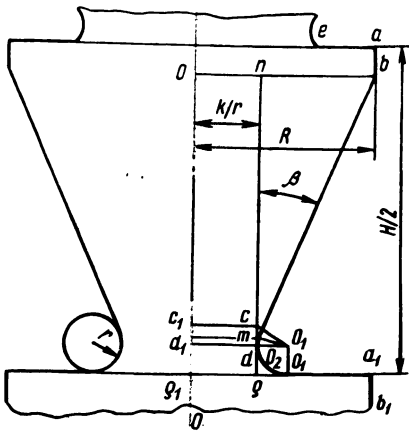


Рис. 1. Сечение шнекового сверла в осевой плоскости.

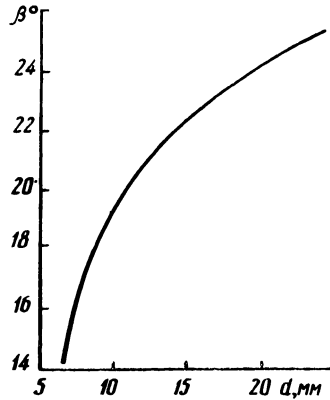


Рис. 2. Зависимость угла β наклона спинки зуба от величины диаметра сверла.

Подставляем полученные соотношения в формулу (1) и выражаем ее составляющие через диаметр сверла

$$\beta = 2 \operatorname{arctg} 0,3 \left(1 - \frac{0,15}{\sqrt{d}} \right). \quad (2)$$

Расчеты по формуле (2) позволяют получить значение угла β для различных диаметров сверл (рис. 2).

Из рис. 2 следует, что для больших величин диаметров сверл целесообразно увеличивать углы β , при этом возрастают объемы стружечных канавок и, следовательно, улучшаются условия отвода стружки из зоны резания и подачи СОЖ к режущим лезвиям. Для практических расчетов угла наклона для различных диаметров сверл можно использовать формулу

$$\beta = 8,0 d_{св}^{0,37}. \quad (3)$$

Аппроксимация кривой $\beta = f(d)$ выполнялась согласно методике [4]. Различия расчетных величин угла β по формулам (2) и (3) не превышают 5%.

Л и т е р а т у р а

1. Юдовин Л.Г. Исследование глубокого сверления чугуна шнековыми сверлами. Канд. дис. Минск, 1965.
2. Ивашин Э.Я., Дечко Э.М. Расчет профиля шнековых сверл. - В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Минск, 1970, вып.2.
3. Лашнев С.И., Юликов М.И. Расчет и конструирование металлорежущих инструментов с применением ЭВМ. М., 1975.
4. Методика статистической обработки эмпирических данных. РТМ 44-62. М., 1966.

УДК 621.822.71.001.2

О.С.Мурков

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ НОВОГО УСТРОЙСТВА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ШАРИКОВ

Нами предложено устройство для обработки шариков, сущность которого заключается в бесцентровой обкатке шариков между двумя дисками, один из которых имеет канавку в виде спирали Архимеда, а другой - прямолинейные или криволинейные канавки. Это устройство отличается от существующих направленностью абразивного воздействия относительно скорости центров обрабатываемых шариков. В работе раскрыта сущность нового устройства и показаны его преимущества. Однако сравнительный анализ предложенного и существующего устройств основан на кинематике шарика в зоне обработки. В реальных условиях кинематические параметры шариков существенно отличаются от обычного распределения скоростей в зонах контакта, устанавливаемых при качении. В предложенном устройстве соотношение скоростей проскальзывания в зонах контакта определяется в основном шагом спирали с расположением прямолинейных (криволинейных) канавок.

Количество шариков в зоне обработки N определяется из выражения

$$N = K \frac{2\pi r}{D} \left(\frac{R-r}{H} \right),$$

где K - коэффициент, учитывающий ширину перегородок между заходами прямолинейных (криволинейных) канавок; r - радиус

ренный радиус дисков; R - наружный радиус дисков; D - диаметр обрабатываемых шариков; H - шаг спиральной канавки.

Принимая $R = \text{const}$, определяем r , при котором обеспечивается максимальное заполнение рабочей зоны устройства из

условия $\frac{dN}{dr}$, т.е. $K \frac{2\pi R - 4\pi r}{DH} = 0$, так как $K/DH \neq 0$.

Окончательно получаем $r = R/2$. Таким образом, максимальное заполнение рабочей зоны шариками будет при $r = R/2$.

Экспериментальные исследования показали надежную работу нового устройства и механизма загрузки, обеспечивающего полное заполнение шариками рабочей зоны в течение всего времени обработки.

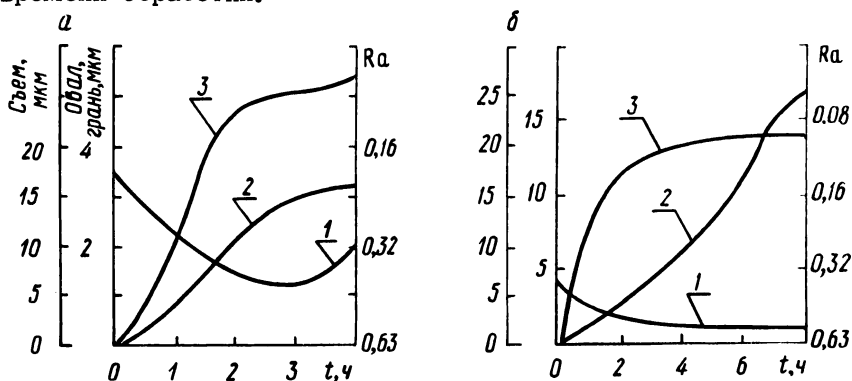


Рис. 1. Изменение величин гранности и овальности (1), съема припуска (2) и шероховатости (3) при использовании нового устройства с наклоном прямолинейных канавок к радиусу в 30° (а) и известного устройства с кольцевыми канавками (б).

В процессе исследований было установлено особое влияние на процесс обработки условий входа шариков в рабочую зону. Так, наиболее плавный заход шариков в рабочую зону наблюдался при исполнении заходов прямолинейных (криволинейных) канавок близкими к радиальным. Кроме того, при занижении заходов этих канавок происходило выкатывание шариков на перегородку между витками спиральной канавки, а на участке ее захода занижение не должно превышать $0,3 \dots 0,6$ мм. Экспериментальные исследования также показали, что механизм формирования сферической поверхности в предложенном устройстве существенно отличается от обработки шариков в кольцевых канавках.

На рис. 1 показано изменение параметров обработки шариков на операции доводки с использованием нового устрой-

ства и существующего с кольцевыми канавками. Как видно, новое устройство быстрее обеспечивает улучшение шероховатости, формирование сферической поверхности, а также необходимый съем припуска шариков.

Таким образом, исследование работоспособности предложенного устройства и механизма загрузки показали некоторые преимущества последних по сравнению с существующими устройствами обработки шариков в кольцевых канавках. Однако следует отметить, что стабильность механизма формообразования сферической поверхности существенно зависит от конструктивных параметров рабочей зоны нового устройства. Режимы обработки также оказывают существенное влияние на разброс количественных характеристик параметров качества обработанной поверхности шариков. Поэтому для определения оптимальных конструктивных параметров рабочей зоны и режимов обработки требуются дальнейшие экспериментальные исследования предложенного устройства в производственных условиях.

УДК 621.91.01

Ю.А.Новоселов, Н.Н.Попок

ПРЕРЫВИСТОЕ РЕЗАНИЕ С ПЕРЕМЕННЫМ СЕЧЕНИЕМ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ (ФРЕЗЕТОЧЕНИЕ)

Анализ тепловых явлений прерывистых процессов резания с переменным во времени сечением среза [1] свидетельствует о преимуществах этих процессов в тепловом отношении перед непрерывными. Так, сравнение встречного фрезерования с точением при одинаковых сечениях и площадях среза (имеется в виду максимальное сечение среза при фрезеровании) показывает, что средняя контактная температура зуба фрезы при фрезеровании ниже аналогичной температуры токарного резца в среднем в 1,5 раза. Такое сравнение правомерно, так как при фрезеровании в пределах угла контакта тепловые потоки и температура стабилизируются или, по крайней мере, имеют явно выраженную склонность к стабилизации.

Низкие контактные температуры при фрезеровании объясняются более благоприятным распределением теплообразующих и теплообменных потоков в зоне резания и характеризуют специфичность прерывистых процессов с переменным во времени

сечением срезаемого слоя. В связи с более низкой температурой стойкость любого фрезерного инструмента в целом выше стойкости токарного резца.

С учетом этого необходимо искать пути использования прерывистого резания с переменным сечением среза в непрерывных процессах обработки с целью повышения их эффективности. Рассмотрим способ прерывистого резания с переменным сечением среза, осуществляемый на токарных станках применительно к наружному точению (фрезеточение). Он сочетает в себе точение с указанной спецификой фрезерования.

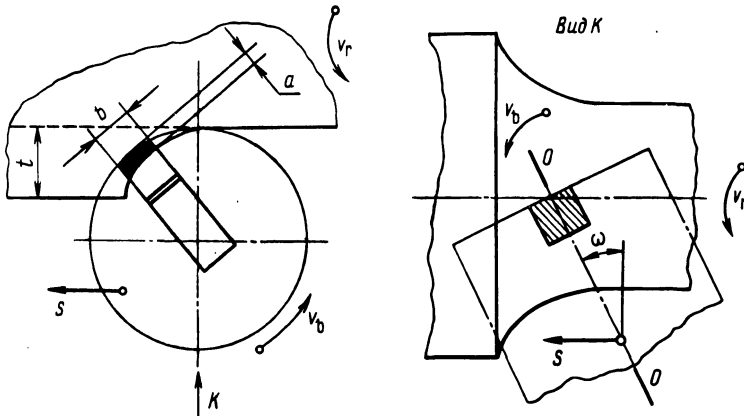


Рис. 1. Схема способа фрезеточения.

Сущность предлагаемого способа обработки состоит в следующем (рис. 1). Заготовка совершает главное вращательное движение v_r . Резцу, имеющему в принципе любую форму режущей части, помимо обычного движения подачи s вдоль обработанной поверхности, сообщается вращательное движение вокруг некоторой оси OO . Ось вращения резца может быть как вертикальной, так и наклонной к вертикали под некоторым углом ω , необходимым для получения требуемой геометрии. С целью повышения производительности обработки по окружности вращения инструмента располагается несколько одинаковых резцов. Получается резцовая головка – многозубый режущий инструмент. В частном случае его можно выполнить в виде круглого чашечного резца, имеющего со стороны задней поверхности глубокие канавки для разделения срезаемого слоя. Боковые поверхности канавок затачиваются со скосом для получения необходимых задних углов. Сами же канавки должны быть наклонены к оси инструмента от режущей кромки в сто-

рону вращения на угол, тангенс которого равен отношению v_B / v_Γ . В зависимости от соотношения скоростей возможно несколько вариантов схем резания: 1) резание с переменной толщиной среза или с переменной шириной среза (рис. 2,а); 2) резание с переменной шириной среза или с переменной толщиной среза (рис. 2,б).

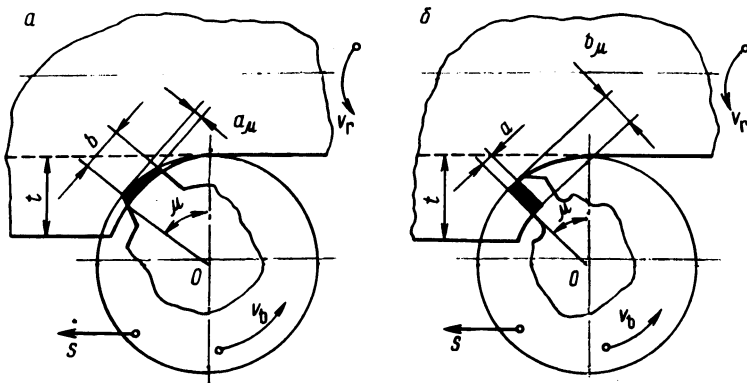


Рис. 2. Варианты схем резания.

Предлагаемый способ позволяет решить следующие три основные производственные проблемы: 1) стружкообразование (стружка кинематически разделяется на отдельные короткие элементы, что позволяет лучше организовать удаление стружки из зоны резания и снизить производственный травматизм); 2) повышение производительности (имеется возможность снимать припуски любой величины за один проход. Это достигается тем, что в процессе фрезеточения глубина резания не связана с шириной среза. Последняя определяется конструкцией режущей части инструмента – длиной рабочего участка режущей кромки); 3) повышение стойкости инструмента (за счет принудительного вращения режущие кромки инструмента периодически выводятся из зоны резания, чем обеспечивается высокая стойкость режущего инструмента).

Кроме того, и это бывает иногда особенно важно, при встречном фрезеточении (при несовпадении по направлению векторов движения подачи) резание производится из-под корки, что позволяет удалять ее путем обламывания на выходе инструмента из контакта с заготовкой. Это способствует повышению стойкости инструмента.

Прерывистое резание с переменным сечением срезаемого слоя эффективнее всего использовать в тех случаях, когда припуски достигают больших величин и обычными методами снимаются за несколько проходов.

Л и т е р а т у р а

1. Новоселов Ю.А. Исследование тепловых явлений при цилиндрическом фрезеровании. Канд.дис. Куйбышев, 1967.

УДК 62.231.223

В.И.Клевзович

ВЛИЯНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ СБОРКИ И СХЕМ НАГРУЖЕНИЯ НА ЖЕСТКОСТЬ ВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ КАЧЕНИЯ

Жесткость винтовых механизмов качения является наиболее важным критерием их работоспособности. В случае использования винтовых механизмов качения для точных установочных перемещений узлов металлообрабатывающего оборудования повышение жесткости увеличивает точность позиционирования. Однако чрезмерное значение величины предварительного натяга приводит к потере точностных характеристик за счет изменения физико-механических свойств рабочих поверхностей резьбы винта и гайки.

Наряду с проблемой создания оптимального предварительного натяга, обеспечивающего максимальную точность позиционирования, высокую равномерность перемещения и требуемое сохранение точностных характеристик во времени, важным условием является стабильность податливости резьбового соединения, которая в большой степени зависит от точности сборки. Наибольшее влияние на жесткость оказывает несовпадение осей симметрии винта и гайки. Обычно в станках с программным управлением, измерительных машинах преобразуется вращательное движение винта в поступательное гайки. Опоры винта чаще всего устанавливаются на неподвижной станине, гайка же, жестко связанная с перемещаемым узлом, движется по направляющим. При этом несовпадение осей винта и гайки обусловлено погрешностями их монтажа и зазорами в направляющих.

В случае использования винтовых механизмов качения в тяжелых станках износ направляющих и изменение зазоров в подвижных соединениях приводит к быстрому изменению положения осей винта и гайки.

Погрешности сборки винтовых механизмов качения вызывают изменение положения осей винта и гайки, выражающегося в угловом повороте их и параллельном переносе в пространстве. Использование высокоточных направляющих дает возможность не учитывать их угловое смещение ввиду его малости по сравнению с параллельным переносом. Это в большей степени относится к направляющим качения с предварительным натягом.

В работе [1] показано, что податливость элементов резьбового соединения зависит от схем нагружения и количества рабочих витков. Выбором схем нагружения можно регулировать распределение нагрузки по виткам резьбы.

Эксперименты показали, что в некоторых случаях осевая жесткость шариковых винтовых механизмов существенно зависит от схем нагружения и изменения положения осей винта и гайки, встречающихся на практике. Податливость резьбового соединения при сжатой гайке больше, чем при гайке растянутой. Объясняется это более неравномерным распределением нагрузки по виткам резьбы в случае сжатой гайки. Следует отметить, что это увеличение осевой податливости происходит за счет деформации одного – двух витков. Растянутая гайка наряду с уменьшением суммарной осевой податливости обеспечивает более равномерное распределение нагрузки по виткам резьбы. Эксперименты показывают, что долговечность шарикового механизма с растянутой гайкой выше, чем со сжатой. Это объясняется уменьшением давлений в зонах контакта рабочих поверхностей резьбы с телами качения за счет выравнивания нагрузки, распределенной по длине рабочих витков.

Теоретические исследования [1] показывают, что отношение максимальной нагрузки, приходящейся на виток сжатой гайки, к максимальной нагрузке, действующей на виток растянутой гайки, может быть определено из выражения

$$A = \frac{2chmL}{1+chmL},$$

где L – длина гайки; m – коэффициент, зависящий от физико-механических и геометрических параметров пары винт-гайка.

Приведенные расчеты для ШВП со следующими параметрами: диаметр окружности центров шариков $d_0 = 50$ мм; диаметр шарика $d_1 = 5$ мм; угол контакта $\alpha = 45^\circ$; число рабочих витков $i = 4$, $i = 5$, $L = 40$ мм; $m = 0,312$ дают значение $A = 1,31$ для гайки с четырьмя рабочими витками. Для

гайки с пятью рабочими витками $A = 1,45$ при $L = 50$ мм и $m = 0,312$, т.е. максимальная нагрузка на виток сжатой гайки будет в 1,31 (при $i = 4$) и в 1,45 (при $i = 5$) больше максимальной нагрузки на виток растянутой гайки. Схема нагружения гайки оказывает влияние на сохранение точностных характеристик винтовых механизмов качения в процессе их длительной эксплуатации. Это объясняется постоянством угла контакта в рабочих витках, воспринимающих равную нагрузку, и несущественным изменением его в диапазоне применяемых нагрузок. В случае использования винтовых механизмов в узлах станков, воспринимающих одинаковую нагрузку при реверсировании, эффективным оказывается использование сжато-растянутой гайки. Конструктивно такая схема выполняется за счет смещения фланца гайки к ее середине.

Исследование погрешности изготовления элементов резьбового соединения высокоточных шариковых винтовых механизмов показывает, что точностные показатели винтов и гаек существенно отличаются друг от друга. Предварительное нагружение, обеспечивающее требуемую жесткость, должно проводиться при максимальном совпадении осей винта и гайки. Каждый винтовой механизм, встроенный в узел металлообрабатывающего станка, должен иметь экспериментальный график зависимости осевого зазора от значения радиального. Такая зависимость позволит путем радиального смещения винта или гайки, легко регулируемого в производственных условиях, находить и поддерживать максимальное совпадение осей винта и гайки.

Л и т е р а т у р а

1. Филонов И.П. Исследования влияния конструктивных параметров и схем нагружения шариковых винтовых пар, применяемых в металлорежущих станках, на распределение нагрузки по виткам резьбы. Канд. дис. Минск, 1970.

УДК 621.951.7:621.91

Л.С.Овчинников, В.Н.Комаров

ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ СИЛОВЫМ РАЗВЕРТЫВАНИЕМ ПРИ ПОДВИЖНОМ КРЕПЛЕНИИ ИНСТРУМЕНТОВ

При силовом развертывании отверстий в заготовках из трубного проката, отливках, поковках часто наблюдается несовпадение осей предварительно обработанного отверстия и инструмента по ряду технологических причин.

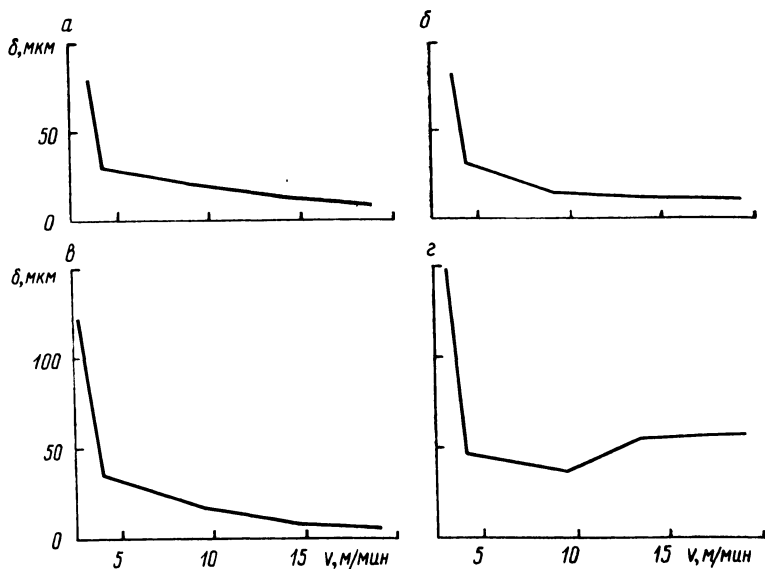


Рис. 1. Влияние скорости резания v на некруглость δ ($\epsilon=0,2$ мм, $s = 18,3$ мм/об) : а — плавающий патрон; б — патрон качающийся в двух плоскостях; в — патрон, качающийся в одной плоскости; г — самоустанавливающийся патрон.

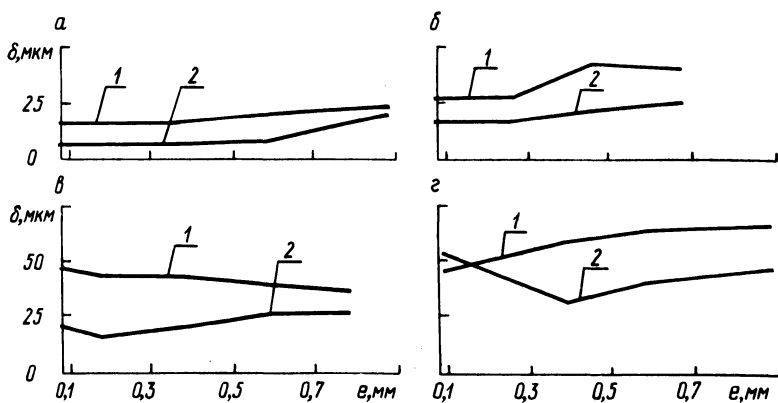


Рис. 2. Влияние эксцентриситета ϵ на некруглость δ (1 — $v = 4,8$ м/мин, 2 — $v = 13,8$ м/мин, $s = 18,3$ мм/об). Обозначение такие же, как на рис. 1.

При обработке в условиях несоосности противоположные зубья силовой развертки срезают различный припуск. В результате возникают неуравновешенные радиальные силы и появляются отжатия в системе. При этом ось силовой развертки изгибается, возникают вибрации, качество обработки снижается.

Предварительными исследованиями установлено, что применение подвижного крепления силовых разверток в условиях несоосной обработки обеспечивает нормальное протекание процесса.

Несмотря на многообразие устройств (патронов) для подвижного крепления инструмента, их можно разделить на три группы. К первой группе относятся плавающие патроны, обеспечивающие перемещение инструмента в плоскости, перпендикулярной оси; ко второй — обеспечивающие качение инструмента относительно геометрической оси шпинделя; к третьей — сочетающие признаки двух первых групп, получившие название самоустанавливающиеся.

Исследования проводились с применением патронов трех групп. Обработка осуществлялась четырехзубой силовой разверткой, режущая часть которой имела участки основной ($\varphi = 0^{\circ}45'$) и переходный ($\varphi_{\text{п}} = 0^{\circ}10'$). Зубья затачивались с передним углом $\gamma = 15^{\circ}$, задним углом режущей части $\alpha_{\text{р}} = 2^{\circ}30'$, переходной части $\alpha_{\text{п}} = 2^{\circ}$, калибрующей части $\alpha_{\text{к}} = 1^{\circ}$. Обработываемый материал — сталь 45.

Точность обработки оценивалась разбивкой (усадкой) отверстия и погрешностью формы в поперечном сечении. Исследования проводились в интервале скоростей резания от 2,8 до 18 м/мин. Эксцентриситет между осью отверстия заготовки и осью силовой развертки задавался от 0,2 до 1 мм смещением детали.

На рис. 1 приведены зависимости погрешности формы от скорости резания при различных схемах крепления силовых разверток. С увеличением скорости резания в результате интенсификации процесса наростообразования погрешности уменьшаются. При этом наибольшая точность обеспечивается при закреплении инструмента в плавающем и качающемся в двух плоскостях патронах. Применение самоустанавливающихся патронов нецелесообразно из-за их сложности и малой стабильности в работе, приводящей к отрицательным результатам.

Установлено, что подвижное крепление силовых разверток следует применять при возникновении значительных погреш-

ностей в системе (от 0,2 мм и более). Благодаря невысокой радиальной жесткости силовых разверток при эксцентриситетах до 0,2мм инструмент самоустанавливается в процессе обработки без каких-либо вспомогательных устройств. При этом обеспечивается достаточно высокая точность обработки.

Результаты экспериментов, приведенные на рис. 2, свидетельствуют о работоспособности патронов при значительных эксцентриситетах. При этом эксцентриситет в процессе обработки с применением патронов существенного воздействия на погрешность формы в поперечном сечении не оказывает. На разбивку отверстия влияет скорость резания, определяющая процесс наростообразования и упруго-пластичные явления в зоне обработки. При силовом развертывании с применением подвижных патронов эксцентриситет и конструкция патрона существенного влияния на разбивку не оказывают.

В проведенных экспериментальных исследованиях в большинстве случаев наблюдалась отрицательная разбивка, т.е. усадка отверстия.

УДК 621.822.6

Морис Олу Олубонаджо

ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКЦИЙ УСТРОЙСТВ ВОЗВРАТА НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ КАЧЕНИЯ

Широкое использование в последнее время винтовых механизмов качения в различных отраслях промышленности требует учета особенностей их эксплуатации. Критерии работоспособности и их количественные характеристики должны назначаться в соответствии с требованиями к равномерности поступательного перемещения ведомого звена и допустимых значений относительных деформаций винта и гайки в осевом и радиальном направлениях. Такие характеристики работоспособности винтовых механизмов качения (ВМК), как долговечность, значение и постоянство КПД, кинематическая чувствительность могут изменяться в широких пределах в зависимости от характера движения тел качения, определяемого конструкцией устройства возврата, допустимыми погрешностями изготовления деталей и пространственной ориентации осей винта и гайки.

Проведенные исследования [1, 2] показывают, что силовые и кинематические характеристики в зонах контакта тел качения

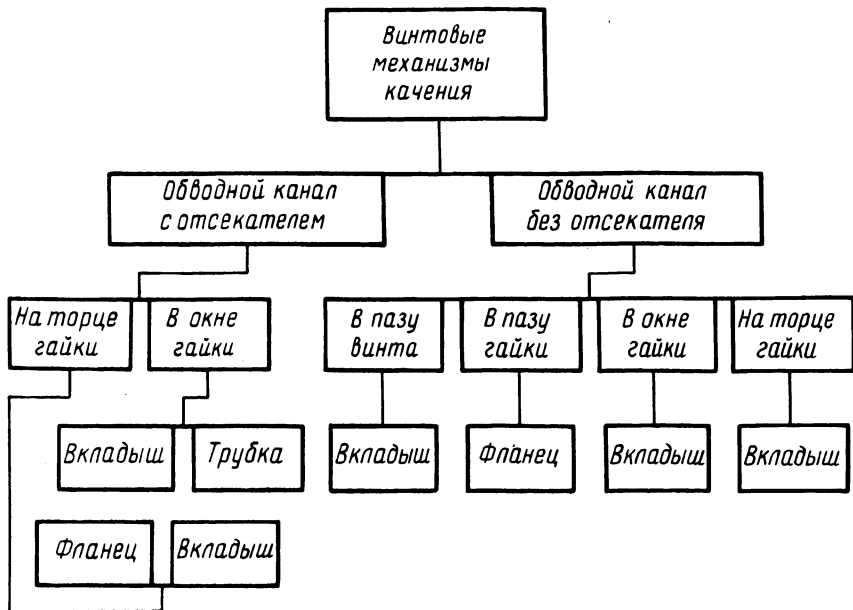


Рис. 1. Классификация устройств возврата тел качения винтовых механизмов качения.

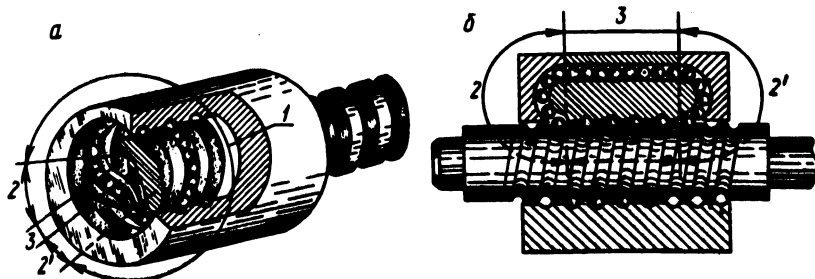


Рис. 2. Схема возврата шариков с помощью обводного канала без отсекателя (а) и с отсекателем (б).

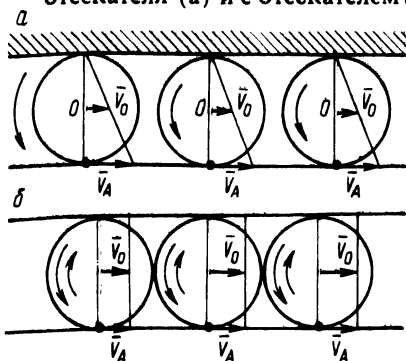


Рис. 3. Скорости центров и точек контакта шариков в рабочей зоне (а) и в зоне возврата (б).

с рабочими поверхностями резьбы винта и гайки, а также стенками каналов возврата зависят от способа замыкания рабочих витков. Обычно в металлорежущих станках используется преобразование вращательного движения винта в поступательное гайки. Это в некоторой степени определяет выбор конструктивного варианта замыкания тел качения, однако имеется большое количество конструктивных решений, требующих анализа применительно к условиям эксплуатации в металлорежущих станках [3]. В основном замыкание тел качения обеспечивается без отсечения с поверхности винта или с использованием отсекателей, обеспечивающих разрыв контакта тел качения с винтом при их замыкании. Детали, используемые для возврата тел качения с помощью обводных каналов, выполненных в них, состоят из фланцев, трубок и специальных вкладышей (рис. 1). Они могут иметь разъемные соединения с гайкой и неразъемные. К устройствам возврата предъявляются высокие требования по точности расположения относительно рабочих поверхностей резьбы винта и гайки каналов, замыкающих тел качения. Эти требования выполнить без дополнительных подгонок часто не удается, наличие же погрешностей формы или размеров канала является причиной неудовлетворительной работы механизма. Это связано с тем, что кинематические характеристики тел качения имеют переменное значение в различных участках их траектории.

На рис. 2 показаны схемы возврата шариков с помощью обводного канала без отсекаателя и с отсекателем. На замкнутом участке движения тел качения можно выделить четыре характерные зоны: 1 – рабочую зону, в которой обеспечивается контакт тел качения с резьбой винта и гайки, и нерабочую, состоящую из трех участков, в которых движение тел качения отличается по траектории. Участки 2¹ и 2 обеспечивают попадание тел качения в рабочую зону и выход из нее. Участок 3 служит для соединения каналов 2 и 2¹.

Как видно из рис. 3, вход тел качения в рабочую зону и выход из нее вызывает изменение характера движения и меняет количественное соотношение скоростей точек контакта и центра шариков. Такое изменение происходит в очень короткий промежуток времени и приводит к возникновению ударной нагрузки при наличии проскальзывания и верчения. В результате появляются дополнительные ударные нагрузки и снижается поверхностная прочность рабочих участков резьбы.

Как видно из рис. 3, б, тела качения, находящиеся в канале возврата, скользят вдоль него, и скорость их перемеще-

ния определяется скоростью центра \bar{v}_O при качении в рабочей зоне. Таким образом, при входе в рабочую зону скорость точки контакта поверхности тела качения с винтом \bar{v}_A увеличивается в два раза по сравнению со скоростью центра. При этом угловая скорость изменяется от нуля до

$$\omega = \frac{v}{d} = \frac{2v_0}{d}.$$

При попадании тела качения из рабочей зоны в канал возврата происходит уменьшение скоростей на ту же величину. Считая движение равноускоренным (равнозамедленным), дополнительные силы инерции, возникающие в момент изменения скоростей, определяют из выражений:

$$F = mW, \quad M = J\varepsilon,$$

где m, J - масса тела качения и его момент инерции; W, ε - ускорения в поступательном и вращательном движениях.

При входе шариков в канал возврата или рабочую зону ускорение точки контакта определяется из выражения $W = \frac{v_A - v_0}{t}$. Тогда угловое ускорение шарика будет

$$\varepsilon = \frac{W}{d} = \frac{v_A - v_0}{dt},$$

где d - диаметр шарика; t - время перехода в канал возврата или рабочую зону.

С учетом геометрических параметров пары винт-гайка последнее выражение можно представить в виде

$$\varepsilon = \frac{\omega_{ш}}{t} = \frac{\omega D}{2dt},$$

где $\omega_{ш}$ - угловая скорость шарика; ω - угловая скорость винта; D - диаметр цилиндра, образованного точками контакта резьбы винта с шариками. Считаем при этом, что угол наклона винтовой линии равен 90° .

Время перехода шарика в канал возврата или рабочую зону определяется длиной переходного участка $l = 0,5$ мм. Увеличение его длины требует специальной ручной подгонки. При возврате с помощью отсечения шариков (3) длина участка может быть увеличена до $l = (0,5 - 1,0)$. Если принять угол

поворота шарика на переходных участках равным $l_{ш} = 2l/d$, учитывая, что $l = \epsilon t^2/2$, то совместное решение последних зависимостей с уравнением (1) дает следующую зависимость

$$\epsilon = \frac{\omega^2 D^2}{160 l} \quad (2)$$

Момент от сил инерции тел качения

$$M = j\epsilon = \frac{m^2 D^2 d}{160 l} \quad (3)$$

Касательные силы, действующие на рабочие поверхности резьбы винта и гайки со стороны тел качения, на переходных участках будут равны

$$F = \frac{M}{d} = \frac{m\omega^2 D^2}{160 l}$$

Таким образом, на рабочую поверхность резьбы винта действует дополнительная касательная нагрузка и момент. При наличии переходного участка в канале возврата, увеличивающего время изменения скорости при выходе из рабочей зоны и попадания в нее из канала возврата, сила F уменьшается. Как видно из проведенного анализа, условия возврата тел качения должны влиять и на усталостную прочность рабочих поверхностей резьбы винта. Поэтому, видимо [1], следы усталости рабочих поверхностей винтов шариковых винтовых механизмов появляются раньше, чем поверхностей подшипников качения, несмотря на то, что точность и качество рабочих поверхностных слоев исследованных винтовых механизмов качения были выше, чем подшипников качения.

Л и т е р а т у р а

1. Филонов И.П., Пикус М.Ю. Винтовые механизмы качения и перспективы использования их в металлорежущих станках. — Обзорная информация, сер. "Металлообработка". Минск, 1976. 2. Беляев В.Г., Коган В.И. Влияние погрешностей геометрических параметров на угол контакта шариков в передачах винт-гайка качения. — Станки и инструменты, 1973, № 5. 3. Филонов И.П. и др. Совершенствование устройств возврата шариковинтовых механизмов. — В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Минск, 1972, вып. 4.

СОДЕРЖАНИЕ

Б а б у к В.В., Б а р ш а й И.Л., Ш а м ш у р А.С., Я р м а к Ю.Ю., Н о в о д в о р е ц Г.Л. Влияние алмазного выглаживания на шероховатость поверхности деталей из сплава 32 НКД	3
Х о д о с е в и ч В.Г., Ш е в ц о в А.И. К вопросу определения состава флюса для индукционной наплавки чугуновой поверхности	6
П а в л о в Л.Г., Г а й с е н о к Н.М. Исследование ультразвукового упрочнения рабочих поверхностей толкателей клапанов.	10
Ф р а н к е С. Влияние процесса плоского шлифования на шероховатость и микротвердость обработанной поверхности спеченной стали инструментального класса	13
Ф р а н к е Б. Влияние процесса алмазного выглаживания на качество поверхности спеченного материала инструментального класса	18
С а к о в и ч А.А., Б а б у к В.В. Исследование влияния поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки на температуру нагрева образцов при трении	23
С п и р и д о н о в Н.В., И в а ш к о В.С., Г а л ю к В.Х. Об изнашивании хромоникелевых покрытий в некоторых электролитических средах	25
Б а р ш а й И.Л. Исследование влияния химико-термического упрочнения на погрешности формы отверстия цилиндрических зубчатых колес.	28
Г а й д у к е в и ч Н.П., С о к о л о в с к и й Г.С. Исследование механической обработки внутренних цилиндрических поверхностей, упрочненных твердым самофлюсующимся сплавом	32
Г а й д у к е в и ч Н.П., С о к о л о в с к и й Г.С., Я р м а к Ю.Ю. Исследование обрабатываемости износостойкого сплава ПГ-СР4 шлифованием	35
С т а ш е в с к а я Е.Н., К а р д а п о л о в а М.А. Металлографический анализ покрытий после испытаний на трение	37
И в а ш к о В.С., С п и р и д о н о в Н.В., Г а л ю к В.Х., Я к о в л е в Г.М. Определение оптимальной скорости перемещения плазменной горелки	40

Б а с с И.А., Ж и г а л к о Н.И., С и н и ц ы н Б.И. Перспективы развития автоматизированного проектирования металлорежущих инструментов	42
К о ч е р г и н А.И., Д е ч к о М.М. Оценка стойкости резцов при ускоренных испытаниях	45
С у р г у н т Я.М. Исследование твердости и глубины наклепанного слоя при совмещенной обработке ротационным резанием и ППД.	47
Б р а н к е в и ч Э.С. Особенности структурных превращений металла при шлифовании	50
Ж и г а л к о Н.И. Расширение тематики дипломных проектов по "Инструментальному производству"	52
Я щ е р и ц ы н П.И., Г р и н и н Г.П., Д о р о ф е е в В.Д. Инженерный метод расчета процесса электроконтактного нагрева при профилировании алмазных кругов методом пластического деформирования	54
М е л а м е д Г.И., Д у б е н ь Э.З. Алгоритм разработки компоновки автоматической линии	58
И с а к о в В.Ф. Влияние процесса шлифования прямобочных шлицев на величину искажения профиля.	62
Ш а г у н В.И. Влияние параметров конструкции машинных метчиков на отклонения формы среднего цилиндра резьбы, нарезаемой в стали	64
К и с е л е в М.Г., П и к у с М.Ю., Л у г о в о й В.П. Исследование движения шариков в процессе доводки в поле ультразвуковых колебаний.	69
Ж о л о б о в А.А., Ч и с т о с е р д о в П.С. К вопросу об обеспечении точности размеров отверстий в запрессованных втулках.	73
Ж о л о б о в А.А., Б е л я й В.Г., Ч и с т о с е р д о в П.С. Определение технологических возможностей устройств, совмещающих процессы запрессовки втулок и калибрования в них отверстий.	76
Т и л и г у з о в Г.В., Ж и л и н с к и й О.В., Я ц у р а Е.С., К а п а н е ц Э.Ф. Повышение точности обработки при бесцентровом врезном шлифовании путем управления процессом выхаживания	81
Г р и г о р ь е в В.З., Ф е л ь д ш т е й н Е.Э. Приспособления для профилирования радиусных поверхностей резцов и резцовых вставок	85
Х о д ы р е в В.И., М о л о ч к о в В.А. Особенности динамики процесса обработки винтовым ротационным резцом	88

Н о в о с е л о в Ю.А. Обобщенная методика исследования сил резания	93
Н а т а л е в и ч А.Н. Выбор предварительного натяжения в зубчаторемной передаче	98
К у з ь м и н А.В., Н а т а л е в и ч А.Н. Влияние релаксации на упругость зубьев ремня	100
М о л о ч к о в А.В. Взаимосвязь между колебаниями и контактным трением при резании металлов	103
Д е ч к о Э.М., К о р н и е в и ч М.А. Оптимизация геометрических параметров режущей части шнекового сверла по методу Бокса-Уилсона .	107
М и к у л и к Н.А., Я к а ц у к Ф.Ф. Крутильные колебания замкнутой системы с реактивным звеном	110
П е ш е с Л.Я., С к о р ы н и н Ю.В., У д о в и д ч и к П.А., Я ц у р а Е.С. Ускоренные испытания карданных подшипников.	114
С т а р ц е в Н.К., Г о р о ш к о В.Ф. Исследование влияния тепловых и механических деформаций детали на геометрическую точность при глубинном шлифовании пазов.	120
С т а р ц е в Н.К., Г о р о ш к о В.Ф. Влияние способа подачи СОЖ на контактную температуру при глубинном шлифовании пазов.	123
Д е ч к о Э.М. Расчет профиля винтовых канавок шнековых сверл .	125
М у р к о в О.С. Исследование работоспособности нового устройства для обработки шариков.	127
Н о в о с е л о в Ю.А., П о п о к Н.Н. Прерывистое резание с переменным сечением срезаемого слоя (фрезеточение)	129
К л е в з о в и ч В.И. Влияние погрешностей сборки и схем нагружения на жесткость винтовых механизмов качения	132
О в ч и н н и к о в Л.С., К о м а р о в В.Н. Точность обработки силовым развертыванием при подвижном креплении инструментов	134
М о р и с О л у О л у б о н а д ж о. Влияние конструкций устройств возврата на работоспособность винтовых механизмов качения	137

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.787:621.81

Влияние алмазного выглаживания на шероховатость поверхности деталей из сплава 32 НКД / В.В. Б а б у к , И.Л. Б а р ш а й , А.С. Ш а м ш у р , Ю.Ю. Я р м а к , Г.Л. Н о в о д в о р е ц . "Машиностроение", 1979, вып.3, с. 3—6.

Приведены результаты экспериментального исследования режимов алмазного выглаживания деталей из сплава 32 НКД для получения малой шероховатости поверхности 0,16...0,08. Исследования проводились с применением математического планирования эксперимента. — Ил. 1. Табл.2. Библ. 1.

УДК 621.791.048

Х о д о с е в и ч В.Г., Ш е в ц о в А.И. К вопросу определения состава флюса для индукционной наплавки чугуновой поверхности. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 6—9.

Приведены результаты исследований раскисляющей способности и жидкотекучести флюсов на основе буры. Установлены составы флюсов с параметрами, обеспечивающими качественную наплавку твердых сплавов на чугуновую поверхность. — Ил. 1. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.048.6.001.57:669.256+621.78

П а в л о в Л.Г., Г а й с е н о к Н.М. Исследование ультразвукового упрочнения рабочих поверхностей толкателей клапанов. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 10—12.

Приведены результаты исследований свойств износостойкого чугуна в зависимости от режимов его обработки: подачи, температуры, а также глубины деформирования в ультразвуковом поле. — Табл. 2. Библ. 4.

УДК 621.923.4

Ф р а н к е С. Влияние процесса плоского шлифования на шероховатость и микротвердость обработанной поверхности спеченной стали инструментального класса. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 13—18.

Приведены результаты исследований влияния режимов шлифования на некоторые параметры качества спеченной стали инструментального

класса. Оказалось, что при шлифовании данного материала температурное поле оказывает значительное влияние не только на микротвердость, но и на шероховатость шлифованной поверхности. — Ил. 2. Табл. 3. Библ. 5.

УДК 621.923.4:621.299.3

Ф р а н к е Б. Влияние процесса алмазного выглаживания на качество поверхности спеченного материала инструментального класса. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 18—23.

Приведены результаты исследования влияния параметров процесса алмазного выглаживания спеченного материала инструментального класса на шероховатость выглаженной поверхности и поверхностное упрочнение. Даются рекомендации по оптимальным режимам и показано, что обработка алмазным выглаживанием является эффективным способом повышения качества деталей из спеченного материала инструментального класса. — Ил. 3. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.791.92

С а к о в и ч А.А., Б а б у к В.В. Исследование влияния поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки на температуру нагрева образцов при трении. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 23—25.

Проводятся результаты исследования температуры нагрева образцов, упрочненных поверхностной высокотемпературной обработкой (ПВ ТМО). Показано, что в результате ПВ ТМО наплавленной поверхности значительно уменьшается температура нагрева образцов, что способствует уменьшению работы трения и увеличению их износостойкости. — Табл. 1. Библ. 5.

УДК 620.128.16

С п и р и д о н о в Н.В., И в а ш к о В.С., Г а л ю к В.Х. Об изнашивании хромоникелевых покрытий в некоторых электролитических средах. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 25—28.

Установлен характер изнашивания хромоникелевых сплавов, наносимых газотермической металлизацией, при трении в электролитических средах — растворах едкого натра и уксусной кислоты. На работоспособность покрытий решающее влияние оказывают прочностные и защитные свойства вторичных структур, образующихся в результате электрохимических процессов на границе сплав — раствор. Износостойкость сплавов при трении в агрессивных средах определяется преимущественно их электрохимической стойкостью. — Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.883.531.7

Б а р ш а й И.Л. Исследование влияния химико-термического упрочнения на погрешности формы отверстия цилиндрических зубчатых колес. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 28—32.

Приведены результаты экспериментальных исследований по определению влияния химико-термического упрочнения (цементации в безмуфельном агрегате) на величину овальности и конусности базового отверстия цилиндрических прямозубых зубчатых колес из стали 25ХГТ. Полученные на основе экспериментальных данных зависимости позволяют прогнозировать изменение указанных погрешностей формы отверстия при химико-термическом упрочнении. — Ил. 3. Табл. 2. Библ. 2.

УДК 621.923

Г а й д у к е в и ч Н.П., С о к о л о в с к и й Г.С. Исследование механической обработки внутренних цилиндрических поверхностей, упрочненных твердым самофлюсующимся сплавом. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 32—34.

Приведены результаты исследований по механической обработке гильз блока цилиндров двигателя СМД-14, упрочненных и восстановленных индукционной центробежной наплавкой самофлюсующегося твердого сплава ПГ-СР4. На основании данных исследований рекомендуется оптимальный технологический процесс механической обработки. — Ил. 2.

УДК 621.923

Г а й д у к е в и ч Н.П., С о к о л о в с к и й Г.С., Я р м а к Ю.Ю. Исследование обрабатываемости износостойкого сплава ПГ-СР4 шлифованием. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 35—37.

Приводятся результаты исследований по абразивной обработке цилиндрических поверхностей, упрочненных сплавом ПГ-СР4 плазменным или газоплазменным насыплением с последующим оплавлением. Установлены зависимости съема сплава, расхода абразивных кругов и удельной производительности от времени обработки. — Ил. 3.

УДК 621.81.004.67

С т а ш е в с к а я Е.Н., К а р д а п о л о в а М.А. Металлографический анализ покрытий после испытаний на трение. "Машиностроение", 1979, вып.3, с. 37—40.

Исследована микротвердость покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов после испытаний на трение. Установлено, что при всех режимах испытаний микротвердость падает по сравнению с микротвердостью исходной структуры. — Библ. 1.

УДК 621.793

Определение оптимальной скорости перемещения плазменной горелки/ В.С.И в а ш к о, Н.В.С п и р и д о н о в, В.Х.Г а л ю к, Г.М.Я к о в л е в. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 40—42.

На основании теоретического анализа процесса напыления предложена формула для определения оптимальной скорости перемещения плазменной горелки относительно обрабатываемой поверхности. — Библ. 1.

УДК 621.9.02

Б а с с И.А., Ж и г а л к о Н.И., С и н и ц ы н Б.И. Перспективы развития автоматизированного проектирования металлорежущих инструментов. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 42—45.

Перспективы развития автоматизированного проектирования связаны с использованием современных средств периферийной техники или вычислительных комплексов (автоматизированное рабочее место), содержащих, кроме ЭВМ, устройство отображения - дисплей, позволяющее вести проектирование в режиме взаимодействия "человек — ЭВМ", а также графопостроитель, с помощью которого результаты расчета выводятся в виде чертежа. При этом проектировщик может производить оценку хода процесса проектирования и при надобности производит необходимую коррекцию, после чего процесс расчета на ЭВМ продолжается дальше.

УДК 620.179.118

К о ч е р г и н А.И., Д е ч к о М.М. Оценка стойкости резцов при ускоренных испытаниях. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 45—46.

На основании сравнения коэффициентов корреляции между периодами стойкости инструмента при различных величинах износа показана возможность обоснования минимальной величины износа, которую можно принять в качестве критерия затупления при ускоренных стойкостных испытаниях. — Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.919

С у р г у н т Я.М. Исследование твердости и глубины наклепанного слоя при совмещенной обработке ротационным резанием и ППД. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 47—50.

Приведены результаты исследования глубины и степени упрочнения поверхностного слоя цилиндрических отверстий втулок из стали 45, обработанных способами ротационного резания и поверхностного пластического деформирования комбинированным инструментом. Инструмент содержит режущий и деформирующий элементы, работающие по единому кинематическому принципу — вращение с определенным проскальзыванием. — Ил. 1. Табл. 1. Библ. 3.

УДК 621.923

Б р а н к е в и ч Э.С. Особенности структурных превращений металла при шлифовании. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 50—52.

Излагаются особенности структурных превращений в поверхностном слое шлифуемых деталей. Отмечается, что аналогичные структурные превращения происходят во время шлифования и обычной термообработки при разных температурах. Объясняются причины этого явления.— Библ. 5.

УДК 621.9.02

Ж и г а л к о Н.И. Расширение тематики дипломных проектов по "Инструментальному производству". "Машиностроение", 1979, вып.3,с.52—54.

Приводятся сведения по расширению тематики дипломных проектов за счет разработки конструкции и технологии производства прогрессивного режущего инструмента, а также штампов, пресс-форм, мерительного и вспомогательного инструментов. — Библ. 2.

УДК 621.922.029

Я щ е р и ц ы н П.И., Г р и н и н Г.П., Д о р о ф е е в В.Д. Инженерный метод расчета процесса электроконтактного нагрева при профилировании алмазных кругов методом пластического деформирования. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 54—58.

Приведено инженерное решение задачи электроконтактного нагрева в процессе накатывания алмазных кругов, а также дан пример конкретного выполнения фасонного алмазного круга методом накатывания с электроподогревом. — Ил. 3. Библ. 2.

УДК 621.9

М е л а м е д Г.И., Д у б е н ь Э.З. Алгоритм разработки компоновки автоматической линии. "Машиностроение", 1979, вып. 3., с. 58—61.

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

УДК 621.923:621.771.61

И с а к о в В.Ф. Влияние процесса шлифования прямобочных шлицев на величину искажения профиля. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 62-64.

Изложены результаты экспериментальных исследований влияния режимов резания операции шлицешлифования на величину искажения профиля прямобочных шлицев карданных валов автомобилей МАЗ. Приведены результаты исследований и даны рекомендации по величинам скорости и глубины резания для $v_{пр} = 16$ м/мин, обеспечивающих профиль шлица без искажения. — Ил. 2.

УДК 621.993.042

Шагунов В.И. Влияние параметров конструкции машинных метчиков на отклонения формы среднего цилиндра резьбы, нарезаемой в стали. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 64—68.

Изложены результаты экспериментальных исследований по изучению влияния ширины пера, длины калибрующей части, радиального биения перьев, отклонений шага, половины угла профиля резьбы и типа метчика на погрешности формы среднего цилиндра резьбы М16, нарезаемой методом самозатягивания в стали 45. Приводятся соображения относительно причин выявленных закономерностей и даются рекомендации по повышению точности формы нарезаемых резьб. — Ил. 1. Табл. 1. Библ. 3.

УДК 621.822.71

Киселев М.Г., Пикус М.Ю., Луговой В.П. Исследование движения шариков в процессе доводки в поле ультразвуковых колебаний. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 69—72.

Анализируются результаты экспериментальных исследований движения шариков в поле ультразвуковых колебаний. Показано положительное влияние ультразвука на кинематику движения шариков и стабилизацию сил трения в зоне обработки. — Ил. 1. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.96

Жолобов А.А., Чистосердов П.С. К вопросу об обеспечении точности размеров отверстий в запрессованных втулках. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 73—76.

Приведены результаты статистических исследований точности замыкающего звена в партии сопряжений с натягом типа "втулка—корпус", обработанных методом автоматического получения размеров на настроенных станках. Графо-статистическими исследованиями показана эффективность использования поверхностного пластического деформирования для обеспечения требуемой точности отверстий в партии запрессованных втулок — Ил. 2. Библ. 3.

УДК 621.96

Жолобов А.А., Беляй В.Г., Чистосердов П.С. Определение технологических возможностей устройств, совмещающих процессы запрессовки втулок и калибрования в них отверстий. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 76—80.

Рассмотрена силовая расчетная схема устройства, предназначенного для совмещения в один технологический переход процессов запрессовки втулок и калибрования в них отверстий. Приводятся теоретические зависимости по определению сил, действующих на элементы шарикового замка. На

основании выведенных зависимостей построены номограммы, определяющие технологические возможности устройств. — Ил. 3. Библ. 1.

УДК 621.923+621.924

Повышение точности обработки при бесцентровом врезном шлифовании путем управления процессом выхаживания/ Г.В. Т и л и г у з о в, О.В.Ж и л и н с к и й, Е.С.Я ц у р а, Э.Ф.К а п а н е ц. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 81—85.

Рассматривается вопрос повышения точности и производительности обработки деталей при бесцентровом врезном шлифовании путем управления величиной круговой подачи на этапе выхаживания. Предложена рациональная структура цикла бесцентрового врезного шлифования, обеспечивающая повышение точности обработки. — Ил. 2. Табл. 1. Библ. 3.

УДК 621.9.02

Г р и г о р ь е в В.З., Ф е л ь д ш т е й н Е.Э. Приспособления для профилирования радиусных поверхностей резцов и резцовых вставок. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 85—88.

Даны принципиальные схемы приспособлений для заточки радиуса при вершине резца, показаны их недостатки. Описывается разработанная конструкция приспособления для профилирования радиуса при вершине. — Ил. 3.

УДК 621.91.01

Х о д ы р е в В.И., М о л о ч к о в В.А. Особенности динамики процесса обработки винтовым ротационным резцом. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 88—93.

Рассмотрена система сил, действующих на винтовой ротационный резец в процессе точения наружных и внутренних поверхностей. Выявлены причины периодического изменения этих сил. Приводится условие, при котором процесс резания винтовыми ротационными резцами имеет максимальную устойчивость по отношению к низкочастотным колебаниям. — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 621.91.01

Н о в о с е л о в Ю.А. Обобщенная методика исследования сил резания. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 93—97.

Предлагается единая для всех методов обработки методика исследований сил резания с использованием понятий базового метода обработки и эталонного опыта в этом методе. Сила резания при любом методе обработки представляется как произведение удельной эталонной силы резания в

базовом методе на коэффициенты различия методов обработки и на возможное изменение прочих условий обработки. — Ил. 2. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.852.44

Н а т а л е в и ч А.Н. Выбор предварительного натяжения в зубчатременной передаче. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 98—100.

Приведены зависимости, определяющие величину минимального предварительного натяжения в передаче, которая обеспечивает ее работоспособность из условий сохранения зацепления на ведомом шкиве. Установлено, что выбор предварительного натяжения должен производиться в зависимости от нагруженности передачи. Предлагается в качестве рационального средства использования минимального предварительного натяжения применять ограничительный ролик, устанавливаемый со стороны ведомой ветви. — Ил. 1. Библ. 5.

УДК 621.852.44-231.1

К у з ь м и н А.В., Н а т а л е в и ч А.Н. Влияние релаксации на упругость зубьев ремня. "Машиностроение", вып. 3, с. 100—103.

Обоснована необходимость учитывать при определении податливости зубьев ремня релаксационные свойства материала зубьев, а также явление "восстановления" зубьев ремня, происходящее при работе передачи. Описана методика определения податливости зубьев ремня с использованием тензометрии. Выяснено, что податливость зубьев ремня неодинакова на дуге обхвата и уменьшается по мере роста натяжения ремня. — Ил. 3.

УДК 620.179.118

М о л о ч к о в А.В. Взаимосвязь между колебаниями и контактным трением при резании металлов. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 103—107.

Предложена теоретическая формула амплитуды тангенциальной составляющей силы резания для условий работы в области вибраций (неустойчивого резания). Показано, что амплитуда силы резания зависит от тангенса разности максимального и минимального углов трения на передней поверхности инструмента. Тем самым теоретически доказывается фрикционная природа вибраций при резании металлов. — Ил. 2. Библ. 6.

УДК 621.951

Д е ч к о Э.М., К о р н и е в и ч М.А. Оптимизация геометрических параметров режущей части шнекового сверла по методу Бокса-Уилсона. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 107—110.

Излагается методика оптимизации геометрических параметров режущей части по методу Бокса-Уилсона на примере шнекового сверла. По-

казана возможность применения указанного метода для оптимизации геометрических параметров инструментов, причем количество экспериментов резко сокращается. — Табл. 1. Библ. 1.

УДК 621.01:[534+517.948

М и к у л и к Н.А., Я к а ц у к Ф.Ф. Крутильные колебания замкнутой системы с реактивным звеном. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 110—114.

Рассматриваются крутильные колебания замкнутой динамической механической системы с реактивным звеном с периодическими возмущениями. Приведена новая расчетная динамическая замкнутая схема, система дифференциальных уравнений движения этой системы, а также решение этих уравнений, показывающих связь колебательных процессов в звеньях системы и возмущающих сил. — Ил. 1.

УДК 621.825.6:620.199

Ускоренные испытания карданных подшипников./ Л.Я. Пешес, Ю.В.Скорынин, П.А.Удовичик, Е.С.Яцур. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 114—120.

Предложена методика форсированных испытаний карданных подшипников. Нагружение осуществляется блоками, каждый из которых включает набор режимов соответствующей продолжительности. Даны формулы пересчета результатов форсированных испытаний на эксплуатационные условия. Рассмотрены методы оценки надежности исследуемых объектов и уточнения расчетных зависимостей. — Ил. 1. Библ. 2.

УДК 621.96

Старцев Н.К., Горошко В.Ф. Исследование влияния тепловых и механических деформаций детали на геометрическую точность при глубинном шлифовании пазов. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 120—123.

Рассматриваются тепловые и механические деформации, возникающие при глубинном шлифовании пазов при обработке по целому материалу и после предварительной обработки, и их влияние на геометрическую точность паза. Приводятся данные экспериментальных исследований. Приведенные материалы представляют интерес для инженеров-технологов по холодной обработке металлов. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.96

Старцев Н.К., Горошко В.Ф. Влияние способа подачи СОЖ на контактную температуру при глубинном шлифовании пазов. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 123—125.

Дается описание струйно-напорного способа подачи СОЖ на глубинном шлифовании пазов и экспериментально доказывается его преимущество по сравнению с охлаждением поливом. — Ил. 1.

УДК 621.654.4

Д е ч к о Э.М. Расчет профиля винтовых канавок шнековых сверл. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 125—127.

Выполнен анализ профиля винтовой стружечной канавки шнекового сверла при оптимальных значениях толщины сердцевины и ширины ленточки, обеспечивающих наибольшую стойкость инструмента. Получены соответствующие расчетные формулы для величин углов наклона спинки для сверл диаметром 6...25 мм. — Ил. 2. Библ. 4

УДК 621.822.71.001.2

М у р к о в О.С. Исследование работоспособности нового устройства для обработки шариков. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 127—129.

Описаны результаты экспериментальных исследований нового устройства для обработки шариков. Приведены графические зависимости изменения гранности и овальности от времени обработки. Намечены пути дальнейшего совершенствования предложенного устройства. Ил. 1.

УДК 621.91.01

Н о в о с е л о в Ю.А., П о п о к Н.Н. Прерывистое резание с переменным сечением срезаемого слоя (фрезеточение). "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 129—132.

Описывается новый способ токарной обработки с переменным сечением срезаемого слоя, приводятся его основные преимущества и рекомендуемая область использования. — Ил. 2. Библ. 1.

УДК 62.231.223

К л е в з о в и ч В.И. Влияние погрешностей сборки и схем нагружения на жесткость винтовых механизмов качения. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 132—134.

Отражены вопросы влияния на стабильность осевой жесткости винтовых механизмов качения, погрешностей их сборки и схем погружения гайки. Приведен пример расчета отношения максимальной нагрузки, приходящейся на виток сжатой гайки, к максимальной нагрузке, действующей на виток растянутой гайки. — Библ. 1.

УДК 621.951.7:621.91

О в ч и н н и к о в Л.С., К о м а р о в В.Н. Точность обработки силовым развертыванием при подвижном креплении инструментов. "Машиностроение", 1979, вып. 3, с. 134—137.

Рассматривается обработка отверстий силовым развертыванием при наличии погрешностей в системе СПИД. Даны рекомендации по применению различных подвижных патронов при силовом развертывании. — Ил. 2.

УДК 621.822.6

М о р и с О л у О л у б о н а д ж о. Влияние конструкций устройств возврата на работоспособность винтовых механизмов качения. "Машиностроение", 1979, вып. 3. с. 137—142.

Проведен анализ устройств возврата винтовых механизмов качения. Изложены требования к конструкциям устройств возврата тел качения винтовых механизмов, используемых в приводах подач металлорежущих станков. Приведена классификация, намечены пути совершенствования конструкции. — Ил. 3. Библ. 3.

МАШИНОСТРОЕНИЕ. Вып. 3

Редактор *Н.М.Латышева*
Мл. редактор *Т.И.Досаева*
Худож. редактор *Ю.С.Сергачев*
Техн. редактор *Л.И.Жук*
Корректор *Н.И.Бондаренко*
Операторы *С.А.Дудкина, И.С.Жукова*

ИБ 838

Подписано к печати 14.03.79. АТ 09018. Формат 60x90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать. Усл.-печ.л. 9,75. Уч.-изд.л. 9,25. Тираж 700 экз. Тип. зак. 6170. Цена 1 руб. 40 коп.

Издательство "Вышэйшая 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.