

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

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК

ВЫПУСК 11

Минск
"Вышэйшая школа"
1986

УДК ³⁵621.002
М38

Главный редактор В.Н. Чачин, академик АН БССР, доктор технических наук, профессор

Редакционная коллегия:

А.П. Акулич, Е.С. Артюхов, Г.Я. Беляев, Е.Я. Головкина, Э.М. Дечко,
А.И. Кочергин, Н.В. Спиридонов, В.И. Туромша, И.П. Филонов, В.И. Ходырев,
Г.И. Хутский

Освещаются результаты работ по созданию новых процессов механической обработки материалов, совершенствованию конструкций режущих инструментов, повышению надежности станочного оборудования.

М $\frac{2702000000 - 048}{154-86}$
М304 (05) - 86

© Издательство "Вышэйшая школа", 1986.

РЕЗАНИЕ МАТЕРИАЛОВ И РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ

УДК 621.9.011:517.962.1

П.И. ЯЩЕРИЦЫН, акад. (АН БССР),
С.С. ДОВНАР (БПИ)

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И НАПРЯЖЕНИЙ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ МЕТАЛЛА

С помощью метода конечных элементов было обнаружено [1], что в зоне резания при отсутствии разогрева металла (низкоскоростное резание) существуют две области растяжения, опасные с точки зрения трещинообразования. В настоящей работе ставится задача выяснить, как на эти области растяжения влияет повышение скорости и соответствующее увеличение температуры резания.

Для моделирования напряженного состояния обрабатываемого металла при высокой скорости резания в качестве основы была взята конечноэлементная математическая модель [1]. Резец имел передний угол $\gamma = 0$ и радиус округления режущей кромки $\rho = 0,06$ мм. Глубина резания $t = 0,2$ мм. Свойства обрабатываемого металла: напряжение текучести $\sigma_s = 750$ МПа, идеальная пластичность, модуль упругости $E = 200\,000$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$. Из расчета исключалось контактное трение.

Было принято, что процесс резания высокоскоростной и имеет адиабатический характер, т. е. теплопередача отсутствует. При этом тепловыделение происходит только в результате пластического деформирования. Динамические эффекты в настоящей модели резания не учитывались.

Моделировалось два фактора, за счет которых разогрев металла может влиять на напряженное состояние в зоне резания. Во-первых, принималась в расчет зависимость напряжения текучести σ_s от температуры τ [2]:

Температура τ , °С	300	400	500	600	700	800	900	1000
Напряжение текучести σ_s , МПа	710	606	399	184	100	64	48	32

Для инструментальных сталей такие зависимости характеризуются быстрым падением значений σ_s в интервале 400...600 °С, что представляется существенным для механики пластического деформирования в зоне резания. Во-вторых, учитывались температурные напряжения. Они отражались в математической модели через совокупность так называемых температурных нагрузок σ_τ , которые в каждой расчетной точке определялись по формуле

$$\sigma_{\tau} = -\frac{a_{\tau} (\tau - \tau_0)}{E},$$

где a_{τ} — коэффициент линейного расширения; τ_0 — начальная температура.

Для расчетов было принято $\tau_0 = 20^{\circ}\text{C}$, $a_{\tau} = 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ (сталь У12А). Влияние температуры на a_{τ} и E не учитывалось.

Для того чтобы моделировать зависимость $\sigma_s(\tau)$ и температурные напряжения, необходимо знать само температурное поле в зоне резания металла. Определение этого поля проводилось итерационным путем, совместно с вычислением полей упругопластических напряжений и деформаций. Основой служил итерационный процесс, требующийся для решения пластической части задачи.

На каждой "пластической" итерации в расчетных точках вычисляются тензоры напряжений и деформаций. В конечноэлементном представлении это соответственно векторы $\{\sigma\}$ и $\{\epsilon\}$. В ходе итераций их значения постепенно уточняются, пока $\{\sigma\}$ и $\{\tau\}$ не приблизятся в достаточной мере к своим истинным значениям. Температура металла в данной точке на каждой итерации определяется произведенной работой пластического деформирования по формуле

$$\tau = \tau_0 + \frac{\{\sigma\}\{\epsilon_p\}}{c}, \quad (1)$$

где $\{\epsilon_p\}$ — вектор пластических деформаций; c — теплоемкость металла. Затем как функции от температуры определяются напряжение текучести σ_s и температурная нагрузка σ_{τ} . По σ_{τ} строится специальный шаровой тензор напряжений, компоненты которого прибавляются к упругопластическим напряжениям $\{\sigma\}$. Напряжение текучести также влияет на $\{\sigma\}$. Если $\{\sigma_s\}$ понижается, то производится принудительное уменьшение по абсолютной величине компонент вектора $\{\sigma\}$ так, чтобы интенсивность напряжений опять стала равна напряжению текучести. Изменения в векторе напряжений $\{\sigma\}$ отражаются на векторе деформаций $\{\epsilon\}$, вычисляемом на следующей итерации. Векторы $\{\sigma\}$ и $\{\epsilon\}$ оказывают воздействие на поле температур τ , и, таким образом, круг замыкается. Согласование $\{\sigma\}$, $\{\epsilon\}$ и τ достигается после проведения ряда итераций (для наших расчетов требовалось примерно 80 итераций). В итоге решается термоупругопластическая задача.

В данной математической модели принято еще одно важное допущение. Оно связано с неравномерностью формирования напряженного состояния и поля температур по мере врезания резца в обрабатываемый металл. Как показали расчеты для низкоскоростного резания [1], стабильная картина напряжений в зоне резания устанавливается быстро. Для этого достаточно перемещения резца на $U = 0,01$ мм. Вместе с тем разогрев деформируемого металла даже для адиабатических условий при $U = 0,01$ мм не превышает 50°C . Следовательно, необходимо моделировать перемещения резца на существенно большие расстояния, вероятно, сопоставимые с глубиной резания t . Однако это потребовало бы значительных затрат машинного времени и памяти ЭВМ. Кроме того, необходима дополнительная разработка специального программного обеспечения для поддержания вычислительной устойчивости конечноэлементной модели.

В связи с этим в теплофизических расчетах принималось, что резец осуществляет перемещение на $U = 0,01$ мм, а разогрев обрабатываемого металла зачислялся на заданное значение путем условного занижения теплоемкости c . Тогда, согласно (1), даже ограниченная деформация $\{\epsilon_p\}$ могла привести к заметному росту τ . В результате развивалось взаимное влияние τ , $\{\sigma\}$, $\{\epsilon\}$, и по описанной выше методике искалось решение термоупругопластической задачи. Такое моделирование носило оценочный характер, в нем низкие значения c приближенно компенсировали недостающие с точки зрения формирования температур перемещения резца U .

Численно-математические эксперименты были выполнены с теплоемкостью c , в 10 и 20 раз меньшей реальной, за которую принималась теплоемкость стали $c_{ст} = 460$ Дж/(кг·К). Картина главного напряжения σ_1 при $c = 46$ Дж/(кг·К) подобна распределению σ_1 для резания без разогрева [1]. В расчетном распределении σ_1 по-прежнему выявляются область объемного сжатия перед резцом, а также передняя и задняя области растяжения. Экстремальные уровни напряжений в этих областях также мало изменяются по сравнению с резанием без разогрева. Такое положение можно объяснить тем, что в данном расчетном варианте разогрев охватил обрабатываемый металл только вблизи режущей кромки. В то же время на свободной поверхности перед резцом напряжение текучести понизилось не более чем на 15%.

Сила резания P , действующая в направлении перемещения резца, изменилась незначительно. Согласно расчету, $P = 181$ Н (на 1 мм длины режущей кромки), а при отсутствии разогрева $P = 199$ Н.

На рис. 1 приведено распределение σ_1 при теплоемкости $c = 23$ Дж/(кг·К). Поля τ и σ_s показаны на рис. 2,3. Полученное поле τ характеризуется наличием полосы сильно разогретого металла, проходящей от режущей кромки инструмента до свободной поверхности перед резцом. Напряжение текучести σ_s в этой полосе понижается не менее чем на 75% от первоначального уровня.

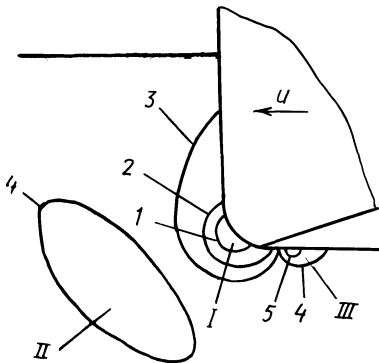


Рис. 1. Изолинии напряжения σ_1 при высокоскоростном резании:
 1 — 500 МПа; 2 — 300; 3 — 100;
 4 — -100; 5 — 300 МПа; I — область
 объемного сжатия; II, III — передняя
 и задняя области растяжения

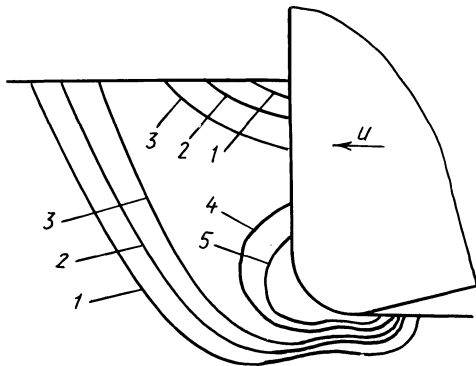


Рис. 2. Температурное поле в зоне резания.
 Изолинии:
 1 — 200°С; 2 — 400; 3 — 600; 4 — 800; 5 —
 1000°С

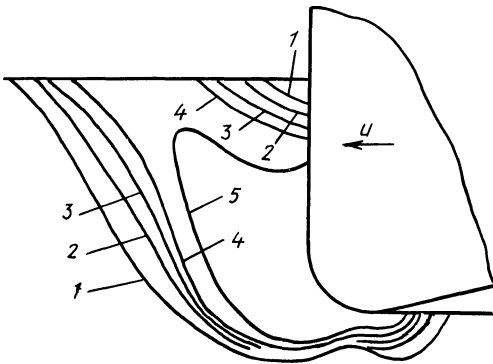


Рис. 3. Распределение напряжений текучести σ_s в зоне резания:
 1⁵ - 750 МПа; 2 - 600; 3 - 450; 4 - 300;
 5 - 150 МПа

Напряжение σ_1 также существенно изменяется. Из рис. 1 видно, что область объемного сжатия I, передняя II и задняя III области растяжения сохраняются, однако экстремальные уровни напряжений в них резко снижаются по абсолютной величине. Пиковые значения напряжений соответственно равны -570, 280 и 330 МПа, что составляет 60, 50 и 50 % напряжений, зафиксированных при моделировании резания без разогрева [1]. Кроме того, проявляется большое влияние разогрева на силу резания, которая уменьшается до 76 Н. Это равняется 40 % си-

лы, соответствующей резанию без разогрева.

Распределение интенсивности пластических деформаций ϵ_i в зоне резания подобно распределениям τ и σ_s , приведенным на рис. 2 и 3. Характерно наличие полосы сильных пластических деформаций, идущей от режущей кромки до свободной поверхности перед резцом и совпадающей с полосой высоких температур и низких напряжений текучести. По существу данная полоса представляет собой зону стружкообразования. Она составляет с вектором перемещения резца угол $\sim 44^\circ$. Максимальный для $U = 0,01$ мм уровень $\epsilon_i = 22\%$ наблюдается непосредственно перед закруглением режущей кромки.

Картины распределения τ , σ_s и ϵ_i выявляют область пластического деформирования и разогрева в обрабатываемом металле под задней поверхностью резца. Здесь происходит обратное движению резца пластическое течение металла из зоны стружкообразования. Это явление вызывает вспучивание под резцом вновь обработанной поверхности. Такое пластическое течение не наблюдалось при резании без разогрева.

Важно выяснить степень влияния на падение напряжений σ_1 в зоне резания при достаточно сильном разогреве каждого из двух моделировавшихся факторов: понижения напряжения текучести в результате разогрева и развития температурных напряжений. С этой целью расчетный вариант с теплоемкостью $c = 23$ Дж/(кг·К) был пересчитан заново, но уже без учета температурных напряжений. Картина напряжений σ_1 почти не изменилась по сравнению с рис. 1. Вместе с тем среднее значение ϵ_i в зоне стружкообразования снизилось с 10 до 8 %. По-видимому, температурные напряжения в зоне резания слабо влияют на напряженное состояние, так как могут эффективно релаксировать через пластические деформации в зоне стружкообразования.

Обобщая полученные результаты, можно сделать вывод, что в начале врезания резца в металл (на первом этапе резания) напряженное состояние примерно одинаково как для высокоскоростного, так и для низкоскоростного резания. Началу врезания соответствует решение при теплоемкости $c = 46$ Дж/(кг·К). При высокоскоростном резании дальнейшее перемещение

реза сопровождается повышением температуры, что вызывает падение по абсолютной величине всех напряжений в зоне резания. Это обусловлено понижением напряжений текучести σ_s , роль температурных напряжений здесь мала. Второму этапу резания соответствует решение при теплоемкости $c = 23 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$. Вероятно, переход от первого ко второму этапу осуществляется, когда полоса сильно разогретого и размягченного металла, продвигаясь от режущей кромки, выходит на свободную поверхность перед резцом.

Напряженное состояние после такого перехода менее опасно с точки зрения трещинообразования, повреждающего обработанную поверхность. Об этом свидетельствует примерно двукратное понижение при теплоемкости $c = 23 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$ напряжений σ_1 в передней и задней областях растяжения. Кроме того, обе области растяжения оказываются в зоне умеренного разогрева, что должно поддержать ресурс пластичности находящегося в них металла.

Следовательно, трещинообразование в зоне резания прекратится, если в достаточной степени повысить скорость резания и обеспечить тем самым сильный разогрев деформируемого металла.

ЛИТЕРАТУРА

1. Д о в н а р С.С. Численно-математическая модель для определения напряжений, возникающих при обработке металлов резанием. – Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук, 1985, № 2, с. 10–13. 2. Г у л я е в А.П., М а л и н и н а К.А., С а в е р и н а С.М. Инструментальные стали. – М., 1975. – 272 с.

УДК 621.941.1

Н.Н.ПОПОК, канд. техн. наук,
С.О.ПУШКИН (НПИ)

СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ РОТАЦИОННОМ ТОЧЕНИИ

Стружкообразование при ротационном точении резцом с прерывистой режущей кромкой сравнивалось со стружкообразованием при ротационном резании принудительно вращающимся инструментом с непрерывной режущей кромкой при одно- и разнонаправленных векторах скоростей вращения инструмента и движения подачи, а также самовращающимся и невращающимся инструментами. Эксперименты проводились на токарном станке мод. 162К20 с использованием установки для ротационного резания при обработке образцов из стали 50, баббита Б83 и свинца С2. Форма и усадка получаемой стружки изучались визуально и с помощью инструментального микроскопа БМИ-1, а результаты наблюдений и измерений заносились в специальный протокол, включающий данные по 36 параметрам стружки: толщине и длине; виду (стружка надлома, элементная и сливная); характеристике скручивания (направление, шаг); состоянию прирезцово́й и надрезцово́й сторон; цвету и т. д.

Предусмотренное методикой техническое моделирование процесса ротационного резания на баббитовых образцах позволяло получать легко деформируемую стружку, на которой изучались закономерности ее закручивания как в свернутом, так и развернутом состояниях, а также производились изме-

рения необходимых параметров. Полученные данные сопоставлялись с результатами исследований формы стальной стружки.

Количественно и качественно степень пластической деформации срезаемого слоя оценивалась коэффициентами усадки стружки по длине, ширине и толщине, которые определялись методом непосредственных измерений и весовым методом. При этом длина, толщина и ширина срезаемого слоя определялись по формулам, а длина, толщина и ширина стружки измерялись с помощью гибкой проволоки и микрометра (рис. 1, а, б). В случае обработки резцом с прерывистой режущей кромкой использовалась также установленная закономерность завивания стружки по кривой, близкой к логарифмической спирали (рис. 1, в). Расчет длины стружки производился по уравнению логарифмической спирали:

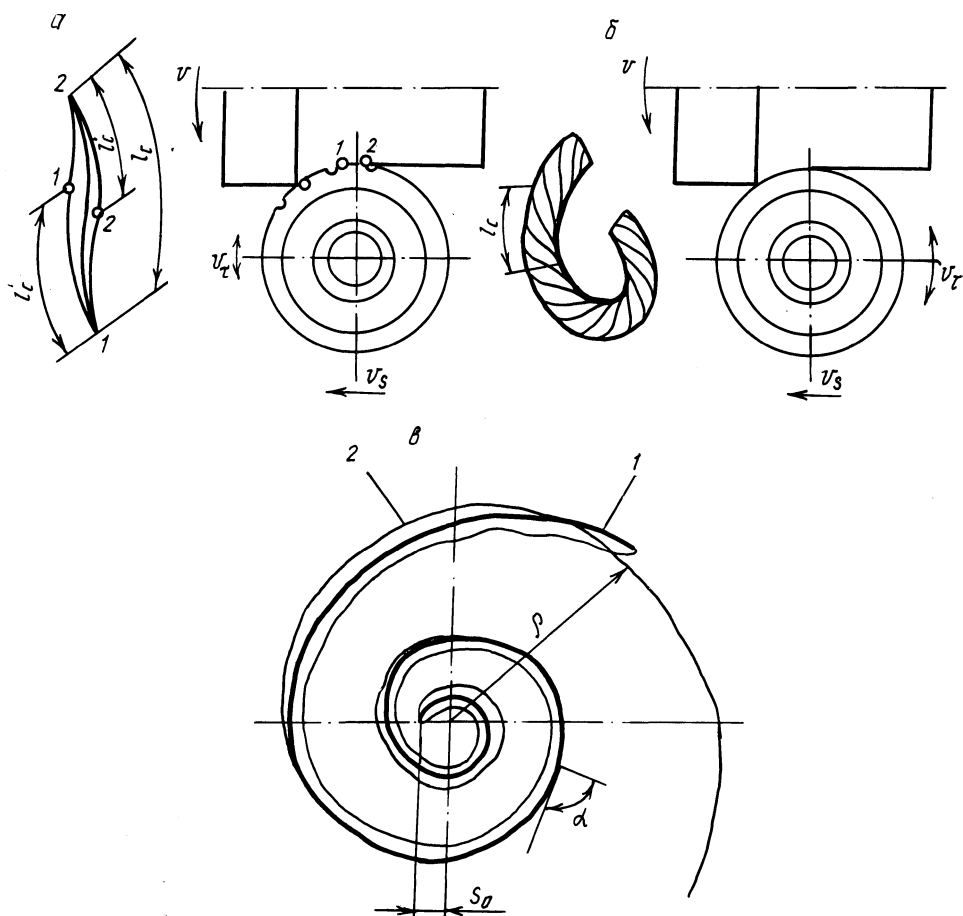


Рис. 1. К измерению параметров стружки после ротационного резания инструментом с прерывистой (а, в) и непрерывной (б) режущей кромкой:

1 – проекция стружки на плоскость; 2 – логарифмическая спираль

$$l_c = \frac{\sqrt{1 + \ln^2 q}}{\ln q} (\rho - \rho_0),$$

где $q = \exp(1/\operatorname{tg} \alpha) = \sqrt[n]{\rho/\rho_0}$ – коэффициент роста спирали стружки; α – угол между радиусом спирали и касательной к ней; n – количество витков стружки; ρ_0, ρ – начальный и конечный радиусы спирали.

Радиусы спирали ρ_0 и ρ и количество витков n определялись с помощью инструментального микроскопа БМИ-1. По ним рассчитывались значения q и l_c . Сопоставление длин стружек, рассчитанных по формуле и измеренных с помощью проволоки после резания баббитовой заготовки, показывает, что данные совпадают при небольшой частоте вращения инструмента ($n_T = 5 \dots 10$ об/мин) и небольшой подаче ($s < 0,3$ мм/об).

Наблюдения за внешним видом стружки и фиксация при этом ее параметров позволили установить следующее. Изменения свойств металла стружки, вида прирезцово-й и надрезцово-й ее сторон и цвета при варьировании условий ротационного резания соответствовали ранее установленным закономерностям при других методах обработки.

При резании инструментом с непрерывной режущей кромкой стружка завивалась в виде пространственной спирали, как, например, при сверлении, и сходилась с передней поверхности инструмента непрерывной лентой.

При резании инструментом с прерывистой режущей кромкой стружка формируется в виде отдельных завитков, которые безопасны при работе на станке, их удобнее транспортировать и перерабатывать. Длина стружки при одних и тех же режимах обработки зависела от количества зубьев z инструмента: с увеличением от 4 до 16 длина стружки уменьшалась. При изменении направления вращения инструмента с прерывистой режущей кромкой, как и при обработке резцом с непрерывной режущей кромкой, степень завивания стружки уменьшалась, и она сходилась в сторону обработанной поверхности.

При анализе закономерности завивания стружки по логарифмической спирали были произведены измерения необходимых параметров у большого количества стружек. Данные показывают, что: 1) с увеличением соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки v_T/v значения начального ρ_0 и конечного ρ радиусов спирали стружки, число ее витков n и длина l_c имеют тенденцию к уменьшению, а коэффициент q – к увеличению, причем эти зависимости имеют "горб" при малых значениях соотношения v_T/v ; 2) с возрастанием скорости вращения заготовки v радиус ρ_0 уменьшается, а ρ, n, q и l_c увеличиваются; 3) с ростом подачи s значения ρ_0, ρ, q и l_c увеличиваются, а n уменьшается; 4) с увеличением глубины резания t значения ρ_0, ρ, l_c растут, а n и q уменьшаются, причем изменения этих параметров незначительны по сравнению с влиянием на них соотношения v_T/v , скорости v и подачи s .

Таким образом, варьируя режим обработки принудительно вращающимся инструментом с прерывистой режущей кромкой, можно получить стружку с любыми параметрами в зависимости от конечных целей обработки.

Рассмотрение развернутой на плоскости баббитовой стружки (см. рис. 1,а) показало, что с увеличением соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки стружка спрямлялась, а возрастание подачи и глубины резания приводило к уменьшению радиуса кривизны стружки, причем подача влияла на

закручивание стружки сильнее, чем глубина резания. Радиус кривизны стружки на входе режущей кромки в зону резания больше, чем на выходе, что свидетельствует о большей степени деформации срезаемого слоя при малых углах поворота инструмента (толщине среза). Концы стружек закручивались в сторону поверхности заготовки, от которой они отделялись, т. е. при входе режущей кромки в зону резания — в сторону обработанной поверхности, а при выходе — в сторону обрабатываемой.

Разработанная методика оценки вида стружки по физическим и геометрическим параметрам позволяет устанавливать уровень изменения характеристик процесса резания и на основании этого корректировать процесс его резания. Результаты исследований показывают, что наиболее рациональным из рассмотренных видов ротационного резания с точки зрения формы стружки является обработка принудительно вращающимся резцом с прерывистой режущей кромкой при одинаковых направлениях векторов скоростей вращения инструмента и подачи.

Изменение соотношения скоростей вращения инструмента v_τ и заготовки v оказывает сложное влияние на коэффициенты усадки стружки по толщине k_a , длине k_l и ширине k_b для всех рассматриваемых видов ротационного резания и различных обрабатываемых материалов (см. рис. 1). В интервале соотношения v_τ/v от 0 до 0,2 коэффициенты усадки стружки возрастают, причем интенсивность роста k_a больше, чем k_l и k_b . При увеличении v_τ/v от 0,2 до 0,6 коэффициенты k_a и k_l интенсивно уменьшаются, а k_b стабилизируется и становится равным единице. Дальнейшее возрастание соотношения от 0,6 до 1,5 также приводит к уменьшению коэффициентов k_a , k_l и k_b , однако гораздо меньше, чем при $v_\tau/v = 0,2 \dots 0,6$. Такой характер рассматриваемых зависимостей с известными представлениями о происходящих в зоне резания физических явлениях и, в частности, связан с изменением среднего коэффициента трения режущей части инструмента с заготовкой при изменении скорости резания.

Коэффициенты усадки стружки примерно одинаковы для различных видов резания принудительно вращающимся инструментом и больше, чем для невращающегося инструмента. Однако при соотношении $v_\tau/v > 1$, исключая образование нароста и обеспечивающем снижении коэффициента трения, усадка стружки для принудительно вращающегося инструмента становится равной или меньше усадки стружки при невращающемся инструменте. Для самовращающегося инструмента характерно резкое уменьшение коэффициента усадки стружки по толщине при увеличении угла установки инструмента ω с 125 до 145° (рис. 2, а). С уменьшением глубины резания увеличивается коэффициент усадки стружки k_a , а с увеличением скорости главного движения незначительно увеличивается коэффициент k_a и сдвигается пик зависимости k_a от v_τ/v в сторону меньших значений соотношения v_τ/v .

Как видно из графиков, коэффициент усадки стружки по ширине принимает значение, равное единице, только в диапазоне $v_\tau/v = 0,2 \dots 0,6$, когда, видимо, условия деформирования срезаемого слоя наиболее благоприятные. При других значениях v_τ/v коэффициент k_b меньше единицы.

Влияние скорости главного движения на коэффициент k_a незначительно как для принудительно вращающихся инструментов, так и для невращающегося (рис. 3). Зависимость k_a от v носит немонотонный характер. Коэффици-

ент усадки стружки по толщине для невращающегося инструмента меньше, чем для вращающегося, так как значение v_r/v не превышало 0,2, а для самовращающегося — больше, чем для принудительно вращающегося и невращающегося инструментов. В случае резания самовращающимся инструментом влияние скорости главного движения на коэффициент k_a велико, что можно объяснить изменением условий вращения инструмента, кинематически связанного с вращающейся заготовкой, и как следствие изменением условий деформирования срезаемого слоя.

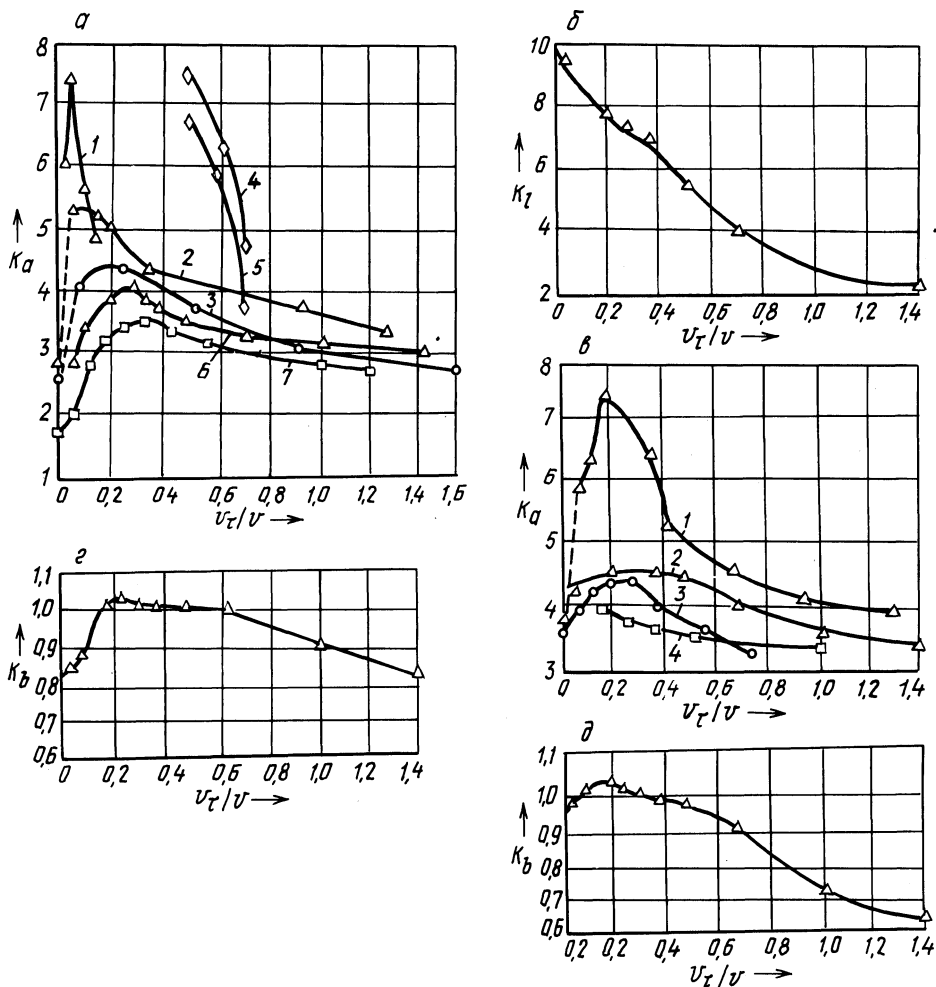


Рис. 2. Влияние соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки на коэффициенты усадки при различных режимах резания (инструмент — сталь Р6М5; $\gamma_r = 0$; $\alpha_r = 12^\circ$; $d = 49$ мм) по:

а — толщине при обработке стали 50; б, в — длине и толщине при обработке сплава баббита Б83 и свинца С2; г, д — ширине при обработке стали 50 и сплава баббита Б83 и свинца С2; 1, 2, 6 — инструмент с прерывистой режущей кромкой; 3 — с непрерывной режущей кромкой; 4, 5 — с самовращением; 7 — с разнонаправленными \vec{v}_r и \vec{v}_s

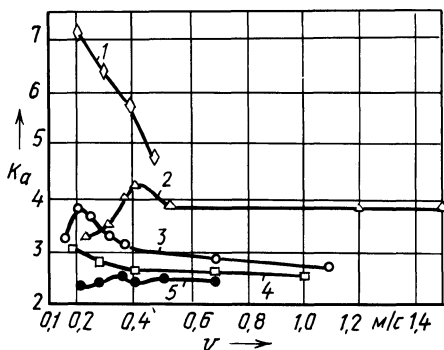


Рис. 3. Зависимость коэффициента усадки стружки по толщине от скорости главного движения (условия обработки по рис. 2*а*) при обработке инструментом: 1 – с самовращением; 2, 3 – с прерывистой и непрерывной режущей кромкой; 4 – с разнонаправленными \bar{v}_τ и \bar{v}_s ; 5 – без вращения

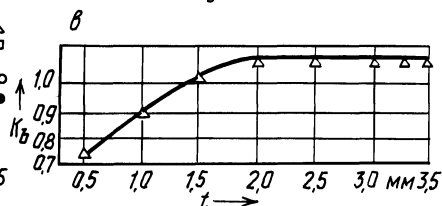
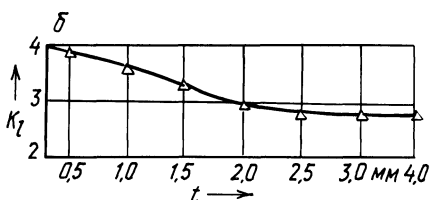
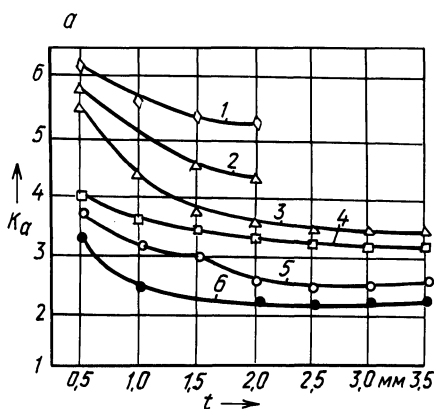


Рис. 4. Зависимость коэффициента усадки стружки по толщине, ширине (а, в) (условия обработки по рис. 2, а) и длине (б) (заготовка – сплав баббита Б83 и свинца С2, инструмент – сталь Р18; $\gamma_r = 0$; $\alpha_r = 10^\circ$; $d = 53$ мм) от глубины резания при обработке инструментом:

1 – с самовращением; 2, 3 – с прерывистой режущей кромкой; 4 – с разнонаправленными \bar{v}_τ и \bar{v}_s ; 5 – с непрерывной режущей кромкой; 6 – без вращения

Зависимости коэффициентов усадки стружки от глубины резания t (угла контакта) и подачи s (толщины срезаемого слоя) приведены на рис. 4 и 5. Аналогичные зависимости коэффициентов усадки стружки от глубины резания и подачи установлены многими исследователями при других методах обработки и объясняются следующими обстоятельствами. При снятии в процессе резания тонких стружек толщина среза соизмерима с радиусом округления режущей кромки. В этом случае резание происходит при отрицательных передних углах, а значит, и усадка стружки больше. С увеличением t и s угол резания уменьшается, что приводит к снижению степени деформации в зоне резания. В то же время с ростом t и s повышается и температура в зоне контакта передней поверхности инструмента со стружкой. В результате длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента уменьшается, что влечет за собой возрастание контактного давления и снижение коэффициента трения. Все эти изменения контактных характеристик приводят к уменьшению усадки

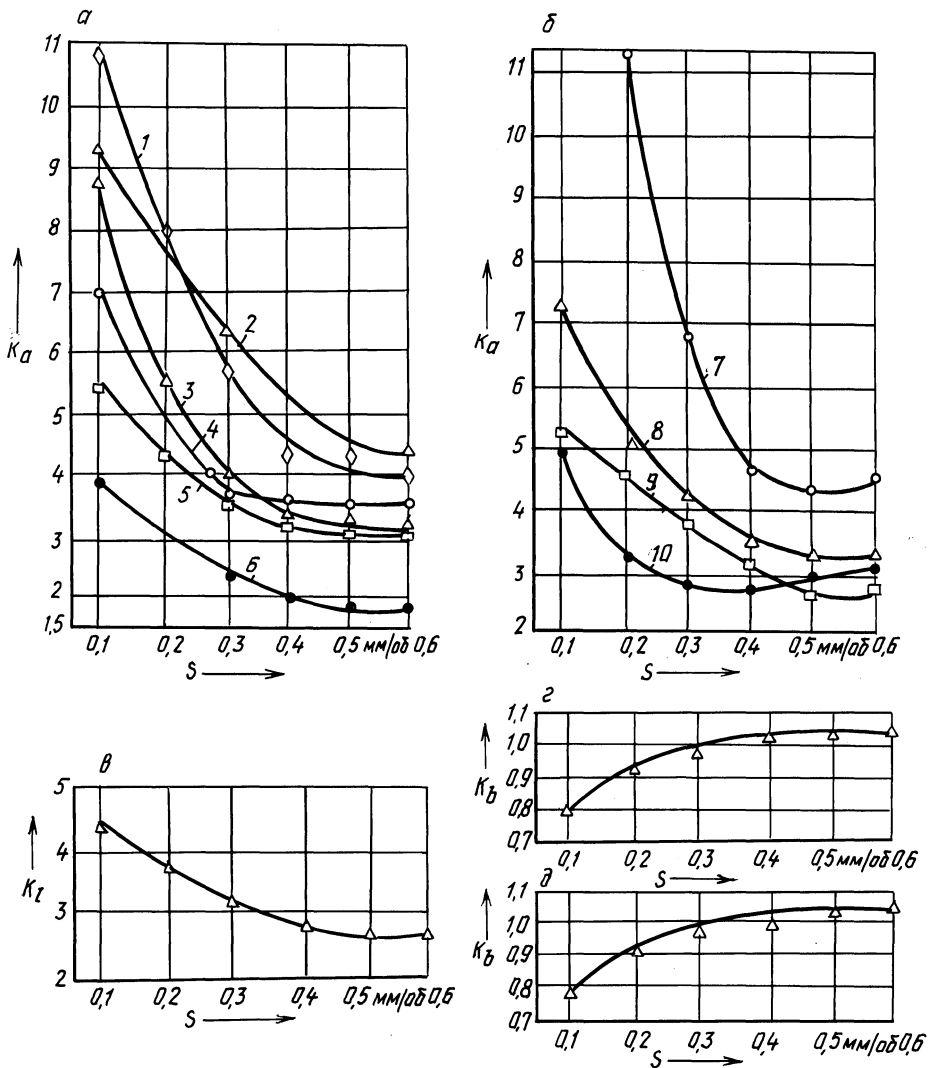


Рис. 5. Влияние подачи на коэффициенты усадки стружки по толщине (а, б) (условия обработки по рис. 2, а и б), длине (в) (условия обработки по рис. 2, б) и ширине (г, д) (условия обработки по рис. 2, а и б) при обработке инструментом: 1 – с самовращением; 2, 3 – с прерывистой режущей кромкой; 4 – с непрерывной режущей кромкой; 5 – с разнонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S ; 6 – без вращения; 7, 8 – соответственно с непрерывной и прерывистой режущей кромкой; 9 – с разнонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S ; 10 – без вращения

стружки. При дальнейшем увеличении толщины среза температура повышается менее интенсивно и падение k_a замедляется.

Таким образом, отличия в степени деформации срезаемого слоя, обусловленные направлением вращения инструмента и прерывистостью режущей кромки, незначительные, а характер зависимостей усадки стружки от элементов режима резания соответствует другим методам обработки, что позволяет рекомендовать для принудительно вращающегося инструмента с прерывистой кромкой наиболее благоприятные условия стружкообразования: $v > 0,4$ м/с; $v_r/v > 0,6$; $s > 0,3$ мм/об; $t \geq 1 \dots 1,5$ мм.

УДК 621.95.025.001

В.А. ПЛОТНИКОВ, М.Л. ЕРЕМЕНКО
канд. техн. наук (БПИ)

ПАРАМЕТРЫ КОНТАКТА С ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ДЕТАЛЬЮ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ РОТАЦИОННОГО РАСТОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА

Обработка ротационным резцом по сравнению с традиционным призматическим отличается повышенными силами резания. Это связано в большой степени с тем, что ротационному инструменту присущи относительно малые углы в плане и увеличенная длина контакта режущей кромки с обрабатываемой деталью.

Предложенная в работе [1] формула для определения угла контакта активной части режущей кромки резца с обрабатываемой деталью громоздка. Поэтому авторы данной работы предлагают следующее упрощенное выражение:

$$\cos \theta = 1 - \frac{t}{r \operatorname{cosec} \psi_B \cdot \sin \varphi_y}, \quad (1)$$

где r — радиус резца; ψ_B — параметр вершины резца; φ_y — угол установки резца в горизонтальной плоскости.

Однако в этом уравнении не учитывается такой важный параметр, как диаметр растачиваемого отверстия, так что задача сводится к случаю обработки плоской поверхности.

Как видно из рис. 1, вершина B резца делит дугу контакта его режущей кромки на два участка: BC , играющий роль главной режущей кромки и характеризующийся углом контакта θ , и BA , играющий роль вспомогательной режущей кромки и характеризующийся углом контакта θ_1 , который определяется с учетом подачи s из выражения:

$$\theta_1 = \arcsin \frac{s \cos \varphi_y}{2r \cos \psi_B}. \quad (2)$$

Параметр вершины резца ψ_B можно определить, зная углы установки резца в горизонтальной и вертикальной плоскостях φ_y и β_y [2]:

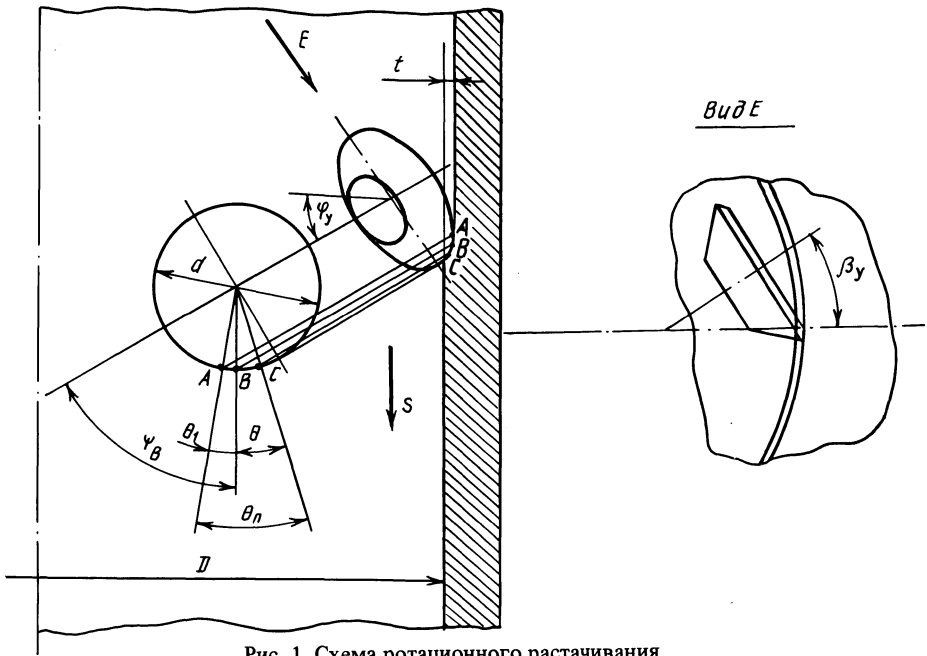


Рис. 1. Схема ротационного растачивания

$$\psi_B = \text{arctg} \frac{\text{tg } \varphi_y}{\sin \beta_y}$$

Полный угол контакта $\theta_{\text{п}}$ будет рассчитываться, как сумма углов θ и θ_1 , т. е.

$$\theta_{\text{п}} = \theta + \theta_1 \quad (3)$$

Для определения угла контакта θ рассмотрим систему координат ZOY , находящуюся в плоскости, перпендикулярной к оси обрабатываемой детали (рис. 2). Ось OZ проходит через центр детали перпендикулярно к плоскости подачи, а ось OY – в направлении поперечной подачи через вершину B резца. Заменим дугу CB эллипса проекции режущей кромки дугой окружности с радиусом ρ , равным радиусу эллипса в вершине B режущей кромки [2]:

$$\rho = \frac{r}{\sin \varphi_y} (1 - \cos^2 \psi_B \cdot \cos^2 \varphi_y)^{3/2}$$

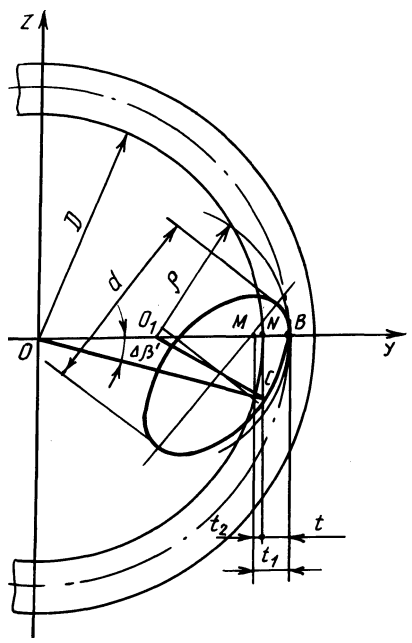


Рис. 2. К определению угла контакта активной части режущей кромки расточного резца

Центр окружности расположим на оси OY на расстоянии OO_1 от оси Z . Введем следующие обозначения: $|NB| = t$ – глубина резания, $|MB| = t_1$, $|MN| = t_2$, $|OO_1| \hat{=} |OC| = \Delta\beta'$. Тогда

$$t_1 = t + t_2 ; \quad (4)$$

$$t_2 = 0,5D[1 - \cos(\Delta\beta')] . \quad (5)$$

Из работы [3] следует, что

$$t_1 = \frac{d \sin \varphi_y}{2 \sin \psi_B} (1 - \cos \theta) . \quad (6)$$

Из косоугольного треугольника OO_1C по теореме косинусов имеем:

$$|O_1C|^2 = |OO_1|^2 + |OC|^2 - 2|OO_1| \cdot |OC| \cos(|OO_1| \hat{=} |OC|) . \quad (7)$$

Из выражений (5) и (7) следует

$$\cos(\Delta\beta') = 1 - \frac{t(2\rho - t)}{D(0,5D + t - \rho)} . \quad (8)$$

Подставив в (4) значения (5), (6) и (8) и решив полученное уравнение относительно θ , после упрощения получим в окончательном виде формулу для определения угла контакта активной части режущей кромки ротационного резца с учетом кривизны поверхности растачиваемой детали:

$$\theta = \arccos \left(1 - \frac{2t \sin \psi_B}{d \sin \varphi_y} \frac{D + t}{D - 2\rho + 2t} \right) . \quad (9)$$

Погрешность значений угла θ , полученных по формуле (9) и по геометрическому построению, не превышает 1,5 ... 2 %.

Сравнительный анализ выражений (1) и (9) доказывает необходимость учета кривизны обрабатываемой поверхности при расчетном определении угла контакта θ расточного резца с этой поверхностью. Так, например, при растачивании заготовок диаметром $D = 200$ мм ротационным резцом диаметром $d = 32$ мм с установочными углами $\varphi_y = \beta_y = 24^\circ$ для глубины резания $t = 0,5$ мм угол θ , определенный по формуле (1), равен $19^\circ 25'$, а по формуле (9) – $21^\circ 34'$. В данном случае погрешность определения угла контакта без учета кривизны составляет 10 %. Использование формулы (1) вносит погрешность тем большую, чем меньше отношение D/d . Так, при $D/d = 3,33$ ($D = 200$ мм, $d = 60$ мм) погрешность составляет уже 20 %.

Подставляя в выражение (3) значения (2) и (9), получаем формулу для определения полного угла контакта режущей кромки ротационного резца с обрабатываемой поверхностью для процесса растачивания:

$$\theta_{\Pi} = \arccos \left(1 - \frac{2t \sin \psi_B}{d \sin \varphi_y} \frac{D + t}{D - 2\rho + 2t} \right) + \arcsin \frac{s \cos \varphi_y}{d \cos \psi_B} .$$

Полную длину дуги контакта можно определить из выражения

$$l_{\Pi} = \pi d / 360 \cdot \theta_{\Pi} .$$

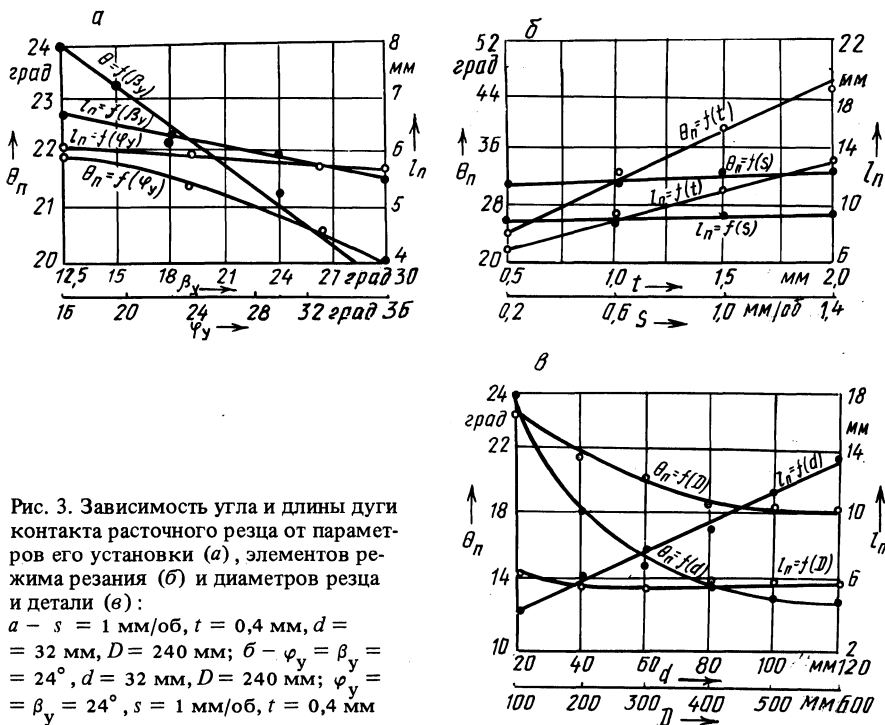


Рис. 3. Зависимость угла и длины дуги контакта расточного резца от параметров его установки (а), элементов режима резания (б) и диаметров резца и детали (в):

$a - s = 1$ мм/об, $t = 0,4$ мм, $d = 32$ мм, $D = 240$ мм; $б - \varphi_y = \beta_y = 24^\circ$, $d = 32$ мм, $D = 240$ мм; $\varphi_y = \beta_y = 24^\circ$, $s = 1$ мм/об, $t = 0,4$ мм

На рис.3 показаны зависимости угла θ_n и длины дуги контакта l_n от конструктивно-технологических параметров ротационного расточного инструмента.

С увеличением установочных углов φ_y и β_y (рис. 3, а) оба параметра θ_n и l_n уменьшаются, причем снижение l_n незначительно.

Иной характер имеет изменение угла и длины дуги контакта (рис. 3, б) при увеличении глубины резания t ($s = \text{const} = 1$ мм/об): оба параметра непрерывно возрастают, однако интенсивность возрастания параметра θ_n выше, чем l_n . С ростом подачи s ($t = \text{const} = 0,4$ мм) угол контакта θ_n и длина дуги контакта l_n увеличиваются незначительно.

Влияние диаметра режущей кромки d на θ_n и l_n (рис. 3, в) противоположно: угол контакта θ_n уменьшается с ростом d , тогда как длина дуги контакта l_n возрастает. Что касается диаметра растачиваемой поверхности D , с его увеличением угол θ_n уменьшается, тогда как l_n почти не изменяется.

Таким образом, с целью уменьшения длины дуги контакта следует увеличивать установочные углы и снижать диаметр режущей кромки резца и элементы режима резания — подачу и глубину.

ЛИТЕРАТУРА

- Найденшев Е.М. Анализ кинематики ротационного растачивания. — В кн.: Весті АН БССР. Сер. фіз.-техн. наук, 1973, № 2, с. 43–49.
- Коновалов Е. Г., Г и к Л.А. Резание круглыми ротационными резцами. — Мн.: Наука и техника, 1969. — 34 с.
- Коновалов Е.Г., Тараканов И.Л. Точение с автообкаткой инструмента. — Докл. АН БССР, 1966, № 11, с. 25–31.

СТОЙКОСТЬ РОТАЦИОННОГО РАСТОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА

При исследовании процесса растачивания без охлаждения заготовок из стали по ГОСТ 10791—81 ротационными резцами диаметром 31...32 мм из твердого сплава Т15К6, установленными по второй схеме резания на токарно-винторезном станке мод. 163, элементы режима резания изменялись в следующих диапазонах: скорость резания $v = 1,33...6,67$ м/с, подача $s = 0,18...1,18$ мм/об, глубина резания $t = 0,2...0,8$ мм, углы установки резцов в горизонтальной плоскости $\varphi_y = 16...36^\circ$ и в вертикальной плоскости $\beta_y = 12,5...29,5^\circ$.

При чистовом ротационном растачивании изнашивание твердосплавного инструмента носит абразивный характер и протекает в основном по его задней поверхности. При достижении фаски износа 0,3...0,4 мм возрастают отжигия инструмента и температура резания, а параметр шероховатости обработанной поверхности повышается до $Ra = 3...6$ мкм. Поэтому за критерии стойкости были приняты фаска износа на задней поверхности инструмента, равная 0,3 мм, и параметр шероховатости обработанной поверхности Ra 2,5.

На основании метода ортогонального центрального композиционного планирования экспериментов с матрицей планирования типа 2^{5-1} при использо-

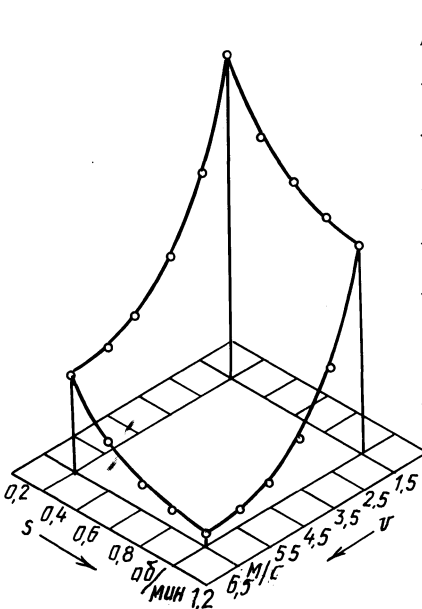


Рис. 1. Зависимость стойкости инструмента от элементов режима резания при $\varphi_y = 16^\circ$ и $\beta_y = 12,5^\circ$; $t = 0,8$ мм; $s = 1$ мм/об

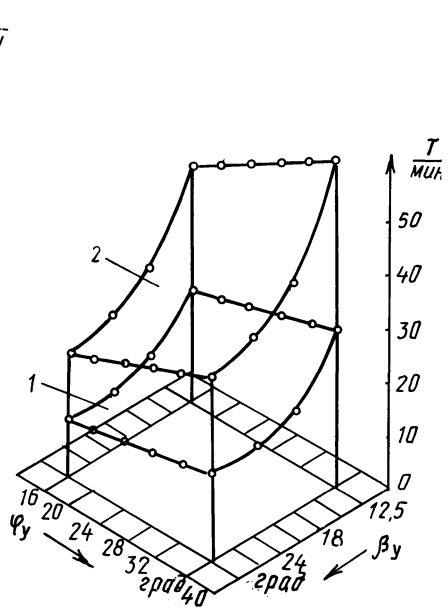


Рис. 2. Зависимость стойкости инструмента от углов установки φ_y и β_y при:
1 — $v = 6$ м/с, $s = 1$ мм/об, $t = 0,8$ мм;
2 — $v = 4,5$ м/с, $s = 0,6$ мм/об, $t = 0,8$ мм

вании полученных экспериментальных значений стойкости выведено следующее уравнение регрессии:

$$\sqrt[3]{T} = 10^{-3} (16408 - 1549v - 5213s + 19\varphi_y - 216\beta_y - 13456t - 250vs - 3v\beta_y - 473vt - 8s\varphi_y - 11s\beta_y - 203st + 7\varphi_y t + 4\beta_y t + 186v^2 + 3428s^2 + 5\beta_y^2 + 11550t^2).$$

С ростом элементов режима резания стойкость инструмента уменьшается (рис. 1). При увеличении скорости резания каждая точка режущей кромки за один и тот же промежуток времени все большее число раз вступает в контакт с обрабатываемой деталью. В результате интенсивность истирания контактных поверхностей инструмента значительно повышается.

Увеличение (подачи (см. рис. 1) и глубины резания вызывает снижение стойкости инструмента в связи с увеличением геометрических размеров номинального сечения среза. Темп снижения стойкости больше зависит от глубины резания, чем от подачи. Это связано с тем, что в первом случае интенсивность возрастания дуги контакта режущей кромки, а с ней и площади контакта с растачиваемой поверхностью выше, чем во втором.

Анализ графиков, приведенных на рис. 2, показывает, что в исследуемых диапазонах углов установки инструмента с увеличением угла φ_y стойкость инструмента несколько повышается, угла β_y — снижается. Повышение стойкости в этом случае объясняется некоторым уменьшением длины дуги контакта режущей кромки и возрастанием коэффициента автообкатывания. С увеличением угла β_y длина дуги контакта несколько уменьшается, однако на стойкость в данном случае больше влияет коэффициент автообкатывания, который снижается из-за повышающегося проскальзывания режущей чашки.

Таким образом, с целью обеспечения высокой стойкости и производительности ротационного инструмента чистовое растачивание следует вести со скоростями резания $v = 5 \dots 6$ м/с, подачами $s = 0,4 \dots 0,5$ мм/об и глубинами резания $t = 0,2 \dots 0,3$ мм при углах установки $\varphi_y = 24 \dots 30^\circ$ и $\beta_y = 12,5 \dots 25^\circ$.

УДК 621.91.02

В.А.ДАНИЛОВ, канд.техн.наук
(НПИ)

НОВЫЕ СХЕМЫ УСТАНОВКИ РОТАЦИОННОГО РЕЗЦА НА УНИВЕРСАЛЬНОМ ТОКАРНОМ СТАНКЕ

Ротационное точение отличается от обычного соотношением радиальной и касательной составляющих силы резания и, следовательно, направлением равнодействующей этих составляющих, определяющей в основном упругие деформации системы СПИД. Учитывая, что жесткость системы СПИД в различных направлениях неодинакова, для уменьшения динамической погрешности необходимо установить резец в положение, при котором достигается действие силы резания по направлению максимальной жесткости системы СПИД.

При использовании известных схем установки роторного реза это условие не выполняется. Наихудшей с этой точки зрения является наиболее распространенная схема установки, когда вершина режущей кромки расположена на уровне центров станка. При характерном для роторного точения отношении радиальной и касательной составляющих силы резания, равном примерно 1,5, их равнодействующая отклонена от вертикали на угол, превышающий 55° . Вследствие этого при черновом точении имеют место значительные отжати суппорта в поперечном направлении, которые при неравномерной толщине срезаемого слоя переменны и обуславливают некруглость обработанной поверхности. В случае точения с равномерным и небольшим по толщине срезаемым слоем указанный недостаток при установке вершины реза на уровне центров станка проявляется в меньшей степени, поэтому такая схема установки находит применение для чистовой обработки.

Отжатие продольного суппорта, установленного на призматические направляющие, минимально, если действующая на него сила направлена по нормали к грани направляющей, а поперечного суппорта, если нагрузка действует вертикально вниз. В связи с этим направление оптимальной жесткости системы СПИД находится между указанными направлениями силы резания.

Когда при роторном точении вершина режущей кромки реза расположена ниже оси центров станка, равнодействующая радиальной и касательной составляющих силы резания может быть направлена по оси оптимальной жесткости системы СПИД (рис. 1). Резец 1 устанавливается с возможностью вращения вокруг оси 2 в резцедержателе 3 на поперечном суппорте 4 токарного станка с призматической формой направляющей 6 продольного суппорта 5.

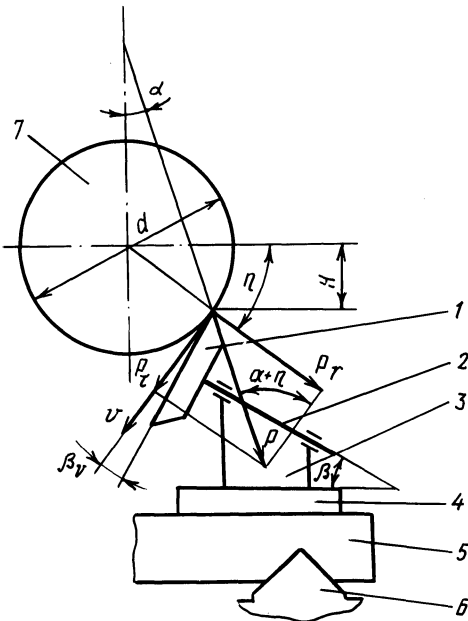


Рис. 1. Схема установки роторного реза на универсальном токарном станке

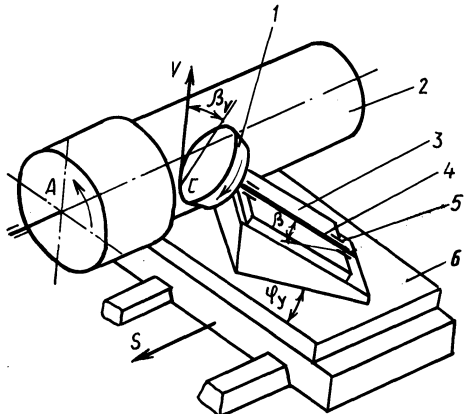


Рис. 2. Схема роторного точения при обратном вращении заготовки

Вершина режущей кромки смещается на расстояние H вниз относительно линии центров станка, совпадающей с геометрической осью заготовки 7. При этом плоскость вращения реза располагается под непрямым углом к вектору главного движения \vec{v} и к линии центров станка.

На резец в процессе обработки действует радиальная составляющая силы резания P_r , направленная под углом $\eta = \arcsin(2H/d)$ к горизонтальной плоскости, и касательная P_τ составляющая – по направлению вектора \vec{v} . Их равнодействующая P действует по оси оптимальной жесткости, составляющей с вертикалью угол α , значение которого находят экспериментально при испытании на жесткость, как характеристику станка. Смещение H реза определяется расчетным путем. Из рис. 1 следует, что

$$P_r/P_\tau = \operatorname{tg}(\alpha + \eta). \quad (1)$$

По известной формуле сложения

$$\operatorname{tg}(\alpha + \eta) = \frac{\operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \eta}{1 - \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \eta}. \quad (2)$$

Следовательно,

$$\operatorname{tg} \eta = \frac{k - \operatorname{tg} \alpha}{1 + k \operatorname{tg} \alpha}, \quad (3)$$

где $k = P_r/P_\tau$.

Учитывая, что $H = d/2 \cdot \sin \eta$, получим искомую зависимость

$$H = \frac{d}{2} \sin \left(\operatorname{arctg} \frac{k - \operatorname{tg} \alpha}{1 + k \operatorname{tg} \alpha} \right). \quad (4)$$

Таким образом, отличие описанной схемы от известной установки реза ниже оси центров станка состоит в том, что смещение вершины реза задается исходя из направления максимальной жесткости СПИД и отношения составляющих силы резания и обеспечивает приближение направления силы резания к направлению максимальной жесткости. В известной же схеме установки смещение H определяется по условию обеспечения заданного значения угла β_v между вектором скорости \vec{v} и плоскостью вращения реза при горизонтальном расположении оси вращения реза. С достаточной точностью при $\alpha = 15..45^\circ$ зависимость (4) может быть заменена приближенной, удобной для практических расчетов формулой:

$$H = (0,46 - 0,008 \alpha) d. \quad (5)$$

Угол наклона оси 2 вращения реза к поверхности суппорта устанавливается исходя из условия

$$\beta = \operatorname{arctg} [\operatorname{tg}(\eta - \beta_v) \cos \varphi_y]. \quad (6)$$

Требуемый угол φ_y между плоскостью вращения реза и осью центров станка достигается поворотом резцедержателя вокруг вертикальной оси. Значения углов β_v и φ_y задаются такими же, как и при известной схеме. Передний и задний инструментальные углы реза, установленного по описанной схеме, назначаются соответственно больше и меньше на угол η по сравнению с такими же углами реза, вершина которого находится на уровне центров станка.

Преимуществом установки реза ниже центра станка является также повышение устойчивости подачи суппорта при точении по обратной схеме резания, особенностью динамики которой является то, что составляющая P_x силы резания действует часто по направлению подачи, вследствие чего возможно затягивание реза и перемещение его по спирали относительно заготовки с шагом, многократно превышающим значение подачи. При этом процесс резания становится неуправляемым, создается опасность поломки инструмента, столкновения суппорта с вращающимся патроном и повреждения узлов станка.

Отрицательное влияние действия на суппорт силы P_x по направлению подачи может быть в определенной степени компенсировано увеличением силы трения между направляющими станины и суппорта, так как она противоположна подаче. Установка реза по схеме, приведенной на рис. 1, обеспечивает увеличение в процессе резания силы трения благодаря тому, что угол между равнодействующей сил P_r и P_t и нормалью к плоскости направляющих уменьшается. В этом случае повышается надежность работы станка.

На рис. 2 показана схема ротационного точения на универсальных токарных станках. Резание осуществляется при обратном (по часовой стрелке, если смотреть со стороны задней бабки) вращении шпинделя с заготовкой 2. Ротационный резец 1 установлен в резцедержателе 3 по второй схеме резания, т. е. передняя является боковая поверхность конической режущей чашки. Ось 4 вращения реза наклонена под углом β к установочной поверхности резцедержателя 5, который повернут на угол φ , относительно поперечного суппорта 6. При этом ось 4 наклонена от заготовки вниз к суппорту. Вершина С находится на уровне центров станка, а центр симметрии режущей кромки — выше этого уровня. При такой установке контакт реза с заготовкой осуществляется участком режущей кромки, который расположен между осью вращения реза и суппорта, поэтому резание возможно лишь при обратном вращении заготовки в направлении А.

При описанной схеме установки улучшается отвод стружки и снижается вероятность наматывания ее на вращающийся резец. Кроме того, как установлено экспериментально, при обратном вращении заготовки повышается виброустойчивость процесса резания, что связано с изменением направления касательной составляющей силы резания и демпфирующей способности системы СПИД.

Таким образом, обоснованный выбор схемы установки инструмента позволяет повысить эффективность ротационного резания на универсальных токарных станках.

РАЦИОНАЛЬНЫЕ УСЛОВИЯ РАЗВЕРТЫВАНИЯ ОТВЕРСТИЙ В ДЕТАЛЯХ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

При исследовании процесса развертывания отверстий в порошковых материалах ставилась задача оценки характера износа разверток, определения критерия их затупления и рациональной технологической среды.

Для определения критерия затупления разверток их износ изучался на режущей и калибрующей частях. Нарастание износа на задней поверхности пропорционально времени работы развертки. При износе 0,2 мм наблюдается возрастание шероховатости обработанной поверхности. Это, очевидно, вызвано образованием проточин на цилиндрических ленточках калибрующей части развертки, которые в ряде случаев зафиксированы при анализе износов. Таким образом, исходя из требований к шероховатости обработанной поверхности, предельно допустимый износ при обработке порошковых материалов рекомендуется ограничивать шириной площадки износа в месте перехода режущей части в калибрующую, равной $0,02 d$.

Анализируя результаты исследований работоспособности разверток при резании всухую, с маслом "индустриальное-20" и с 10 %-ной эмульсией, можно отметить, что при работе всухую наблюдается интенсивное изнашивание разверток; в ряде случаев износ выходит за пределы калибрующей ленточки на спинку калибрующей части, что требует удаления больших объемов металла при переточках; на обработанной поверхности отверстия образуются задирь, наволакивание металла. При работе с маслом изнашивание стабилизируется, качество обработанной поверхности улучшается, однако по-прежнему отмечается наволакивание металла; зафиксировано интенсивное наростообразование на режущих кромках. Использование в качестве СОЖ эмульсии на водной основе обеспечивает благоприятное протекание изнашивания и хорошее качество обработанной поверхности. Данные о параметре шероховатости обработанной поверхности Ra и его рассеивании при развертывании порошковых материалов с различными условиями охлаждения подтверждают это (рис.1). Интенсивность изнашивания режущих кромок развертки при работе без охлаждения также несколько выше.

Характер влияния скорости резания и подачи на стойкость разверток при обработке деталей из порошковых материалов близок к характеру обработки деталей из чугунов и сталей. При высоких скоростях резания интенсифицируется изнашивание главных режущих кромок, в месте перехода режущей части в калибрующую возможно возникновение сколов. Увеличение подачи также способствует росту интенсивности изнашивания, но более существенно оно влияет на качество обработанной поверхности, ухудшая ее. Исходя из результатов исследований чистовое развертывание следует выполнять при $v = 5$ м/мин, $s = 0,1$ мм/об; черновое – $v = 10..12$ м/мин, $s = 0,5..0,7$ мм/об.

При малых углах в плане стойкость разверток повышается. Это вызвано уменьшением толщины среза, в результате чего снижается температура в зоне резания и, соответственно, интенсивность изнашивания. Наиболее четко это

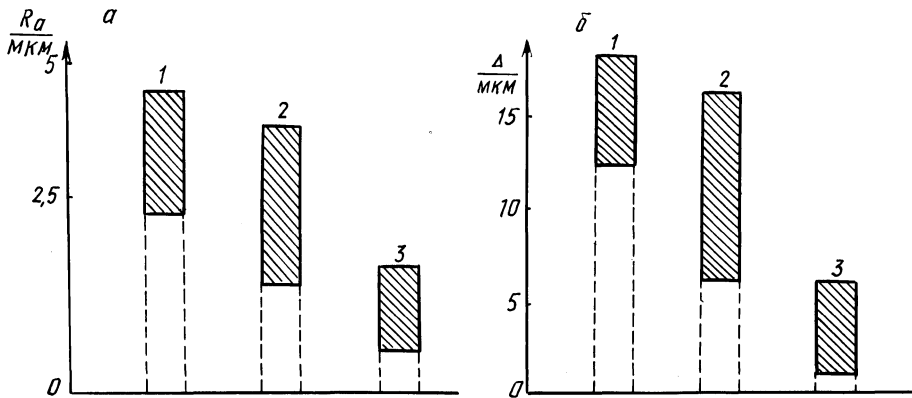


Рис. 1. Влияние условий охлаждения: а — на шероховатость обработанной поверхности; б — на точность развертывания; 1 — при обработке всухую; 2 — с маслом; 3 — с эмульсией

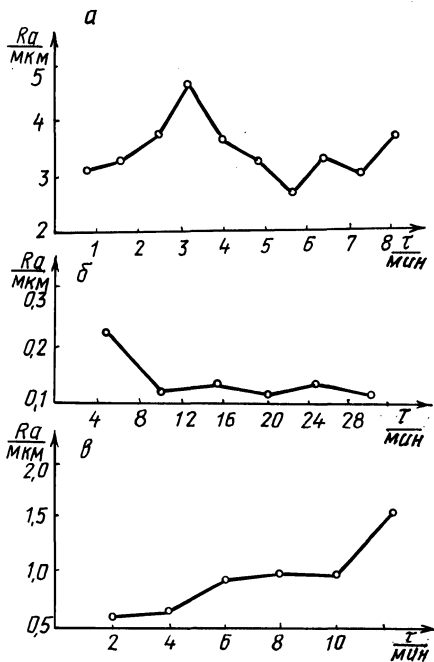


Рис. 2. Зависимости шероховатости обработанной поверхности от продолжительности работы развертки: а — $v = 10$ м/мин, $s = 0,7$ мм/об (без охлаждения); б — $v = 5$ м/мин, $s = 0,1$ мм/об; в — $v = 15$ м/мин, $s = 0,1$ мм/об

проявляется при работе с малыми подачами и относительно большими скоростями резания. Толщина среза оказывается соизмеримой с радиусом округления режущей кромки, обрабатываемый металл уплотняется и формируется гладкая поверхность. При больших углах в плане и большой толщине среза интенсивное наростообразование на режущих кромках, наоборот, повышает шероховатость обработанной поверхности, на ней образуются вранины, задиры.

Операция развертывания используется для окончательного формирования рабочих поверхностей деталей, в связи с чем к качеству обработки предъявляются высокие требования. При анализе шероховатости развернутых поверхностей исследовалось влияние условий охлаждения, элементов режима резания и угла в плане.

Возрастание скорости резания и подачи вызывает интенсивное возрастание шероховатости. Для расчета микронеровностей можно пользоваться эмпирической зависимостью $Ra = 0,33 v^{0,72} s^{0,58}$.

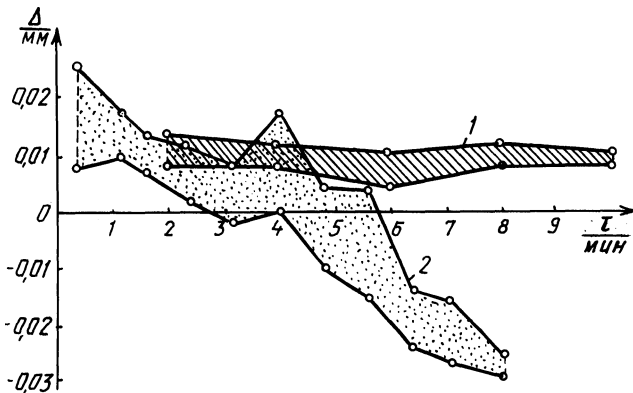


Рис. 3. Зависимости разбивки отверстия от времени работы развертки:
 1 — $v = 15$ м/мин, $s = 0,1$ мм/об; 2 — $v = 10$ м/мин, $s = 0,7$ мм/об (без охлаждения)

Зафиксирована зависимость шероховатости поверхности от времени работы развертки. Если на малых скоростях резания шероховатость стабильна, то при возрастании скорости и интенсификации наростообразования отмечается рассеивание шероховатости (рис. 2).

В качестве основных показателей точности обработки при развертывании деталей из порошковых материалов принималась разбивка, овальность и огранка отверстий. Первый из показателей определяет соответствие диаметра обработанного отверстия диаметру развертки, второй и третий — отклонение обработанной поверхности от правильной геометрической формы.

Влияние условий охлаждения на разбивку отверстия отражено на рис. 1, из которого видно, что разбивка и ее рассеивание Δ уменьшаются в направлении: работа всухую — с маслом — с эмульсией.

Износ существенно влияет на разбивку отверстия, причем характер этого влияния зависит от соотношения скоростей резания и подачи (рис. 3). При малых подачах разбивка положительна, при больших по мере увеличения износа отмечается "усадка" развернутого отверстия. Очевидно, это связано с радиусом округления и интенсивностью контактных процессов на задних поверхностях инструмента.

Влияние элементов режима резания на разбивку также неоднозначно. При малых подачах и скоростях резания наблюдается "усадка" отверстия, при больших — разбивание. Это существенно при делении развертывания на черновое и чистовое и выборе номинального диаметра развертки.

В условиях, рекомендуемых в результате исследований для чистового развертывания, рассеивание разбивки находится в пределах 6..7-го качества, а для черновой обработки — 7..8-го.

При возрастании подачи погрешности формы отверстия в поперечном сечении увеличиваются, а при увеличении скорости резания уменьшаются.

Форма развернутой поверхности в большинстве случаев представляет огранку с числом граней $n + 1 = 7$, где n — число зубьев развертки. В ряде случаев огранка трансформируется в овальность. Закономерности этого перехода не установлены.

Э.М.ДЕЧКО, канд.техн.наук
(Республиканский межотраслевой ИПК
руководящих работников и специалистов
отраслей народного хозяйства)

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ШНЕКОВЫХ СВЕРЛ

Шнековые сверла имеют передние поверхности трапецеидальной формы; увеличенный в 1,2 раза по сравнению со спиральными сверлами объем стружечных канавок с углом наклона 60° ; постоянные вдоль режущих кромок передние и задние углы заточки; меньшие по сравнению со стандартными спиральными сверлами углы 2φ ($2\varphi = 90 \dots 110^\circ$ для $d = 6 \dots 24$ мм); близкий к треугольному профиль продольного сечения в осевой плоскости тела сверла, спинка зуба которого переходит в ленточку шириной $0,6 \dots 0,8$ мм и т. д.

При трапецеидальной заточке передних поверхностей шнековых сверл, обеспечивающей дробление стружки при сверлении отверстий в деталях из конструкционных сталей, подрезается сердцевина сверла и уменьшается поперечная кромка c (рис. 1). Для сверл $d = 6 \dots 24$ мм $c = (0,1 \dots 0,2)d$, т. е. поперечная кромка шнековых сверл $d > 8$ мм меньше, чем у стандартных спиральных, что исключает дополнительные подточки.

Угол наклона ψ поперечной кромки шнековых сверл $d = 6 \dots 24$ мм в зависимости от формы заточки поверхности изменяется в пределах $40 \dots 70^\circ$. При наиболее распространенном $\psi = 60^\circ$ смещение главных режущих кромок относительно диаметральной плоскости $m = 0,5c \sin \psi$.

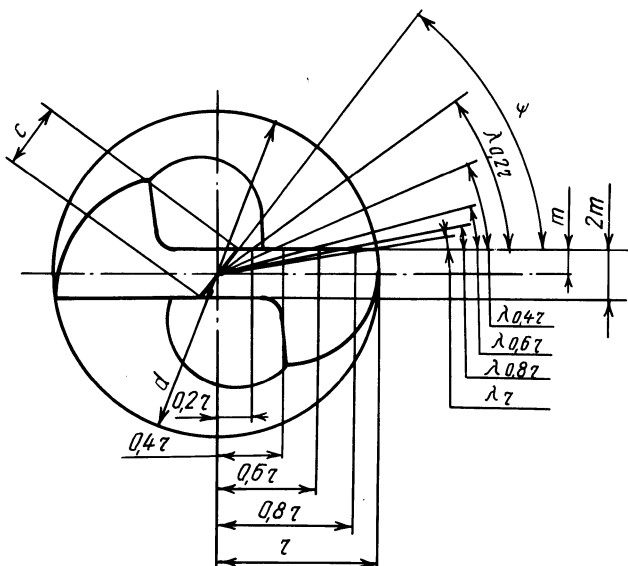


Рис. 1. Углы наклона главных режущих кромок шнековых сверл

Для шнековых сверл рассматриваемого диапазона m имеет следующие значения:

d , мм	6	8	10	12	14	16	20	24
m , мм	0,56	0,62	0,69	0,73	0,82	0,86	0,99	1,12

У стандартных спиральных сверл $d = 3 \dots 18$ мм толщина сердцевины $k = (0,15 \dots 0,2)d$, у сверл $d = 18$ мм $k = (0,125 \dots 0,145)d$. Для уменьшения осевой силы при обработке стандартными сверлами $d > 12$ мм применяются различные виды подточек поперечной кромки. При этом, как правило, $k = 0,1d$. Следовательно, у шнековых сверл $d > 12$ мм длина поперечной кромки несколько больше, а смещение главных режущих кромок относительно диаметральной плоскости меньше по сравнению со стандартными спиральными сверлами, у которых $m = 0,5d$.

Зная угол φ и смещение m , можно определить угол λ наклона главных режущих кромок шнековых и стандартных сверл в различных точках:

$$\cos \lambda_x = \left(1 - \frac{m^2}{r_x^2} \sin^2 \varphi\right)^{1/2},$$

где r_x — расстояние от оси сверла до точки режущей кромки.

Углы наклона главных режущих кромок для шнековых $\lambda_{\text{шн}}$ и стандартных спиральных $\lambda_{\text{сп}}$ сверл отличаются на $2 \dots 5^\circ$ и, например, для диаметра 12 мм при $\varphi = 90^\circ$ имеют следующие значения:

r_x/r	1	0,8	0,6	0,4	0,2
$\lambda_{\text{шн}}$	5°	$6^\circ 12'$	$8^\circ 18'$	$17^\circ 43'$	$35^\circ 46'$
$\lambda_{\text{сп}}$	$7^\circ 30'$	$9^\circ 24'$	$12^\circ 30'$	$18^\circ 51'$	$40^\circ 32'$

В связи со смещением режущих кромок относительно диаметральной плоскости происходит поворот плоскости резания на угол θ и соответствующее изменение передних и задних углов. При этом действительные передние и задние углы с учетом дополнительного поворота на угол μ плоскости резания, связанного с подачей, составят:

$$\gamma_{\text{д}} = \gamma_3 - \theta + \mu; \quad \alpha_{\text{д}} = \alpha_3 + \theta - \mu.$$

Максимальная подача s_{max} предопределяется возможностью стабильного отвода стружки из зоны резания без вывода сверла из отверстия и его прочностными характеристиками. Для шнековых сверл $s_{\text{max}} = 0,021s^{0,8}$ и $\text{tg } \mu = 0,007d^{-0,2}$.

Без учета колебательных движений режущих кромок величиной μ можно пренебречь. Например, для шнековых сверл $d = 12$ мм значения μ вдоль режущих кромок изменяются в пределах 2° , а изменения передних и задних углов связаны главным образом со смещением главных режущих лезвий относительно диаметральной плоскости.

Передние и задние инструментальные углы шнековых сверл, при которых обеспечиваются наибольшая стойкость и наивысшие точностные параметры отверстий, постоянны и составляют $14 \dots 16^\circ$. Для расчета угла θ можно воспользоваться формулой М.И.Клушина, когда работа режущих кромок сверла рас-

сматривается по аналогии с работой режущих кромок расточного резца. Для шнекового сверла

$$\operatorname{tg} \theta_x = m \cos \varphi / (r_x^2 - m^2)^{1/2}.$$

Угол γ для стандартных спиральных сверл рассчитаем по формуле П.Р.Родина:

$$\operatorname{tg} \gamma_N = \frac{(1 - \sin^2 \mu_x \cdot \sin^2 \varphi) \operatorname{tg} \omega_x}{\sin \varphi \cdot \cos \mu_x} - \cos \varphi \cdot \operatorname{tg} \mu_x,$$

где $\sin \mu_x = m/r_x$; $\varphi = 60^\circ$; $\omega = 30^\circ$; $-\operatorname{tg} \omega_x = r_x/2 \cdot \operatorname{tg} \omega$.

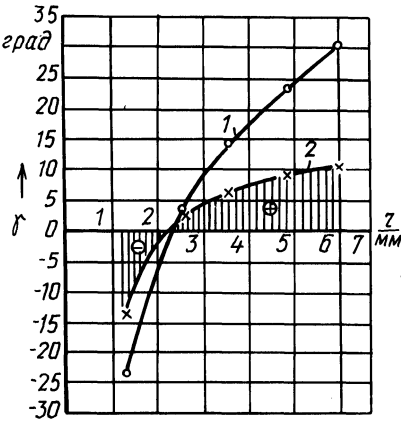


Рис. 2. Изменение переднего угла вдоль главной режущей кромки шнекового сверла:

- 1 - стандартное спиральное сверло;
- 2 - шнековое сверло

Результаты расчета действительных передних углов представлены на рис. 2. Передние углы стандартных спиральных сверл около уголков в 3 раза больше, чем шнековых, а около поперечной кромки отрицательные передние углы больше почти на 11° . У шнековых сверл имеет место меньший перепад углов γ_D в крайних точках режущих кромок. В связи с этим условия деформирования срезаемого слоя металла при обработке шнековыми сверлами в области поперечной кромки несколько лучше. Переход к отрицательным передним углам найдется у обеих конструкций практически на одинаковом расстоянии по длине кромки: примерно на расстоянии, равном $0,3r$ от оси сверла. Однако для более точных расчетов следует

учитывать и то, что режущие кромки сверл, имеющих большой вылет, совершают сложные колебательные движения по винтовой траектории. При этом подача может увеличиваться до 50%, что, естественно, скажется и на изменении передних и задних углов дополнительно на $3...4^\circ$.

Таким образом, трапециевидальная форма передней поверхности шнековых сверл и низкочастотные колебания режущих лезвий, сказываясь на условиях стружкообразования, обеспечивают стабильную работу сверла без вывода его из отверстия.

ИЗНОС СИЛОВЫХ РАЗВЕРТОК ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ В СТАЛЬНЫХ ШТАМПОВКАХ

Стойкость силовых разверток исследовалась при обработке "по корке" отверстий диаметром 37,2 мм и длиной 35 мм в заготовках шестерен из стали 45, полученных горячей штамповкой и термообработанных до твердости НВ 2290...2690 МПа. Силовым развертыванием снималась основная часть припуска, составляющего 13 мм на диаметр, под последующую операцию протягивания. Обработка с охлаждением эмульсией осуществлялась на модернизированном вертикально-сверлильном станке мод. 2А150 с максимальной подачей 9,5 мм/об. Окружная скорость резания на калибрующей части силовой развертки составляла 0,244 м/с. Развертки из быстрорежущей стали Р18 с твердостью 63...66 HRC₃ имели винтовые зубья левого направления с углом наклона, равным 35° на максимальном диаметре режущей части. Калибрующая часть выполнялась с обратной конусностью 0,05 мм на 100 мм длины. Остальные основные параметры инструмента показаны на рис. 1.

Изнашивание зубьев силовой развертки протекало неравномерно по длине режущей части, выполненной с углом φ , равным 2,5°. По мере увеличения диаметра конуса износ зубьев нарастал, достигая максимального значения на наибольшем диаметре, что объясняется существенным нарастанием скорости и пути резания по мере увеличения диаметра развертки.

С целью повышения стойкости инструмента и стабилизации крутящего мо-

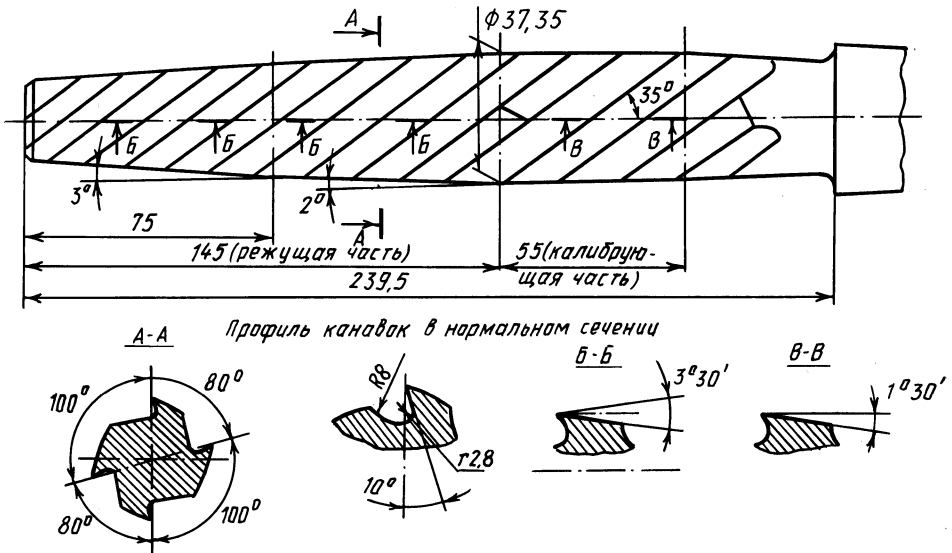


Рис. 1. Конструкции силовой развертки, применяемой при исследовании износа ее зубьев

мента на протяжении периода обработки отверстия разработана конструкция силовой развертки с режущей частью, состоящей из двух участков с разными углами (см. рис. 1). При осевой подаче 9,5 мм/об толщина среза на участке режущей части с $\varphi = 3^\circ$ составляла 0,12 мм, а на участке с $\varphi = 2^\circ - 0,08$ мм. Увеличение толщины среза на первом конусе режущей части в определенной мере компенсировало изменение скорости и пути резания на втором конусе.

Для исследования применялись три инструмента указанной конструкции. Износ режущих лезвий измерялся при помощи отсчетного микроскопа типа МПБ-2 с ценой деления 0,1 мм.

Критерием стойкости большинства режущих инструментов является время, в течение которого данный инструмент работает до затупления. Для силового развертывания такой критерий не является объективным. Это объясняется тем, что при указанном процессе продолжительность обработки отверстия $T_{\text{маш}}$ мало зависит от его глубины, в то время как стойкость инструмента обратно пропорциональна длине обработки. Поэтому за основной критерий стойкости силовой развертки была принята ее стойкость, выраженная в суммарной длине обработанных отверстий L_0 .

В исследуемых условиях наблюдалось абразивное и адгезионное изнашивание разверток преимущественно по задним поверхностям зубьев, которое происходило в основном в результате трения задней поверхности зуба инструмента об обработанную поверхность. Износ имел вид фаски с нулевым задним углом, образовавшейся вдоль всего режущего лезвия. Поэтому за критерий износа была принята фаска на задней поверхности h_3 . Наибольший износ по задней поверхности наблюдался на начальном участке калибрующей части. Повышенный износ калибрующей части по сравнению с режущей можно объяснить ее меньшим задним углом. Чем меньше задний угол, тем больше ширина площадки износа при одном и том же истирании зуба по высоте.

Повышение стойкости калибрующей части может быть достигнуто путем выполнения между ней и режущей частью переходного участка небольшой длины с уменьшенным в несколько раз углом φ . Переходный участок предохраняет наиболее слабое место силовой развертки от изнашивания посредством снижения тепловой и силовой нагрузок на лезвия при уменьшении толщины среза.

При определении влияния подачи на стойкость силовых разверток подача s принималась 4,2; 6,5; 9,5 мм/об в соответствии с техническими возможностями модернизированного сверлильного станка. С увеличением s от 4,2 до 6,5 мм/об стойкость инструмента (в суммарной длине обработанных отверстий) падает в среднем с 12,4 до 8,6 м (при $h_3 = 0,9$ мм), а затем при подаче 9,5 мм/об возрастает до 15 мм. С увеличением подачи, а следовательно, и толщины среза возрастает силовая и тепловая нагрузка на режущие лезвия, в результате чего стойкость инструмента снижается. С другой стороны, с увеличением подачи уменьшается путь каждой точки режущей кромки, что приводит к повышению стойкости инструмента. В зависимости от того, какой из этих факторов при данной подаче преобладает, и будет наблюдаться различная стойкость инструмента. Для исследуемых условий при подаче 6,5 мм/об превалирующими факторами оказались тепловая и силовая, а при $s = 9,5$ мм/об — путь трения. Таким образом, для исследуемых параметров обработки стойкость силовой развертки достигает максимума при некоторой подаче, меньшей 4,2 мм/об или большей 9,5 мм/об, либо близкой к этому значению.

**ДИНАМИКА ФРЕЗЕРОВАНИЯ РАДИУСНЫХ КАНАВОК
КОНЦЕВЫМИ ФРЕЗАМИ СО СФЕРИЧЕСКОЙ ГОЛОВКОЙ**

При обработке канавок концевыми фрезами со сферической головкой (рис. 1) процесс фрезерования имеет следующие особенности: пластическое деформирование металла перемычкой, соединяющей режущие кромки фрезы; повышенное проскальзывание режущих кромок в зоне, прилегающей к перемычке из-за близкой к нулю толщины срезаемого слоя; различную скорость резания, изменяющуюся от нуля до максимального значения; сложное по форме сечение среза и большие деформации при образовании стружки в результате того, что ее отдельные участки перемещаются по передней поверхности режущих кромок в различных направлениях и с различной скоростью.

Особенности динамики рассматриваемого процесса изучались по характеру сил, действующих на режущий инструмент и обрабатываемую заготовку. Исследования проводились на вертикально-фрезерном станке мод. СФ-15 при фрезеровании линейных радиусных канавок на заготовках из стали 45. В качестве инструмента использовались фрезы со сферической головкой 30 мм из твердого сплава T15K6 с одной режущей кромкой с нулевым передним углом и задним углом 15° . Измерение усилий производилось с помощью специального динамометрического столика, позволяющего регистрировать среднее значение сил, действующих на обрабатываемую заготовку в направлении подачи инструмента P_s , в направлении, перпендикулярном к подаче P_{nc} , и в направлении оси вращения фрезы P_{oc} (см. рис. 1).

При небольшой глубине канавки h наиболее интенсивно растет сила P_{oc} . Сила P_s имеет минимальное значение. Характер изменения P_{oc} объясняется тем, что она является результирующей распределенной нагрузки, действующей на режущую кромку в направлении радиуса сферической головки фрезы.

Представленные зависимости во многом объясняются данными осциллограмм, записанных с помощью светолучевого осциллографа Н117 (рис.2) за один цикл работы режущей кромки инструмента. Существенно меньшее значение силы P_s обусловлено тем, что за время одного цикла обработки меняется ее направление. Направление двух других сил практически неизменно, однако пиковые их значения превосходят номинальные.

При получении осциллограмм изменения составляющих сил резания было установлено, что в случае фрезерования канавки глубиной 8 мм пиковые нагрузки составляют 750, 1200 и 600 Н (см. рис. 2), при расфрезеровывании канавки глубиной от 6 мм до 8 мм эти нагрузки существенно не изменяются (800 Н, 900 Н и 500 Н), хотя фактическая глубина фрезерования составляет всего 2 мм, т. е. уменьшается в 4 раза. Это объясняется тем, что во втором случае работа фрезы носит прерывистый характер, нарушается монотонность изменения поперечного сечения среза, а также срезаются очень тонкие слои металла, соизмеримые с радиусом округления режущей кромки и имеющие наклепанную структуру.

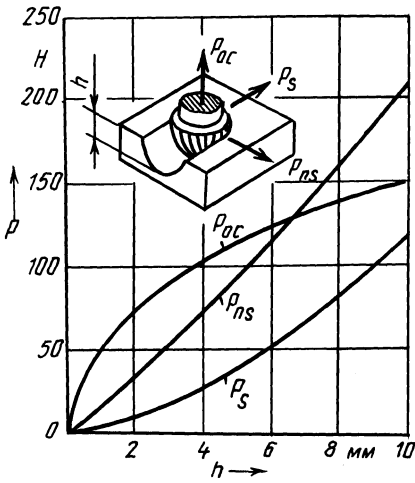
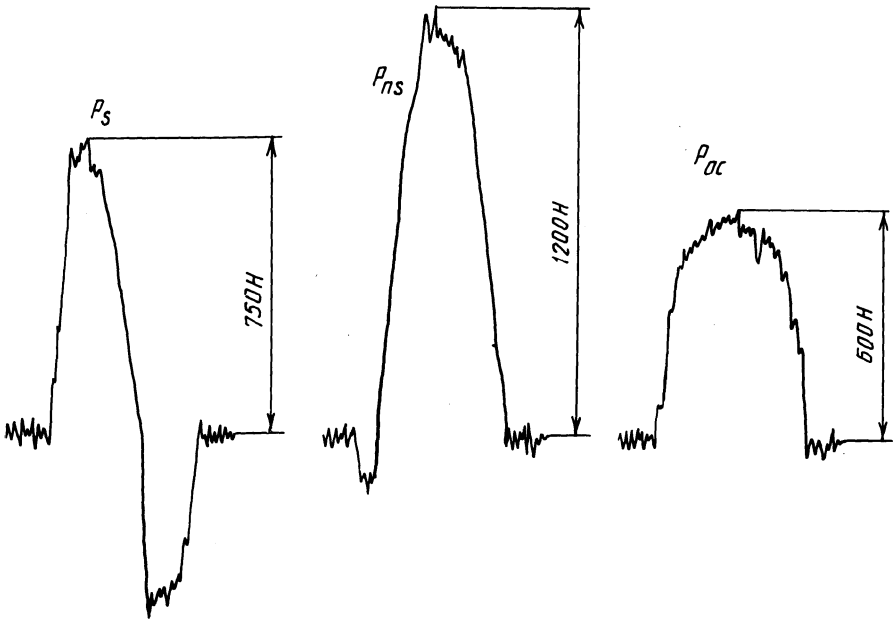


Рис. 1. Зависимость составляющих силы резания от глубины канавки, фрезеруемой концевой фрезой со сферической головкой (частота вращения фрезы 1000 об/мин, подача 20 мм/мин, без охлаждения)

Рис. 2. Осциллограммы составляющих силы резания при фрезеровании радиусной канавки глубиной 8 мм (частота вращения фрезы 500 об/мин, подача 20 мм/мин, обработка без охлаждения)



Обобщая результаты проведенных исследований, можно сделать вывод, что при фрезеровании радиусных канавок черновую обработку целесообразно производить за один проход на полную глубину, а в качестве режущих элементов концевых фрез со сферической головкой использовать твердосплавные пластины повышенной износостойкости для того, чтобы радиус округления режущих кромок был минимальным и сохранялся более длительный период времени. Кроме того, обработку канавок необходимо вести таким образом, чтобы из процесса резания был исключен участок фрезы, на котором расположена перемычка, соединяющая режущие кромки.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЧАСТОТ СОБСТВЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ ЗЕРЕН АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАЛЬНИКА

В процессе работы зерна шлифовальника испытывают как статическую, так и динамическую нагрузки, в результате чего возникают колебания. В первом приближении предполагается, что зерно как абсолютно твердое тело имеет шесть степеней свободы, т. е. поступательно перемещается в трех направлениях и поворачивается относительно трех осей. При этом частоты собственных колебаний могут изменяться в достаточно большом диапазоне, так как зерна в процессе колебаний расшатываются и изменяется жесткость их крепления со связкой. Разрушению соединения зерна со связкой способствует резонанс, который наступает вследствие совпадения частот его собственных колебаний с частотой вращения шлифовальника, обрабатываемых (оптических) стекол и других деталей.

Используем полученные в работе [1] формулы для упругих перемещений и углов поворота зерен, имеющих форму эллиптического двуполостного гиперболоида и пирамиды, для определения частот собственных колебаний:

$$\omega_{\Pi} = 2\pi\sqrt{c_{\Pi}/m}, \quad \omega_{\text{В}} = 2\pi\sqrt{c_{\text{В}}/I}$$

Жесткости для зерен пирамидальной формы $z = H(|x|/a + |y|/b)$ вычисляются по формулам:

$$c_{\text{ПХ}} = 2GH^2 (\gamma b/a + a/b + ab/H^2);$$

$$c_{\text{ПЗ}} = 2GH^2 (a/b + b/a + \gamma ab/H^2);$$

$$c_{\text{ВХ}} = \frac{GH^4}{3} \left\{ \left(1 + \frac{b^2}{H^2}\right) \left(\frac{a}{b} + \frac{b}{a} + \frac{\gamma ab}{H^2}\right) + \frac{8 \left[\frac{(\gamma+1)ab}{2H^2} + \frac{b}{a} + \frac{\gamma a}{b} \right]^2}{3 \left(\frac{\gamma a}{b} + \frac{b}{a} + \frac{ab}{H^2} \right)} \right\};$$

$$c_{\text{ВЗ}} = \frac{Gab}{3} \left[a^2 + b^2 + \gamma H^2 \left(\frac{a^2}{b^2} + \frac{b^2}{a^2} + \frac{3}{\gamma} - 1 \right) \right];$$

для зерен в форме гиперболоида $z = H(x^2/a^2 + y^2/b^2 + d^2)^{1/2}$

$$c_{\text{ПХ}} = \pi GH^2 \left[(1-d^2) \left(\frac{\gamma b}{a} + \frac{a}{2b} + \frac{ab}{H^2} \right) + \left(\frac{a}{b} + \frac{\gamma b}{a} \right) d^2 \ln d \right];$$

$$c_{\text{ПЗ}} = \pi GH^2 \left[(1-d^2) \left(\frac{\gamma ab}{H^2} + \frac{b}{2a} + \frac{a}{2b} \right) + \left(\frac{b}{a} + \frac{a}{b} \right) d^2 \ln d \right];$$

$$c_{\text{ВХ}} = \pi GH^2 \left\{ \frac{a}{4b} (1-d^2)^2 \left[\frac{b^2 a^2}{4} + \gamma a^2 \left(\frac{b}{H^2} + \frac{H^2}{b^2} + 2 + \frac{1}{\gamma} \right) + H^2 \right] + \right.$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{2H^2[\gamma a/b + b/a + (\gamma + 1)ab/H^2]}{9(\gamma a/b + b/a + ab/H^2)} \left\{ (1-d^3) \left[\frac{(\gamma + 1)ab}{H^2} + \frac{b}{a} + \right. \right. \\
& + \left. \frac{\gamma a}{b} \right] - 3d^2(1-d) \left[\frac{b}{a} + \frac{\gamma a}{b} + \frac{(\gamma - 1)ab}{H^2} \right] \left. \right\} + \frac{b}{8a} (5a^2 - b^2)d^2(1- \\
& - d^2) - \frac{b}{4a} (3a^2 + b^2)d^4 \ln d \left. \right\}; \\
c_{Bz} & = \frac{\pi Gab}{4} \left\{ (a^2 + b^2)(1-d^2)^2 + \gamma H^2 \left(\frac{a^2}{b^2} + \frac{b^2}{a^2} - 2 + \frac{8}{\gamma} \right) \times \right. \\
& \times \left. \left[\frac{(1-d^2)(1-3d^2)}{4} - d^4 \ln d \right] \right\}.
\end{aligned}$$

Жесткости $c_{пу}$ и $c_{ву}$ для зерен составляются на основании формул для $c_{пх}$ и $c_{вх}$ путем замены a на b и b на a , где $\omega_{п}$, $c_{п}$ — соответственно частота собственных колебаний и жесткость зерна при поступательном перемещении вдоль осей координат; $\omega_{в}$, $c_{в}$ — соответственно частота собственных колебаний и жесткость зерна при вращении вокруг осей координат; m — масса зерна; I — момент инерции зерна относительно соответствующей оси координат.

Зависимость частоты собственных колебаний зерна от глубины его закрепления и геометрических параметров исследовалась в предположении, что масса и моменты инерции зерна алмазного шлифовальника не изменяются в процессе шлифования. Для этого были составлены программы для ЭВМ типа ЕС и

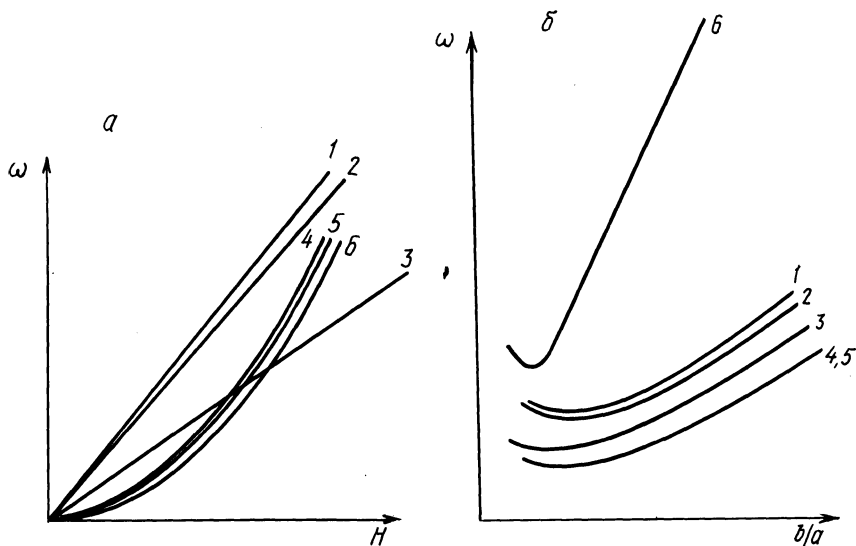


Рис. 1. Графики зависимости частот собственных колебаний зерна:

a — от глубины его закрепления в связке; b — от отношения наибольших его размеров в поперечном сечении; 1, 2, 3 — при поступательном перемещении вдоль осей OX , OY , OZ ; 4, 5, 6 — при вращении соответственно вокруг осей OX , OY , OZ

произведены необходимые расчеты. На основе анализа числовых результатов и графиков (рис. 1) были выведены следующие закономерности.

1. При поступательных перемещениях зерна частота собственных колебаний прямо пропорциональна глубине его закрепления, а при вращениях прямо пропорциональна квадрату глубины закрепления. Этим объясняется способность зерна к внезапному выкрашиванию при уменьшении глубины его закрепления, так как при определенном износе связки неизбежно наступает резонанс.

2. Зависимость частоты колебаний зерна от отношения полуосей эллипса или диагоналей ромба показывает, что существует минимум частоты при фиксированных параметрах. Так, для зерна пирамидальной формы этот минимум частоты собственных колебаний $\omega_{\text{пх}}$ в случае поступательного перемещения вдоль оси OX наступает при $a = b\sqrt{\gamma}$, где $\gamma = 2(1 - \mu)/(1 - 2\mu)$ — упругая характеристика связки; μ — коэффициент Пуассона.

При $\mu = 0,15$ $\gamma = 17/7$, $a = 1,56b$.

Таким образом, вывод о предпочтительности эллиптической формы по сравнению с круглой и формы ромба по сравнению с формой квадрата при статическом расчете зерна подтверждается и уточняется при динамическом расчете.

3. Зависимость частоты собственных колебаний зерна от параметра d , характеризующего закругление вершины закрепленной его части, свидетельствует об уменьшении колебаний с увеличением d . Это доказывает преимущество пирамидальной формы зерна по сравнению с имеющей закругление.

ЛИТЕРАТУРА

1. Крушевский А.Е. Аналитическое исследование напряженного состояния зерна шлифовальника в области соединения его со связкой. — В кн.: Машиностроение. Мн., 1985, вып. 10, с. 32–36.

УДК 625.9-1/9-11

Ю.А.НОВОСЕЛОВ, канд.техн.наук,
М.И.МИХАЙЛОВ (БПИ)

ПЛОЩАДЬ КАСАНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОЙ ПЛАСТИНЫ С ЭТАЛОННОЙ ПЛОСКОСТЬЮ

При конструировании сборных режущих инструментов следует учитывать характер контактирования режущей пластины с державкой и другими элементами системы крепления, определяющий напряженно-деформированное состояние этих элементов, теплоотвод из зоны резания в державку и, в конечном счете, стойкость инструмента.

С использованием стандартизованных пластин твердого сплава в виде прямоугольной призмы (например, формы 0139А, 0141А по ГОСТ 2209–82), отличающихся удобством крепления, возможностью многократных заточек, представления о контурной площади касания особенно важны, так как их

опорные (базовые) грани, обладающие определенными характеристиками волнистости и шероховатости, обычно удовлетворяющими напайному инструменту без дополнительной их обработки, могут оказаться непригодными для сборного инструмента.

Для исследований был применен метод тонких окрашивающих покрытий, отличающийся простотой и доступностью при достаточной для данных условий точности. Контурная площадь касания определялась с использованием контрольного образца в виде пластины зеркального стекла. На его плоскость (эталонную) методом напыления наносилась тончайшая угольная пленка. Последняя при контактировании с обезжиренной пластиной оставляла отпечаток, который фотографировался и измерялся.

Для упрощения анализа и сопоставимости результатов было использовано понятие относительной площади касания, т. е.

$$S_{ij} = S'_{ij}/S_{\text{ном}i},$$

где S_{ij} и S'_{ij} — соответственно относительная и действительная контурные площади касания i -й грани j -й пластины; $S_{\text{ном}i}$ — номинальная средняя площадь i -й грани пластины.

Графики распределения относительной контурной площади касания базовых граней пластин 0139А и 0141А, построенные по полученным данным, представлены на рис. 1. Исследованные грани пластин, выполняющие определенную роль в конструкции реза, обозначены цифрами: установочная грань (большая) — 1, направляющая (продольная боковая) — 2 и зажимная (наклонная) — 3. При сравнении эмпирических и теоретических распределений

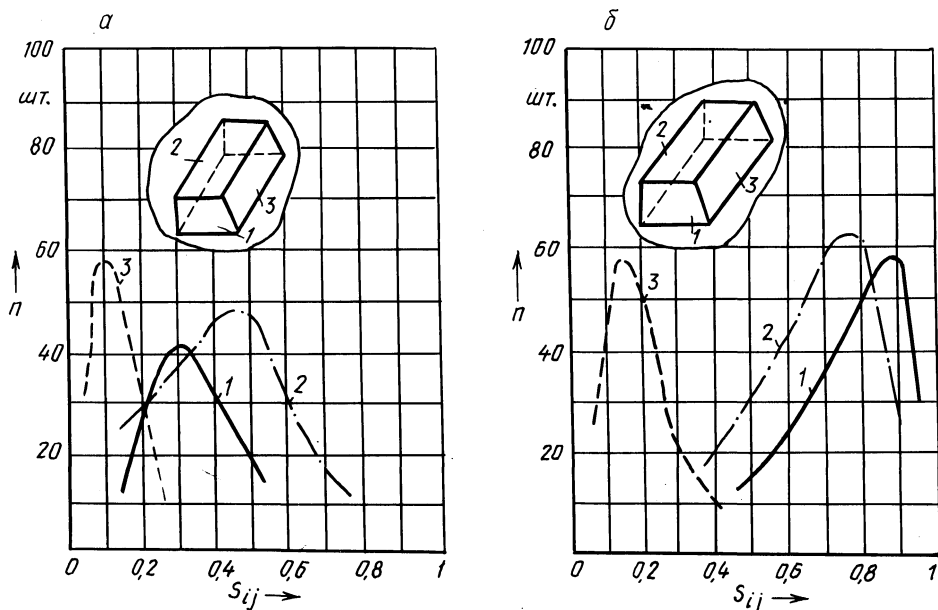


Рис. 1. Графики распределения площадей касания трех граней партии пластин форм 0139А (а) и 0141А (б)

Номер формы	Средняя относительная площадь \bar{S}_{ij}			Среднее квадратичное отклонение σ_{ij}		
	Грань 1	Грань 2	Грань 3	Грань 1	Грань 2	Грань 3
0139А	0,324	0,4887	0,0968	0,1178	0,162	0,043
0141А	0,805	0,7157	0,197	0,22	0,175	0,092

частот по критерию Пирсона все графики согласуются с теоретическими кривыми нормального распределения.

В результате статистической обработки полученных данных по известной методике были рассчитаны средние значения относительной площади касания \bar{S}_{ij} и средние квадратические отклонения σ_{ij} (табл. 1).

Для решения вопроса об использовании пластин твердого сплава рассматриваемых форм в сборных конструкциях режущего инструмента необходимо было знать также наиболее вероятную форму пятна касания каждой ее базовой грани, полученную методом последовательного наложения отпечатков. Для формирования таких отпечатков использовались пластины, относительная контурная площадь которых находилась в пределах $\pm\sigma$ от среднего значения.

При сравнении полученных форм пятен касания оказалось, что они не однокровы у разных граней, что, по-видимому, объясняется особенностями технологического процесса изготовления пластин.

Как видно из графиков (см. рис. 1, а, б) и сравнения средних относительных контурных площадей касания (см. табл. 1), пластины меньших размеров отличаются большей вероятностью обеспечения стабильных условий контактного взаимодействия, поэтому пластины формы 0139А предпочтительнее при конструировании инструмента. Сравнение форм пятен касания показывает, что грань 1 обеспечивает устойчивость положения пластины в инструменте. Поэтому ее целесообразнее использовать в конструкции инструмента в качестве установочной базы пластины, а грани 2 и 3 — соответственно в качестве направляющей и зажимной баз.

УДК 691.9-1/9-11

П.И.ЯЩЕРИЦЫН, акад. (АН БССР),
Ю.А.НОВОСЕЛОВ, канд.техн.наук,
М.И.МИХАЙЛОВ (БПИ)

НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНЫ СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА

При исследовании напряженно-деформированного состояния режущей пластины в различных условиях ее закрепления и с различным характером внешних нагрузок в качестве основной схемы была использована схема закрепления режущей пластины, имеющей форму трапецеидальной призмы, по трем ее сторонам. Для решения поставленной задачи применялся метод конечных элементов. С учетом возможности принятия схемы напряженно-деформи-

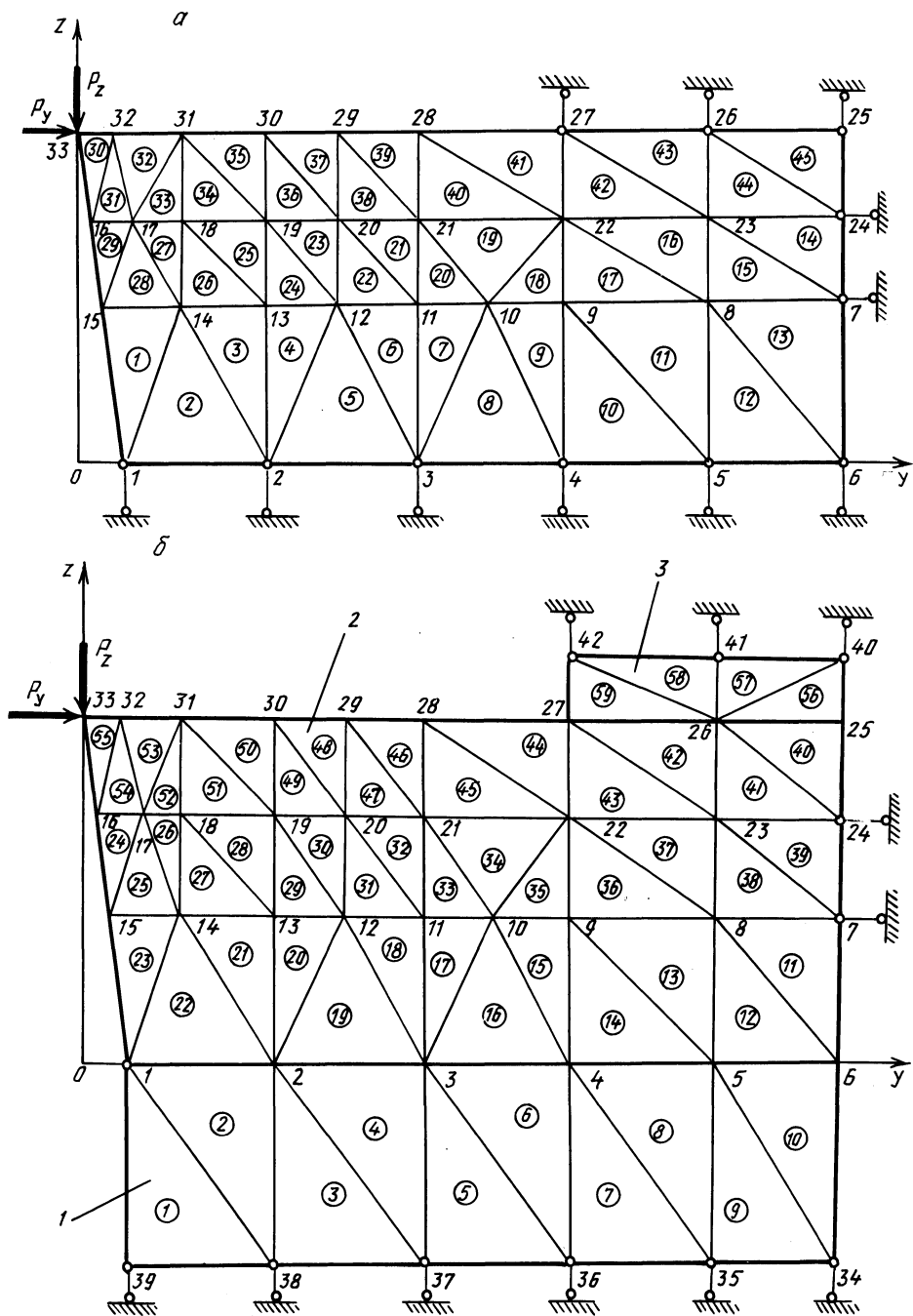


Рис. 1. Расчетная схема режущей части реза:
 а – с режущей пластиной на жестком основании; б – на упругом основании и с прижимом

рованного состояния режущей пластины плоской продольное ее сечение было разбито на совокупность треугольных элементов, как на рис. 1, а. Контакт этой пластины с элементами конструкции представлен жесткими связями по методу Б.Н.Жемочкина (узлы 1...7, 24...27). В данной схеме учтены внешние силы P_z и P_y , действующие вдоль координатных осей системы.

Основываясь на принципе равенства работ внешних и внутренних сил и представляя каждую из них соответствующим выражением

$$A_{\text{внеш}} = [\delta]^T [P],$$

где $[\delta]^T$ – транспонированная матрица перемещений всех узловых точек рассматриваемого тела; $[P]$ – матрица внешних сил;

$$A_{\text{внутр}} = \sum_{p=1}^{n_y} \sum_{g=1}^{n_z} [\epsilon]^T [\sigma] S,$$

где $[\epsilon]^T$ – матрица деформаций элемента; $[\sigma]$ – матрица напряжений в элементе; S – площадь конечного элемента, получим

$$[P][\delta]^T = \sum_{p=1}^{n_y} \sum_{g=1}^{n_z} [\epsilon]^T [\sigma] S. \quad (1)$$

Деформации любого элемента могут быть выражены через соответствующие перемещения его узловых точек по координатным осям:

$$[\epsilon] = \begin{bmatrix} \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial y} \\ \frac{\partial v}{\partial z} \\ \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial y} \end{bmatrix},$$

$$\text{или } [\epsilon] = [C][\delta],$$

где u и v – перемещения узловых точек m, n, k элемента вдоль каждой из осей системы координат XOY ; вдоль оси OZ – перемещения v_m, v_n, v_k , вдоль оси OY – перемещения u_m, u_n, u_k .

Подставив выражение для $[\epsilon]$ в формулу (1), получим

$$[P] = \sum_{p=1}^{n_y} \sum_{g=1}^{n_z} [C]^T [\sigma] S. \quad (2)$$

Напряжения и деформации связаны между собой соотношением Гука:

$$\sigma_y = 2G \left[\epsilon_y + \frac{\mu}{1-2\mu} (\epsilon_y + \epsilon_z) \right];$$

$$\sigma_z = 2G \left[\epsilon_z + \frac{\mu}{1-2\mu} (\epsilon_y + \epsilon_z) \right];$$

$$\tau_{yz} = G \gamma_{yz},$$

где G – модуль упругости второго рода материала элемента; $G = E(1 + \mu)/2$; E – модуль упругости первого рода; μ – коэффициент Пуассона.

Обозначив через $[D]$ матрицу перехода от напряжений к деформациям, получим

$$[\sigma] = [D][\epsilon]. \quad (3)$$

Подставив выражение (3) в (2), имеем

$$[P] = \sum_{p=1}^{n_y} \sum_{g=1}^{n_z} [C]^T [D] [C] [\delta] S.$$

Обозначив

$$[K] = \sum_{p=1}^{n_y} \sum_{g=1}^{n_z} [C]^T [D] [C] S,$$

получим

$$[P] = [K][\delta].$$

Расчеты по приведенной выше методике выполнялись на ЭВМ. Для определения влияния упругости контактирующих с режущей пластиной элементов конструкции на напряженное состояние пластины была разработана вторая расчетная схема (рис. 1, б), в которую кроме пластины 2 введены прижим 3 и основание 1.

Для установления оптимальности конструктивного решения реза положение прижима в расчетах варьировалось в направлении оси OY . Для этого применялась специальная методика, заключающаяся в последовательном разрыве узлов на контактном контуре режущей пластины (узлы 1... 6, 25... 27) и определении знаков разности перемещений в направлении оси OZ двух сдублированных разделением одноименных узлов. Если эта разность оказывалась неположительной, то на основании совместности перемещений сдублированные узлы принимались неразрывными и в дальнейших расчетах учитывались как целые. В том случае, когда разность перемещений оказывалась положительной, узлы в дальнейших расчетах считались разорванными. При решении задачи нагружения узлов повторно (методом итераций) с учетом принятых условий определялось напряженно-деформированное состояние пластины и протяженность участка с нарушением сплошности контактного взаимодействия.

Из анализа полученных результатов видно (рис. 2, а), что напряжения σ_y и σ_z по длине режущей пластины в трех сечениях плоскостями, параллельными опорной, изменяются в пределах зоны контакта передней поверхности со стружкой (на рис. 2, а графики, относящиеся к передней поверхности, изображены сплошной линией, к серединной плоскости – штриховой, а к приконтактной – штрихпунктирной). Это изменение проявляется наиболее резко в районе режущей кромки, при удалении от нее напряжения стабилизируются и только в конце пластины частично возрастают, что объясняется приложенными силами и контактными нагрузками. Таким образом, при увеличении нагрузки возникает опасность хрупкого разрушения пластины в пределах зоны контакта со стружкой.

На рис. 2, б изображены кривые распределения напряжений σ_z и σ_y в тех же сечениях на расстоянии 1 мм от режущей кромки. Изменение модуля упру-

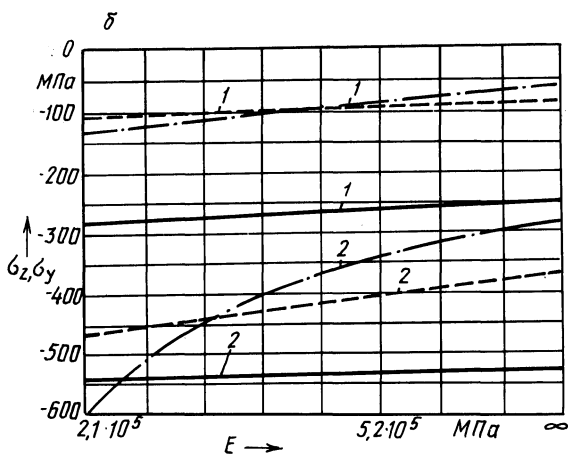
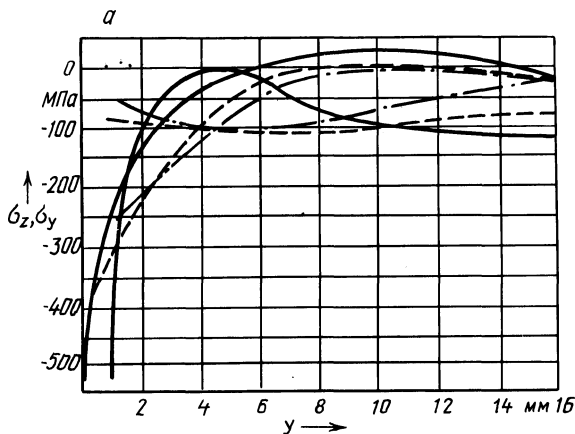


Рис. 2. Графики зависимости напряжений σ_z и σ_y в трех сечениях пластины: а – от координаты y ; б – от модуля упругости E основания; 1 – σ_y ; 2 – σ_z

гости E опоры вплоть до принятия ее абсолютно жесткой оказывает незначительное влияние на напряжение в поверхностном слое режущей пластины. Как показали расчеты, с изменением положения прижима вдоль оси OY напряжения меняются незначительно.

Таким образом, ввиду незначительного влияния на напряженное состояние пластины упругости опоры в качестве материала опорной пластины можно использовать конструкционную сталь, что не окажет отрицательного влияния на прочность режущей пластины. При этом для увеличения долговечности опорной пластины она должна быть закаленной. Независимость напряженного состояния от рассмотренных схем зажима режущей пластины дает основание считать более целесообразным закрепление пластины не сверху, а путем введения в конструкцию боковых клиновых прихватов, обеспечивающих достаточное давление режущей пластины на опорную плоскость державки. Такое конструирование инструмента облегчает отвод стружки, открывает обзор зоны резания и улучшает подвод к ней смазочно-охлаждающей жидкости.

Ю.Я.БАСИН (СКБ АЛ, г.Барановичи),
Ц.И.ЖИГАЛКО, канд.техн.наук (БПИ),
П.Л.РОЗЕНТАЛЬ, канд.техн.наук
(ИТК АН БССР)

АЛГОРИТМИЗАЦИЯ ПРИ АВТОМАТИЗИРОВАННОМ ПРОЕКТИРОВАНИИ МНОГОИНСТРУМЕНТНЫХ НАЛАДОК

В соответствии со схемой функционирования системы автоматизированного проектирования многоинструментальных наладок (рис. 1) информация, необходимая для изготовления наладки, накапливается в процессе синтеза конструкции и ее отображения в виде конструкторских документов. Подходы к разработке алгоритмов для этих двух этапов различны. При синтезе конструкций наладок преобладает информация, описывающая конструктивные и технологические параметры обрабатываемой детали и сведения базы данных о нормализованных и унифицированных типоразмерах конструктивных элементов (КЭ). Процессы документирования информации включают получение чертежа общего вида инструментальной наладки, рабочих чертежей деталей, спецификации наладки.

При алгоритмизации процессов синтеза конструкций наладок необходимо решить ряд задач, приведенных в работе [1]. Здесь следует учитывать конфигурацию обрабатываемой детали, геометрию, шероховатость, точностные характеристики обрабатываемых поверхностей. Указанные параметры определяются для всех технологических переходов.

При формализации процесса проектирования инструментальной наладки создаются как общие (компоновочные) алгоритмы синтеза конструкций, так и алгоритмы какой-либо частной задачи проектирования наладки. К общим задачам относятся осуществляющие процесс синтеза конструкций для всей наладки в целом. Примером такой задачи является получение конструкций инструментальных стержней, расчет размерных цепей исходя из общей базы наладки. Частной задачей, например, является получение конструкции режущего инструмента, назначение вида и определение типоразмера вспомогательного инструмента для данного технологического перехода.

Получение рациональной конструкции инструментальной наладки — один из важнейших принципов при разработке алгоритмов проектирования. Реально процесс проектирования нужно формализовать таким образом, чтобы в результате получить работоспособную конструкцию, отвечающую всем требованиям, предъявляемым к инструментальным наладкам (требуемая точность и шероховатость обрабатываемых инструментами наладки поверхностей, эстетичность конструкции и др.). Оценку полученной в результате проектирования конструкции наладки дает человек. Опыт показывает, что оценки одной и той же инструментальной наладки различными проектировщиками достаточно близки. Критерии оценки определяются опытом проектирования, эстетическими и эргономическими воззрениями и т. д. Такой подход имеет место при реализации алгоритмических модулей на ЭВМ без применения диалогового режима.

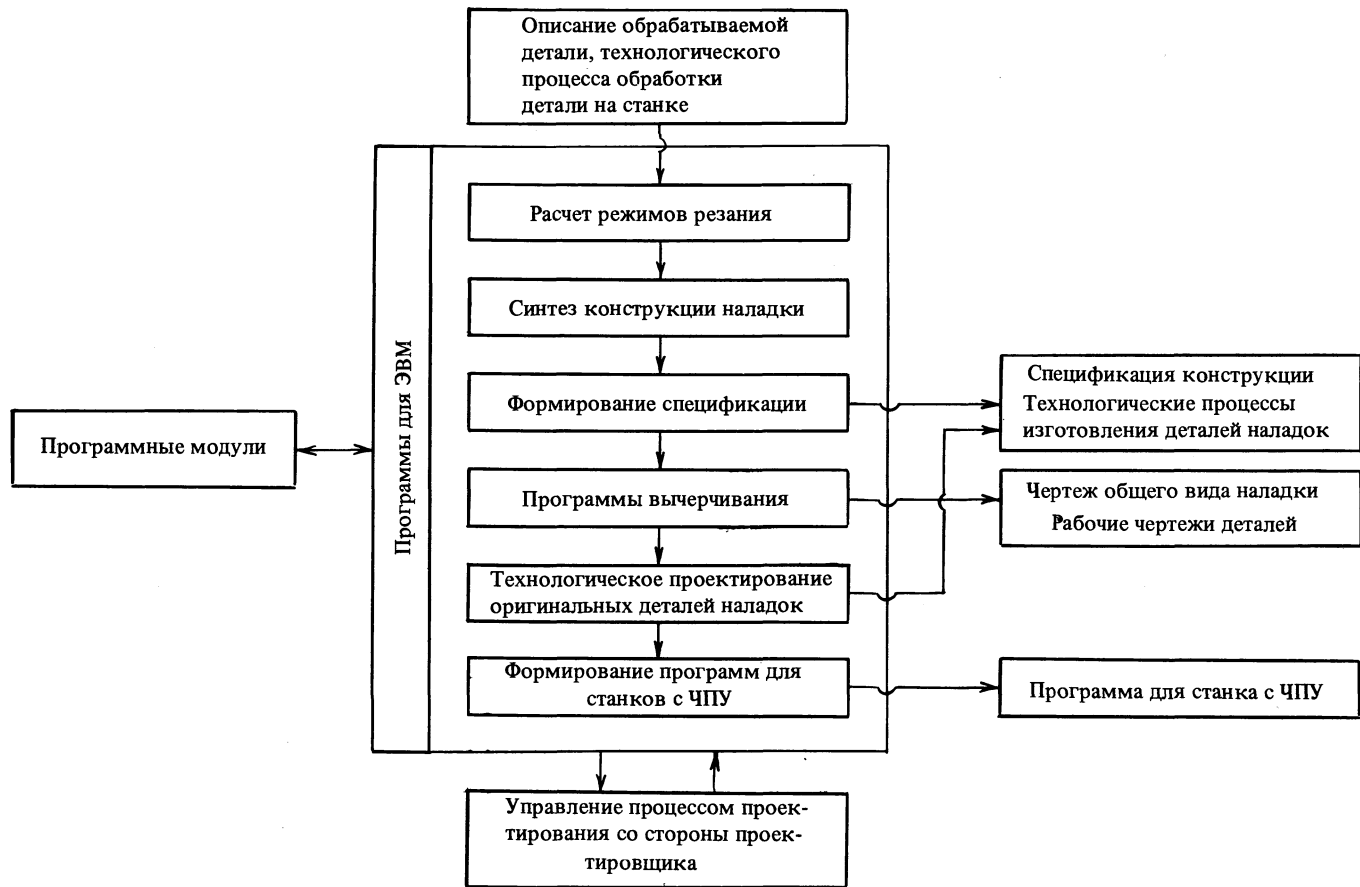


Рис. 1. Укрупненная схема функционирования системы проектирования многоинструментных наладок

При использовании режима диалога процесс проектирования разбивается на ряд последовательных этапов, после осуществления каждого из которых определяются промежуточные данные. При необходимости оператор-проектировщик может их менять. Таким образом можно получать рациональные решения последовательно на отдельных этапах проектирования и для всей наладки в целом.

Характерные черты метода синтеза конструкций инструментальных наладок могут быть позаимствованы из работы [2] , в которой рассматривается процесс синтеза другого вида технологической оснастки — приспособлений.

Заключительной задачей алгоритмизации процесса проектирования инструментальных наладок является получение необходимой выходной документации. Основные принципы ее осуществления :

1) использование определенного множества типовых изображений (ТИ), являющихся основой для получения программных модулей вычерчивания КЭ. ТИ является отражением соответствующего КЭ в конструкции инструментальной наладки;

2) при разработке модулей вычерчивания ТИ необходимо стремиться к тому, чтобы холостой ход чертежно-графического автомата по возможности свести до минимума;

3) построение рабочих чертежей деталей и чертежей общих видов наладок выполняется в двухмерном пространстве. При этом рассматривается система координат чертежа, относительно которой осуществляются операции с системами координат отдельных ТИ (рациональное размещение ТИ на формате чертежа, непересечение размерной информации соседних ТИ и т. д.) .

ТИ, являющиеся базой для построения чертежа наладки, разрабатываются в такой последовательности: а) определение номенклатуры ТИ; б) создание алгоритмических модулей построения ТИ; в) разработка программных модулей вычерчивания ТИ.

Номенклатура ТИ определяется из КЭ, наиболее часто применяемых в проектируемых конструкциях наладок, что составляет базу ТИ. По мере изменения и совершенствования конструкций наладок будет меняться база ТИ и появятся новые типовые изображения. Рациональное построение базы ТИ предполагает наличие общей графики различных изображений, что в значительной степени облегчит и позволит унифицировать алгоритмизацию процесса вычерчивания.

В соответствии с работой [3] ТИ наладок по сложности могут быть отнесены к первым двум группам. Особое внимание следует обращать на простановку размеров инструментальных стержней, составляющих наладку.

При разработке алгоритмов получения ТИ важное место занимает вопрос рационализации последовательности вычерчивания элементов (контур, линии, размеры, выноски спецификации и др.) . Здесь следует придерживаться следующих рекомендаций:

1) расчленять ТИ на ряд линий или контуров по возможности большей длины, чтобы вычерчивание выполнялось без отрыва пера от бумаги;

2) целесообразно соблюдать такую последовательность вычерчивания линий, входящих в ТИ: толстые, тонкие, осевые, штрихпунктирные, а затем указывать шероховатость поверхностей и приводить обозначения технических требований.

Данные положения могут быть использованы для разработки алгоритмических модулей при создании систем автоматизированного проектирования многоинструментных наладок различных видов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Розенталь П.Л. Разработка и исследование метода автоматического проектирования многоинструментальных наладок агрегатных станков с помощью ЭЦВМ: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Мн., 1967. — 163 с. 2. Инвариантные компоненты систем автоматизации проектирования приспособлений/Под общ. ред. А.Г.Раковича. — Мн., 1980. — 160 с. 3. Синицын Б.И., Басс И.А., Розенталь П.Л. Вопросы рационального построения чертежей инструментов с использованием чертежно-графических автоматов. — В кн.: Автоматизация проектирования средств технологического оснащения. Мн., 1979, вып 3, с. 101–104.

Я.М.СУРГУНТ, канд.техн.наук,
П.Ф.КОТИКОВ,
Э.А.СВИДЕРСКИЙ (ММИ)

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОВЕРХНОСТНОГО
ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Колебания деформирующего элемента при поверхностном пластическом деформировании описываются дифференциальным уравнением вынужденных колебаний системы с одной степенью свободы:

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = P_{\text{деф}}(t),$$

где m — масса деформирующего элемента; c — коэффициент демпфирования системы СПИД; k — жесткость системы СПИД; $P_{\text{деф}}(t)$ — нормальная сила деформирования.

Колебания деформирующего элемента рассматриваются с учетом упруго-пластических деформаций в зоне контакта инструмента и заготовки (рис.1).

Начало отсчета перемещения x вершины инструмента 1 выбираем таким образом, чтобы при $x = 0$ она была внедрена в деталь 2 на глубину h_0 . Предварительный натяг пружины 3 составляет $h_{\text{пр}}$. При установке детали с биением δ и ее вращении с угловой скоростью ω деформирующий элемент имеет перемещение, что приводит к изменению глубины его внедрения h_i . Из рис. 1 следует, что

$$h_i = h_0 + \delta \sin(\omega t) - x.$$

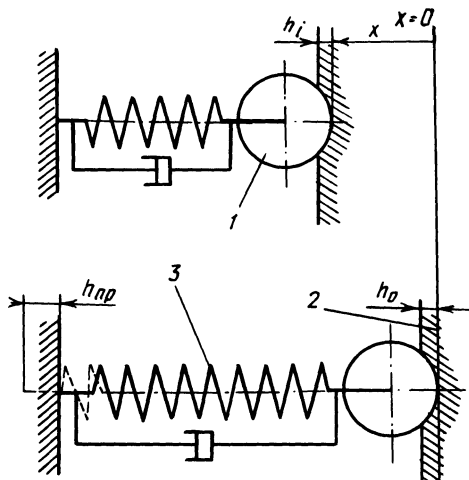


Рис. 1. Схема взаимодействия деформирующего ролика с деталью

Сжатие пружины

$$h = h_{\text{пр}} + x.$$

Тогда уравнение колебаний деформирующего элемента можно представить в следующем виде:

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + k(h_{\text{пр}} + x) = p_{\text{ср}} Sf(h_i),$$

где $p_{\text{ср}}$ — среднее контактное давление; $p_{\text{ср}} = 2,5 \cdot 2R$; R — предел текучести материала при чистом сдвиге; $R = \sigma_s/2$; σ_s — напряжение текучести; $Sf(h_i)$ — площадь пятна контакта.

Процесс поверхностного пластического деформирования смоделирован, как решение дифференциального уравнения:

$$\ddot{x} - 100\dot{x} + 25(3 + x) = 75Sf[0,02 + 0,15 \sin(\omega t) - x]. \quad (1)$$

Для определения адекватности математической модели с помощью осциллографа были записаны колебания деформирующего элемента, возникающие при обработке деталей с параметрами уравнения (1). Использовался тензометрический щуп малых перемещений. Под действием перемещений деформирующего ролика щток тензошупа деформирует упругий элемент и тем самым приводит к дисбалансу моста сопротивлений. Полученные импульсы тока усиливаются тензометрической станцией УТ4-1, на выходе которой включается универсальный запоминающий осциллограф С8-13.

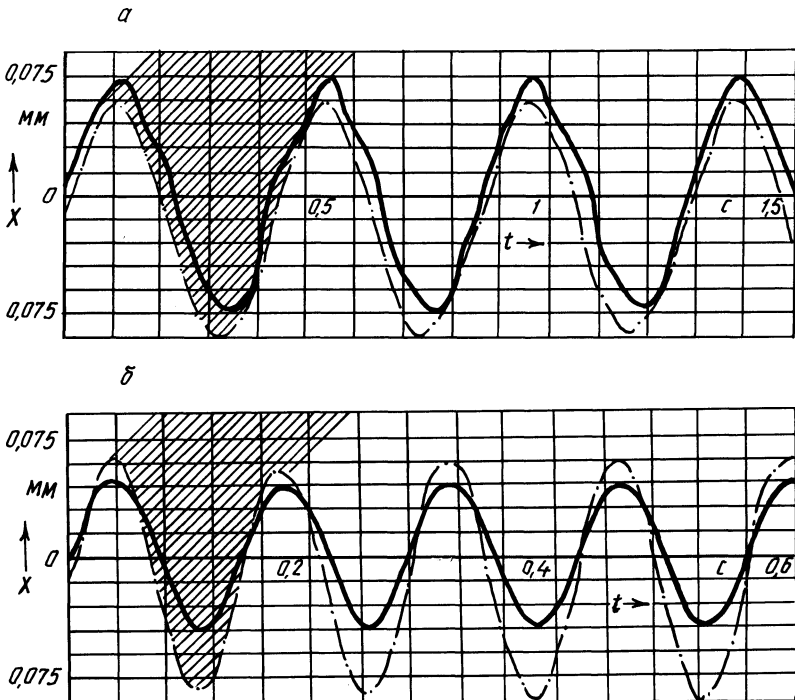


Рис. 2. Колебания деформирующего ролика:
а — при частоте вращения 125 об/мин; б — при частоте вращения 400 об/мин

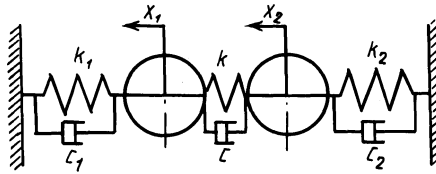


Рис. 3. Схема обработки детали методом ППД при ее упругом закреплении

Как следует из рис. 2, на котором представлены экспериментальные кривые колебаний деформирующего элемента при обработке вращающихся деталей, при накатывании деталей с биением цилиндрической поверхности 0,15 мм при частоте вращения 125 об/мин деформирующий ролик постоянно взаимодействует с обрабатываемой поверхностью, при обработке с частотой вращения 400 об/мин периодически взаимодействует с поверхностью детали.

Сравнение экспериментальных кривых с теоретическими данными, полученными путем решения уравнения (1) методом Рунге-Кутты на вычислительном комплексе "Искра 1256", показало почти полное их совпадение.

Представляет значительный интерес обработка методом ППД при упругом закреплении детали (рис. 3). Уравнения, описывающие процесс ППД с возмущающей силой $P \sin(\omega t)$, действующей на деформирующий элемент, в соответствии с теорией механических колебаний можно представить следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} m_1 \ddot{x}_1 + (c_1 + c) \dot{x}_1 - c \dot{x}_2 + (k_1 + k) x_1 - k x_2 &= P \sin(\omega t); \\ m_2 \ddot{x}_2 + (c_2 + c) \dot{x}_2 - c \dot{x}_1 + (k_2 + k) x_2 - k x_1 &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где m_1, m_2 — масса соответственно деформирующего элемента и детали; c_1, c_2, c — коэффициент демпфирования соответственно инструмента, в упругом закреплении, при взаимодействии детали и инструмента; k_1, k_2, k — жесткость соответственно инструмента, закреплении детали, зоны контакта детали и инструмента.

Из уравнения (2) можно определить передаточные функции системы:

$$\left. \begin{aligned} W_1(s) &= \frac{(k+k_2-m_2\omega^2)A - B\omega(c^2+c) + j[A\omega(c_2+c) + B(k+k_2-m_2\omega^2)]}{A^2 - B^2}; \\ W_2(s) &= \frac{kA - B\omega c + j(A\omega c + Bk)}{A^2 - B^2}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где

$$\begin{aligned} A &= \omega^2 m_1 m_2 - \omega^2 [m_2(k_1+k) + m_1(k_2+k) + (c_1+c)(c_2+c) + (k_1+k)(k_2+k)]; \\ B &= \omega [-\omega^2(c_1+c)m_2 - \omega^2(c_2+c)m_1 + (c_2+c)(k_1+k) + (c_1+c)(k_2+k)]. \end{aligned}$$

Анализ уравнений (3) показывает, что при равенстве передаточных функций $W_1(s)$ и $W_2(s)$ колебания детали и инструмента имеют равные амплитуды и нулевое смещение по фазе. Это условие выполняется при $k_2 = m_2 \omega$ и $c_2 \rightarrow 0$. Например, при $m_2 = 1$ кг и угловой скорости $\omega = 20$ рад/с жесткость $k_2 = 400$ Н/м, при $\omega = 100$ рад/с $k_2 = 10\,000$ Н/м.

Исходя из вышеизложенного можно сделать вывод, что использование способа обработки методом ППД с упругим закреплением детали при расчетных параметрах процесса обеспечивает возможность значительного повышения производительности обработки и улучшение качества поверхности. Моделирование процесса ППД позволяет обоснованно устанавливать режимы обработки, обеспечивающие постоянное взаимодействие деформирующего элемента с обрабатываемой поверхностью детали.

УДК 621.762.8:621.727.4

И.Л.БАРШАЙ, канд.техн.наук,
С.Г.БОХАН (БПИ)

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

В проведенных ранее исследованиях для компактных материалов (сталь 20) за геометрические параметры зоны деформирования были приняты углы охвата φ_1 и φ_2 ролика материалом детали (рис.1). Эти углы отсчитываются от радиуса профиля ролика, проведенного из верхней точки волны материала, возникающей перед роликом в первом случае в направлении подачи, во втором — в направлении, противоположном подаче, до оси симметрии профиля ролика.

Степень пластической деформации материала в продольном сечении детали и зоны пластической деформации в процессе обкатки определяются суммарным углом охвата $\varphi = \varphi_1 + \varphi_2$ ролика материалом детали.

Углы охвата определялись по фотографиям зоны деформации в проходящем свете. Обкатывание втулок из материала ЖГр-2 осуществлялось на токарно-винторезном станке мод. 16К20 роликом с радиусом рабочего профиля $R = 5$ мм, изготовленным из стали ШХ15. Параметры режима обкатывания изменялись в следующих пределах: продольная подача s — 0,05; 0,15; 0,3 мм/об; усилие обкатывания P — 1000, 1500, 2000 Н; частота вращения шпинделя — 400 об/мин.

Анализ полученных зависимостей (рис. 2) свидетельствует о том, что в исследованных пределах изменения параметров режима обработки зона пластической деформации изменяется в меньшей степени, чем при аналогичной обработке компактных материалов. Такое отличие объясняется прежде всего особенностями обрабатываемого порошкового материала, в частности, наличием

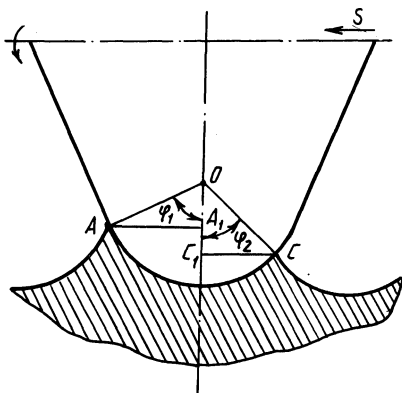


Рис. 1. Схема для определения углов φ_1 и φ_2

дискретной структуры, состоящей из отдельных частиц, связанных между собой в результате спекания.

При обработке методом ИПД (обкатывании) компактных материалов силовому воздействию подвергается поверхность со сравнительно равномерной структурой, имеющей определенные пластические свойства. При пластическом деформировании поверхностного слоя деталей из порошковых материалов возможно изменение соотношения пластических и упругих деформаций. Так, при малых усилиях обкатывания (см. рис. 2) происходит локализация деформации отдельных зерен порошковых материалов на небольшой глубине. Перед и за роликом образуется незначительная волна деформаций. При увеличении усилия обкатывания возникает пластическое течение материала, заполняющего поры, и как следствие увеличивается деформация поверхностного слоя. При дальнейшем его возрастании (до 2500 Н) возможности пластического течения материала исчерпываются; материал наклепывается и углы φ_1 и φ_2 несколько уменьшаются.

Увеличение продольной подачи обкатывания до 0,15 мм/об способствует проскальзыванию ролика и интенсивному сопротивлению материала детали пластическому деформированию, что снижает возможность перемещения мате-

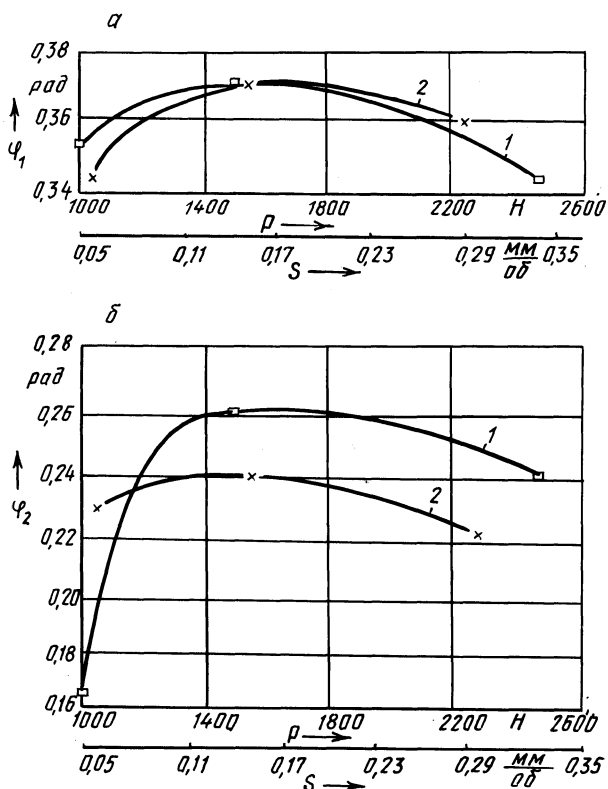


Рис. 2. Зависимость углов φ_1 (а) и φ_2 (б) от усилия деформирования 1 и подачи 2

риала вглубь детали и как следствие увеличение углов φ_1 и φ_2 . При дальнейшем возрастании продольной подачи до 0,3 мм/об проскальзывание оказывается таким, что деформация локализуется в тонком поверхностном слое и процесс поверхностного пластического деформирования становится близок к процессу выглаживания — углы φ_1 и φ_2 уменьшаются.

УДК 621.7.01

П.С.ЧИСТОСЕРДОВ, канд.техн.наук,
А.Н.ЖИГАЛОВ (ММИ)

РАЦИОНАЛЬНЫЕ СХЕМЫ НЕУРАВНОВЕШЕННЫХ КОМБИНИРОВАННЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Совмещенная обработка (СО) резанием и ППД различных поверхностей комбинированными инструментами (КИ) является эффективным методом повышения производительности труда и качества обработанных поверхностей деталей машин.

При СО, когда в процессе одновременно участвуют режущие и деформирующие элементы (РЭ и ДЭ), значительно возрастают суммарные силы, действующие на технологическую систему СПИД, что ведет к увеличению упругих отжатий ее звеньев и снижению точности обработанной поверхности. Особенно это относится к СО неуравновешенными КИ, когда РЭ и ДЭ расположены рядом или под некоторым углом друг к другу.

В этом случае упругое отжатие

$$y = \frac{\Sigma P}{j} = \frac{P_p + P_d}{j},$$

где ΣP — суммарная сила; P_p — равнодействующая составляющих P_y и P_z силы резания; P_d — усилие деформирования.

Колебания составляющих суммарной силы ΣP вызывают изменение упругих отжатий в системе СПИД. Разность максимальных и минимальных упругих отжатий $\Delta y = y_{\max} - y_{\min}$ определит погрешность обработки:

$$\Delta y = \frac{\Delta P_{\max} - \Sigma P_{\min}}{j} = \frac{\Delta \Sigma P}{j}.$$

Известно, что на упругие отжатия решающее влияние оказывает составляющая силы резания, направленная перпендикулярно к обрабатываемой поверхности, т. е. ΣP_y , являющаяся проекцией суммарной силы на ось OY .

Разработан способ управления точностью обработки путем изменения угла α между РЭ и ДЭ при постоянном усилии деформирования [3]. При этом стабилизируют проекцию суммарной силы ΣP на ось OY .

На рис. 1 приведена схема сил, действующих на комбинированный инструмент ($P'_{zр}$, $P'_{yр}$, P'_p , $P'_{уд}$, $\Sigma P'$), и равных им, но направленных в противоположную сторону сил, действующих на заготовку ($P_{zр}$, $P_{yр}$, P_p , $P_{уд}$, ΣP),

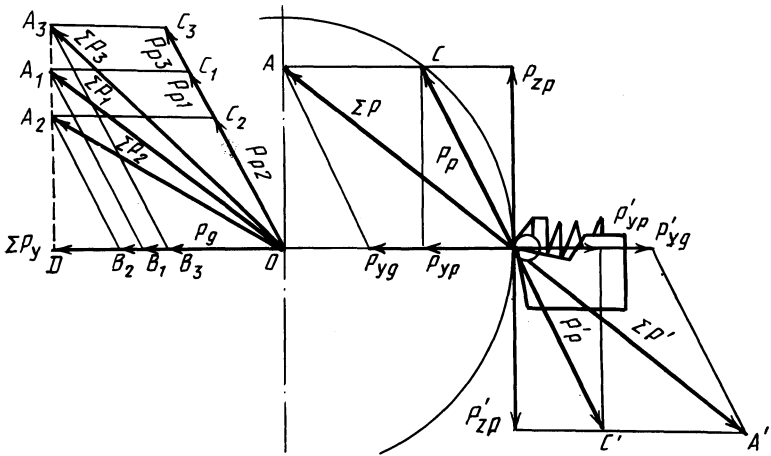


Рис. 1. Схема действия сил резания и усилия деформирования на инструмент и заготовку и схема управления точностью обработки усилием деформирования

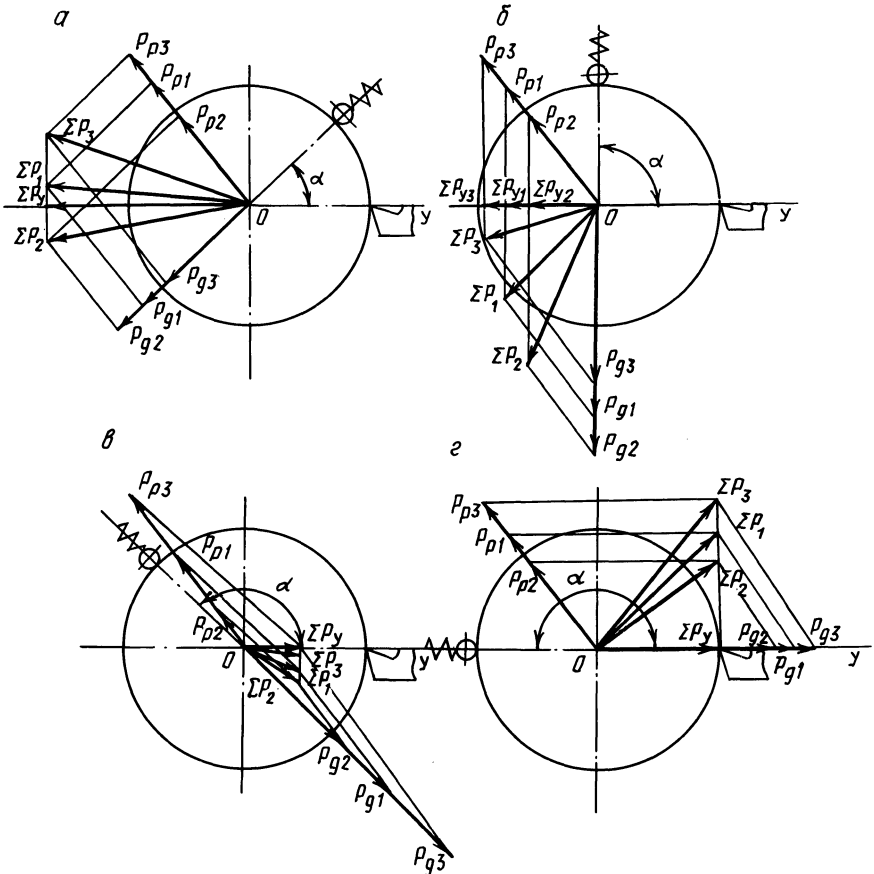


Рис. 2. Схемы управления точностью обработки усилием деформирования при: а - $0 < \alpha < 90^\circ$; б - $\alpha = 90^\circ$; в - $90^\circ < \alpha < 180^\circ$; г - $\alpha = 180^\circ$

когда режущий элемент работает на полустиковых режимах обработки. Дается схема управления точностью обработки усилием деформирования, когда действующие силы приведены к оси заготовки.

При изменении силы P_p ($P_{p1} = OC$, $P_{p2} = OC_2$, $P_{p3} = OC_3$) проекция ΣP на ось OY остается постоянной (OD) за счет изменения усилий деформирования P_d ($P_{d1} = OB_1$; $P_{d2} = OB_2$; $P_{d3} = OB_3$). При постоянной проекции суммарной силы на ось OY упругие отжатия в системе СПИД вдоль этой оси будут также постоянными, и $\Delta y = 0$. При таком условии рассеивание размеров партии заготовок будет весьма незначительным.

Однако это условие не всегда выполнимо. При расположении ДЭ относительно РЭ под углом $\alpha = 90^\circ$ (рис. 2, б) или $\alpha = 270^\circ$ усилие деформирования направлено перпендикулярно к оси OY , его проекция на эту ось равна нулю, и любое изменение усилия деформирования не приведет к стабилизации проекции суммарной силы на ось OY .

Таким образом, комбинированными инструментами с деформирующими и режущими элементами, расположенными под углом $\alpha = 90^\circ$ или $\alpha = 270^\circ$, невозможно осуществлять управление точностью при совмещенной обработке.

На рис. 2 показаны схемы управления точностью изменением усилия деформирования при различных углах α (от 0 до 180°). При α , изменяющихся от 180° до 360° , схемы имеют аналогичный вид, но проекции суммарных сил направлены в противоположную сторону. При углах $0 \leq \alpha < 90^\circ$ и $270^\circ < \alpha \leq 360^\circ$ увеличение сил резания требует уменьшения усилия деформирования, а при $90^\circ < \alpha < 270^\circ$ — его увеличения.

Проекция суммарной силы от силы резания и усилия деформирования, действующих на КИ, определяется по формуле

$$\Sigma P_y = P_y + P_d \cos \alpha, \quad (1)$$

где P_y — составляющая силы резания по оси OY .

Используя схемы, приведенные на рис. 1 и 2, и зависимость (1), определим проекции суммарных сил ΣP на ось OY при различных углах α . В значительной степени ΣP_y влияет на точность обработки. При уменьшении ΣP_y повышается геометрическая точность формы обработанной поверхности.

В табл. 1 приведены значения ΣP_y для различных схем КИ.

Как видно из таблицы, наиболее рациональными схемами КИ с управлением точностью в процессе обработки являются четвертая и шестая, для которых проекции суммарной силы имеют минимальные значения, так как

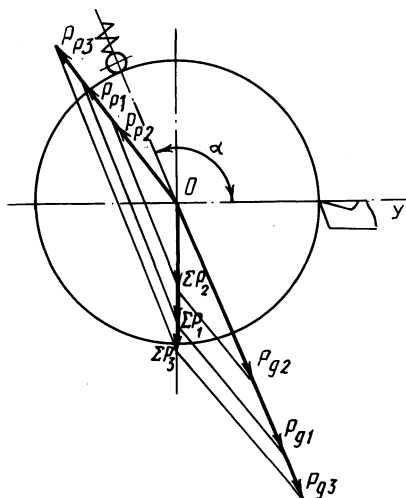


Рис. 3. Схема управления точностью обработки усилием деформирования, когда $\Sigma P_y = 0$

Таблица 1

Номер по порядку	Значения углов между РЭ и ДЭ	Возможность управления усилиями деформирования	Проекция силы на ось ОУ	Направление проекции силы ΣP по оси ОУ
1	0	Да	$P_y + P_d$	-
2	0... 90°	Да	$P_y + P_d \cos \alpha$	-
3	90°	Нет	-	-
4	90° .. 180°	Да	$P_y - P_d \sin \alpha$	+
5	180°	Да	$P_y - P_d$	+
6	180° .. 270°	Да	$P_y - P_d \cos \alpha$	+
7	270°	Нет	-	-
8	270° .. 360°	Да	$P_y + P_d \sin \alpha$	-

Пр и м е ч а н и е : "+" – направление, совпадающее с осью ОУ, "-" – противоположное оси ОУ.

$$\Sigma P_y = P_y - P_d \sin \alpha; \quad \Sigma P_x = P_y - P_d \cos \alpha. \quad (2)$$

Из выражений (2) следует, что

$$\alpha = \arcsin \left(\frac{P_y - \Sigma P_y}{P_d} \right); \quad \alpha = \arccos \left(\frac{P_y - \Sigma P_x}{P_d} \right). \quad (3)$$

При определенных значениях угла α в схемах 4 и 6 проекции суммарных сил на ось ОУ могут стать равными нулю (рис.3). Это наиболее благоприятный случай, так как при $\Delta \Sigma P_y = 0$ и $\Delta y = 0$.

Эти углы, как видно из формул (3), определяются следующими зависимостями:

$$\alpha = \arcsin (P_y/P_d); \quad \alpha = \arccos (P_y/P_d). \quad (4)$$

Из рассмотренных схем КИ с управлением точностью при СО наиболее рациональными являются схемы 4 и 6 таблицы, при этом угол между РЭ и ДЭ следует определять по формулам (4).

УДК 621.762.8:621.724.4

А.А.ЯРОШЕВИЧ, М.И.БАРКУН,
В.А.КОВАЛЕВСКИЙ (БПИ)

ШЕРОХОВАТОСТЬ И МИКРОТВЕРДОСТЬ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ ПОСЛЕ ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Объектом исследования явились роторы аксиально-поршневых гидромоторов (материал – ЖГр-2 с относительной плотностью 94...96 %), к которым предъявляются высокие требования по шероховатости ($Ra 0,32$). Для обеспе-

Опыт плана	Факторы			Результаты	
	<i>h</i>	<i>s</i>	<i>v</i>	Шероховатость	Микротвердость
	Кодовое обозначение			<i>Ra</i> , мкм	<i>H</i> _{0,5} , МПа
<i>X</i> ₁	<i>X</i> ₂	<i>X</i> ₃			
1	—	—	—	0,215	1256,5
2	+	—	—	0,155	1321,5
3	—	+	—	0,3	1350
4	+	+	—	0,12	1051
5	—	—	+	0,135	1180
6	+	—	+	0,155	1220
7	—	+	+	0,185	1354
8	+	+	+	0,215	1483

чения необходимой износостойкости должна быть высокая микротвердость поверхности.

Наибольшее влияние на указанные свойства поверхности при обработке ППД, которым можно заменить трудоемкое полирование, оказывают: натяг *h* между поверхностью и роликами деформирующего инструмента, осевая подача инструмента *s* и скорость обработки *v*.

Влияние параметров ППД на шероховатость и поверхностное упрочнение изучалось по методу полного факторного эксперимента типа 2³. Матрица планирования и результаты ее реализации представлены в табл. 1.

С помощью предварительных однофакторных экспериментов были определены интервалы изменения параметров режима обработки ППД: *h* = 0,012...0,04 мм; *s* = 0,1...0,4 мм/об; *v* = 7...11,3 м/мин.

Исходная шероховатость до обработки ППД находилась в пределах *Ra* 1,25...1,3. Обработка производилась на вертикально-сверлильном станке мод. 2А125. Каждый опыт повторялся дважды. Результаты определялись по шести измерениям. В таблице указаны средние значения двух повторных опытов.

Шероховатость обработанной поверхности определялась на профилографе-профилометре мод. ПП-252, микротвердость устанавливалась с помощью прибора ПМТ-3 при нагрузке 0,5 Н.

На основе результатов эксперимента были получены зависимости:

$$Ra = 0,12s^{0,13} / (h^{0,12} v^{0,07});$$

$$H_{\mu} = 1412h^{0,02} s^{0,02} v^{0,02}.$$

На изменение шероховатости наибольшее влияние оказывает натяг *h*, а на микротвердость все исследуемые параметры режима обработки ППД влияют в равной степени.

Оптимальными с точки зрения обеспечения минимальной шероховатости и наибольшей микротвердости поверхности отверстий роторов параметрами режима обработки ППД являются: *h* = 0,025...0,03 мм, *s* = 0,25...0,3 мм/об, *v* = 9,5...11,3 м/мин, *n* = 250...300 об/мин.

Высота микронеровностей после обработки ППД уменьшается в 4 раза, а микротвердость возрастает в 1,7...3 раза.

Полученные результаты позволяют рекомендовать ППД для отделочно-упрочняющей обработки отверстий роторов аксиально-поршневых гидромоторов из порошковых материалов.

УДК 762.8:621.787.4

Г.П.КРИВКО, канд.техн.наук,
В.А.ФЕДОРЦЕВ, В.И.РОМАНЕНКО
(БПИ)

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ НА КАЧЕСТВО ТОРЦОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

При исследовании влияния технологических режимов процесса ППД на основные показатели качества торцовых поверхностей деталей типа "борт направляющий" (диаметром 3,8 мм, толщиной 6,2 мм) из материала ЖГр1ДЗ заготовки были подвергнуты предварительно чистовому точению эльборовым резцом или шлифованию. В качестве инструмента использовался жесткий торцовый обкатник с коническими роликами, установленный на станках мод. 2Г135 или 2Р135Ф2. Обрабатываемая деталь располагалась на специальном самоустанавливающемся подпружиненном столике, регистрирующем усилия ППД. Обработку осуществляли без СОЖ, так как выделявшегося в процессе ППД из детали пропиточного твердого смазочного материала на основе графита было достаточно для реализации процесса ППД без схватывания обрабатываемого материала и деформирующих роликов.

Результаты проведенных исследований показали, что усилие ППД по-разному влияет на шероховатость и волнистость торцовых конических поверхностей деталей, предварительно обработанных точением (рис. 1). При его возрастании до 5000 Н уменьшаются параметры шероховатости и волнистости поверхности деталей, при усилии ППД свыше 5000 Н шероховатость продолжает уменьшаться, а волнистость начинает возрастать. Аналогичный характер имеют зависимости при обработке деталей, предварительно шлифованных.

Исследование влияния частоты вращения обкатника на шероховатость (рис. 2) показывает, что увеличение n по-разному сказывается на параметре Ra в зависимости от вида предварительной обработки деталей. Это объясняется различной исходной шероховатостью деталей и ее неоднородностью: после обработки точением Ra 3,5...2, а после обработки шлифованием Ra 2,3...0,8. При частоте вращения обкатника свыше 250 об/мин значения Ra также увеличиваются, но после обработки точением значительно меньше.

Влияние частоты вращения обкатника на изменение высоты волнистости деталей, предварительно обработанных точением или шлифованием, показано на рис. 3. Из него следует, что волнистость поверхности деталей также существенно зависит от качества исходных заготовок: после точения высота волни-

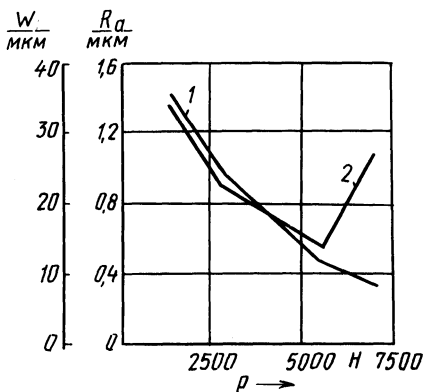


Рис. 1. Влияние усилия ППД на шероховатость и волнистость поверхностей деталей, предварительно обработанных точением:
1 – шероховатость; 2 – волнистость

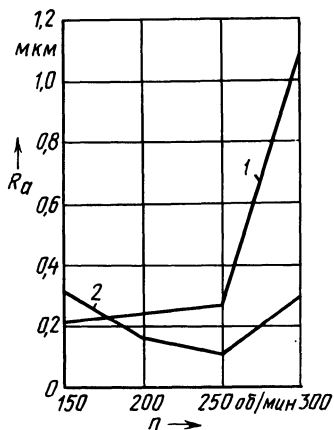


Рис. 2. Влияние частоты вращения обкатника на шероховатость поверхности деталей, предварительно обработанных:
1 – точением; 2 – шлифованием

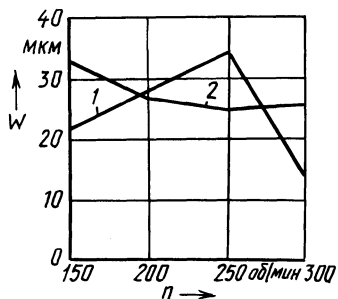


Рис. 3. Влияние частоты вращения обкатника на волнистость поверхности деталей, предварительно обработанных:
1 – точением; 2 – шлифованием

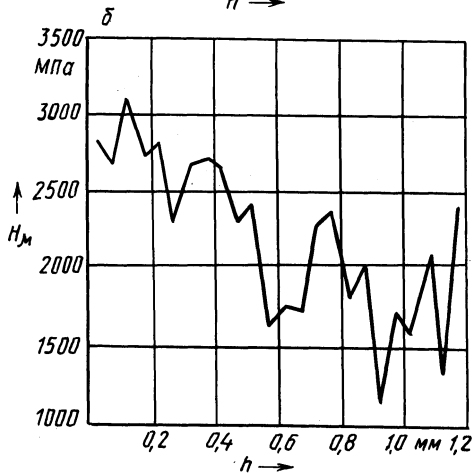
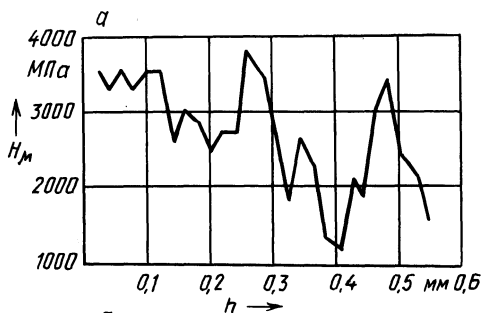


Рис. 4. Изменение микротвердости по глубине обработанного поверхностного слоя в зависимости от усилий ППД, равных:
а – 4200 Н; б – 15 000 Н

стости находилась в пределах $W = 38 \dots 14$ мкм, после шлифования $W = 66 \dots 30$ мкм

При обкатывании заготовок с исходной высотой волнистости $W = 38 \dots 14$ мкм после течения с частотой вращения обкатника 150 об/мин высота волнистости снижается до $W = 20$ мкм, при увеличении n до 250 об/мин W снижается до 32 мкм, с увеличением частоты вращения до 300 об/мин снова наблюдается снижение высоты волнистости до $W = 15$ мкм.

Обкатывание заготовок после шлифования при частоте вращения свыше 150 об/мин до 250 об/мин обеспечивает некоторое уменьшение высоты волнистости.

На волнистость поверхности оказывает значительное влияние жесткость системы СПИД. Опыты были повторены на более жестком станке мод. 2Р135Ф2. В результате ППД высота волнистости обработанной поверхности уменьшалась с 57...13 мкм до 3,2...0,8 мкм.

С возрастанием усилий деформирования деталей "борт направляющий" наблюдается увеличение микротвердости поверхностных слоев (рис. 4) и одновременное улучшение однородности их микротвердости по глубине, причем последний показатель свидетельствует о повышении плотности поверхностных слоев. Для анализа графиков удобнее пользоваться обратным понятием "неоднородность микротвердости", т. е. разброс микротвердости на определенной глубине.

Из рис. 4, а видно, что при глубине деформирования 0,25 мм неоднородность микротвердости составляет 500 МПа, а при глубине 0,5 мм – 1400 МПа, что свидетельствует о более высокой плотности верхнего упрочненного слоя.

Повышение плотности по сравнению с исходной видно из рис. 4, б.

Исходный порошковый материал ЖГр1Д3, применяемый для изготовления деталей "борт направляющий", отличается большой неоднородностью по твердости (95...125 НВ), что является одной из причин значительного разброса микротвердости по глубине поверхностного слоя.

Микротвердость деформированного слоя при усилии ППД, равном 4200 Н, выше наименьшей исходной микротвердости на 700...1200 МПа, а при 15 000 Н – на 800...1600 МПа (см. рис. 4, а).

В ходе исследований рассматривалось также одновременное влияние основных технологических факторов на качество поверхностей объектов. При этом использовался метод полнофакторного планирования эксперимента.

В табл. 1 приведены условия проведения трехфакторного эксперимента при ППД деталей "борт направляющий", предварительно обработанных точением или шлифованием, причем в качестве контролируемых (выходных) параметров были приняты параметр шероховатости поверхности Ra и высота волнистости W .

Для деталей, предварительно обработанных шлифованием, получено следующее уравнение регрессии:

$$W = 3,399 - 0,0016P + 0,0825t,$$

из которого следует, что в процессе ППД на волнистость существенно влияет усилие ППД (с его увеличением высота волнистости уменьшается) и еще в большей степени время выдержки под нагрузкой (с его увеличением высота волнистости возрастает).

Уровни варьирования	Значимые факторы		
	Усилие ППД $P_{\text{деф}}, Н (x_1)$	Частота вращения обкатника $n, \text{об/мин} (x_2)$	Время выдержки t при усиллии ППД, с (x_3)
Основной уровень (x_0)	750	187,5	10
Интервал варьирования	250	62,5	5
Верхний уровень (+1)	1000	250	15
Нижний уровень (-1)	500	125	5

Процесс ППД детали "борт направляющий" обеспечивает в среднем Ra 0,2 мкм, причем ни один из технологических факторов не оказывает на этот параметр доминирующего влияния.

Для деталей, предварительно обработанных точением,

$$Ra = 1,025 - 0,0008P; \quad W = 1,285 - 0,0004P.$$

Из уравнения следует, что в процессе ППД на шероховатость и волнистость доминирующее влияние оказывает только усилие ППД (с его увеличением шероховатость и волнистость уменьшаются).

Таким образом, применение ППД по сравнению с обработкой резанием детали "борт направляющий" позволяет улучшить параметры качества торцовых рабочих поверхностей данных деталей, такие как шероховатость, волнистость, постоянство угла наклона торцов.

УДК 621.7/.9-187.4

В.В.БАБУК, канд.техн.наук,
Г.П.КРИВКО, канд.техн.наук,
Ю.В.СИНЬКЕВИЧ (БПИ)

ТОЧНОСТЬ ТОРЦОВЫХ КОНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ТИПА КОЛЕЦ ПРИ РАЗНЫХ МЕТОДАХ ОБРАБОТКИ

Выполнен анализ выходных геометрических параметров направляющего борта двухрядного роликового подшипника 53614К (рис. 1), изготовленного из порошкового материала ЖГр1ДЗ и обработанного тремя различными методами: шлифованием, точением и поверхностным пластическим деформированием (ППД).

Операция ППД выполнялась на вертикально-сверлильном станке 2Р135Ф2 жестким торцовым обкатником при нагрузках P на три ролика, равных 5000, 7500, 10 000 Н (давлениях соответственно 140, 200, 270 МПа), частоте вращения шпинделя $n = 125$ об/мин, времени цикла $t = 10$ с. Подготовка поверхностей перед ППД осуществлялась шлифованием или точением. Изучались законы распределения двух параметров на расчетном диаметре D_p : ширины

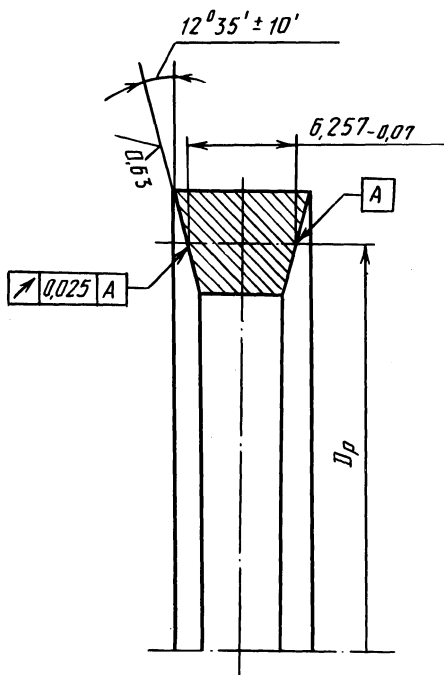


Рис. 1. Направляющий борт подшипника 53614К

уменьшалась в среднем на 0,039 мм и точеных на 0,01 мм.

Шлифование или точение рабочих поверхностей деталей не обеспечивает стабильности получения допуска $\pm 10'$ на угол конуса боковой поверхности. Предложенный метод ППД гарантирует 100 %-ную годность направляющих бортов по указанному параметру.

кольца и его торцового биения, измерения которых проводились на приборе типа БК-90.

Анализ полученных результатов (табл. 1) позволяет сделать следующие выводы.

Точность деталей, изготовленных методом шлифования, недостаточна, так как имеет место значительный вероятный процент брака по торцовому биению.

Детали, обработанные методами точения и ППД, отличаются достаточной точностью по обоим параметрам.

После операции ППД происходит уменьшение ширины упрочненных направляющих бортов на величину δ , которая на расчетном диаметре D_p зависит от приложенного усилия P_p , отклонения угла конуса боковой поверхности от его номинального значения, метода предварительной подготовки поверхности.

Так, при нагрузке $P = 5000$ Н ширина шлифовальных бортов

Таблица 1

Метод обработки	Контролируемый параметр	Закон распределения	Поле рассеяния, мм	Вероятный процент брака
Шлифование	Ширина	Закон нормального распределения	0,063	0,09
	Торцовое биение	Закон Релея	0,038	5,1
Точение	Ширина	Закон нормального распределения	0,044	0
	Торцовое биение	Закон равной вероятности	0,015	0
ППД после точения	Ширина	Закон равной вероятности	0,036	0
	Торцовое биение	Закон равной вероятности	0,024	0,2

Уравнения регрессии, полученные в результате применения метода полного факторного эксперимента, позволили определить одновременное влияние режимов процесса ППД на шероховатость и волнистость торцовых конических поверхностей. Операция ППД способствует уменьшению параметра шероховатости обработанной поверхности с Ra 1,4...3,9 до Ra 0,15...0,5 и высоты волнистости с $W = 57...13$ мкм до $W = 3,2...0,8$ мкм.

Таким образом, операции шлифования и точения конических поверхностей направляющего борта подшипника не обеспечивают стабильности получения основных выходных геометрических параметров: ширины, торцового биения, угла конуса боковой поверхности, шероховатости и волнистости. Операция ППД позволяет получать детали с заданной точностью по всем контролируемым геометрическим параметрам.

РАСЧЕТ ПОГРЕШНОСТИ УСТАНОВКИ НА ШАРИКИ КОНИЧЕСКОГО ПРЯМОЗУБОГО КОЛЕСА С БАЗИРОВАНИЕМ ПО ВПАДИНАМ

Процесс обработки отверстия прямозубых конических колес включает: двукратное зенкерование с базированием по наружному диаметру, протягивание, термическую обработку, шлифование, запрессовку втулки и алмазное растачивание. Базирование на шлифовальной и алмазно-расточной операциях осуществляется по среднему делительному диаметру колеса с упором в торец.

При нарезании зубьев конического колеса на зубофрезерных станках установка заготовки осуществляется на жесткую оправку с зазором. В связи с этим возникает погрешность базирования [1, 2]

$$\epsilon_6 = S_{\min} + \delta_{от} + \delta_{оп} ,$$

где S_{\min} – минимальный зазор; $\delta_{от}$, $\delta_{оп}$ – допуск на диаметр отверстия колеса и оправки.

При закреплении самой оправки в цанговом патроне возникает погрешность закрепления ϵ_{31} (радиальное смещение оси оправки).

Конструкторской базой наружной поверхности вращения колеса является ось отверстия, а установочной – ось оправки.

Найдем погрешность установки ϵ_{y1} при зубофрезеровании в виде радиального смещения между осью отверстия колеса и его поверхностью вращения после обработки:

$$\epsilon_{y1} = [(S_{\min} + \delta_{от} + \delta_{оп})^2 + \epsilon_{31}^2]^{1/2}$$

В результате несовпадения баз возникает погрешность установки, которая приводит к биению наружной поверхности, равному двум эксцентриситетам e [1]:

$$\epsilon_{y1} = 2e .$$

Термическая обработка – цементация и закалка – ведет к увеличению погрешности формы, допуска на биение зубчатого венца и других показателей норм точности в среднем в 1,3 раза.

На операциях шлифования и алмазно-расточной отклонение плоскости расположения у трех центрирующих шариков от базовой плоскости приспособления не должно превышать $\pm 0,01$ мм [2] . Следовательно, погрешность положения заготовки относительно базовой плоскости приспособления будет 0,02 мм. Ввиду малого значения этой погрешностью можно пренебречь. При зажиме не должно нарушаться положение колеса, определенное шариками. Однако погрешность закрепления ϵ_{32} все-таки будет иметь место.

Погрешность установки конического прямозубого колеса на шлифовальной и алмазно-расточной операциях с учетом деформации при термообработке может быть определена по аналитической зависимости:

$$\epsilon_{y2} = [(K\epsilon_{y1})^2 + \epsilon_{32}^2]^{1/2}.$$

Подставив значение ϵ_{y1} при установке заготовки на жесткую оправку с зазором на зубофрезерной операции, получим

$$\epsilon_{y2} = \{K^2[(S_{\min} + \delta_{от} + \delta_{оп})^2 + \epsilon_{31}^2] + \epsilon_{32}^2\}^{1/2}$$

Таким образом, погрешность установки на шарики конических прямозубых колес с базированием по впадинам на операциях обработки отверстия зависит в основном от погрешности установки на операциях зубообработки и деформации при термообработке.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ансеров М.А. Приспособления для металлорежущих станков: Расчеты и конструкции. — М.—Л., 1966. — 650 с. 2. Горбачев А.Ф., Шкред В.А. Курсовое проектирование по технологии машиностроения. — Мн., 1983. — 255 с.

УДК 621.9.04

В.А.ДАНИЛОВ, канд.техн.наук,
Л.А.ДАНИЛОВА (НПИ)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ СХЕМ ПРОФИЛИРОВАНИЯ СЛОЖНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Поверхность при обработке строчками представляет огибающую множества элементарных поверхностей, образуемых инструментом. Целесообразно в качестве элементарных рассматривать поверхности, создаваемые исходной инструментальной поверхностью, а не отдельными режущими элементами. В этом случае анализ схемы профилирования проектной (заданной чертежом) поверхности связан с рассмотрением характера контакта ее образующей с образующими элементарных поверхностей в сечении, нормальном к направлению продольной подачи. При обработке фасонных поверхностей строчками эти образующие, как правило, имеют точечный контакт. Поэтому проектная поверхность есть касательная к образующим элементарных поверхностей, отстоящих друг от друга на величину межстрочечной подачи.

Вследствие точечного контакта образующих неизбежно отклонение обработанной поверхности от проектной в виде межстрочечных гребней, форма и высота которых обусловлены расстоянием между строчками и геометрическими параметрами проектной и элементарных поверхностей.

Важно выполнять два условия: 1) обеспечивать минимальную высоту гребней; 2) соблюдать постоянными их форму и высоту. Первое условие позволяет уменьшить трудоемкость последующей обработки, например шлифования, а второе — получить близкие по значению параметры качества по всей поверхности.

Решение первой задачи путем уменьшения межстрочечной подачи неизбежно связано со снижением производительности, поэтому практический интерес

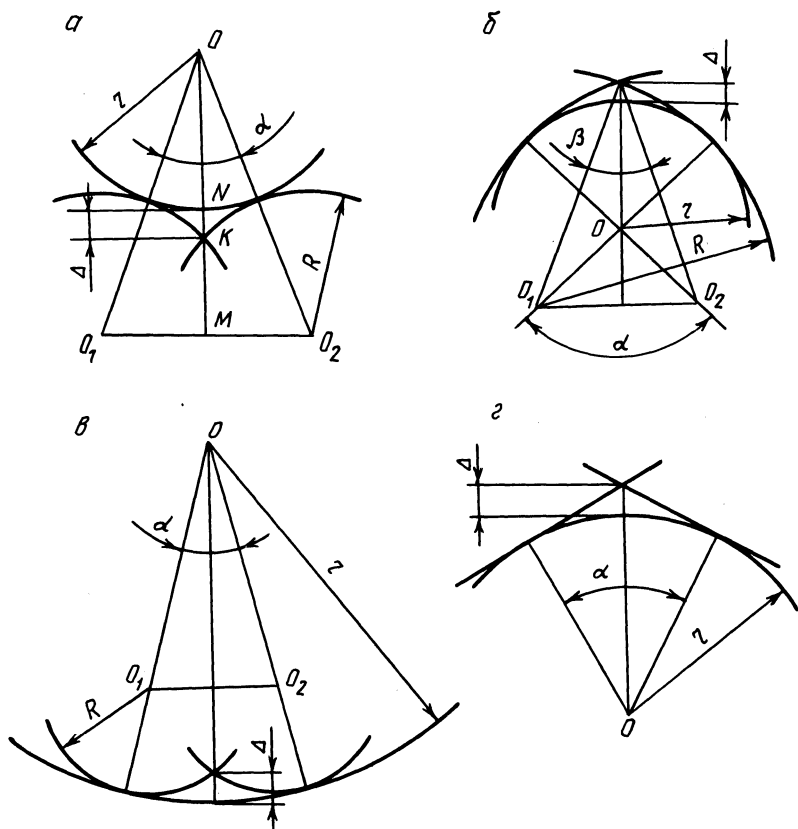


Рис. 1. Схемы профилирования сложных поверхностей при обработке строчками: а – выпуклой поверхности выпуклым инструментом; б – выпуклой поверхности вогнутым инструментом; в – вогнутой поверхности выпуклым инструментом; г – выпуклой поверхности инструментом с прямолинейной образующей

представляет путь, связанный с оптимизацией схемы обработки. Формообразование любой сложной поверхности строчками достигается при различном сочетании форм образующих проектной и элементарной поверхностей (рис. 1). Практический интерес представляет количественная оценка влияния формы образующих на высоту межстрочечных гребней и выявление путей ее минимизации и стабилизации.

При межстрочечной подаче s выпуклого инструмента образуется гребень, высота которого относительно проектной выпуклой поверхности (рис. 1, а) составит

$$\Delta = OM - KM - ON,$$

или

$$\Delta = (r + R)\cos(\alpha/2) - \sqrt{R^2 - (r + R)^2 \sin^2(\alpha/2)} - r, \quad (1)$$

где r, R – радиусы кривизны образующих соответственно проектной и элементарной поверхностей; $\alpha = s/r$.

Формула (1) с достаточной точностью упрощается при замене функций $\cos(\alpha/2)$ и $\sin(\alpha/2)$ их приближенными значениями, соответственно $1 - \alpha^2/8$ и $\alpha/2$, и использовании формулы приближенного вычисления: $\sqrt{1 \pm a} = 1 \pm a/2$, где $a \ll 1$. Тогда

$$\Delta = -\frac{s^2}{8} \left(\frac{1}{R} + \frac{1}{r} \right).$$

При обработке выпуклой поверхности вогнутым инструментом (рис. 1, б)

$$\Delta = R \cos(\beta/2) + [(R - r) \cos(\alpha/2) - r],$$

или

$$\Delta \approx \frac{l^2}{8} \left(\frac{1}{r} - \frac{1}{R} \right),$$

где $\beta = (1/r - 1/R)s$.

Для вогнутой поверхности и выпуклого инструмента (рис. 1, в)

$$\Delta = r - (r - R) \cos(\alpha/2) - \sqrt{R^2 - (r - R)^2 \sin^2(\alpha/2)},$$

или

$$\Delta \approx \frac{s^2}{8} \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{r} \right).$$

При обработке выпуклой поверхности инструментом с прямолинейной образующей (рис. 1, г)

$$\Delta = r [1/\cos(\alpha/2) - 1],$$

или

$$\Delta \approx s^2/(8r). \quad (2)$$

Учитывая, что кривизна выпуклой линии положительна, а вогнутой отрицательна, получим общую для всех случаев зависимость:

$$\Delta = \frac{s^2}{8} (K_3 + K_{\Pi}), \quad (3)$$

где $K_3 = 1/R$ — кривизна образующей элементарной поверхности; $K_{\Pi} = 1/r$ — кривизна образующей проектной поверхности.

Особенность зависимости (3) в том, что она позволяет учесть влияние на высоту гребней кривизны проектной поверхности. Из нее следует, что минимальная высота межстрочечных гребней имеет место при минимально возможном значении алгебраической суммы кривизны образующих проектной и элементарных поверхностей, что достигается, например, выбором сочетания их формы и управлением формой образующих элементарных поверхностей.

Постоянство высоты гребней при переменной кривизне заданной поверхности обеспечивается непрерывным изменением межстрочечной подачи или кривизны образующих элементарных поверхностей в соответствии с зависимостями:

$$s = [8\Delta / (K_3 + K_{\Pi})]^{1/2}; \quad K_3 = 8\Delta/s^2 - K_{\Pi}.$$

Оба варианта стабилизации высоты гребней просто осуществлять на станках с числовым программным управлением. Например, при обработке сложной поверхности наклоненной торцовой фрезой требуемое изменение K_3 достигается изменением угла наклона фрезы к направлению ее строчечной подачи, а

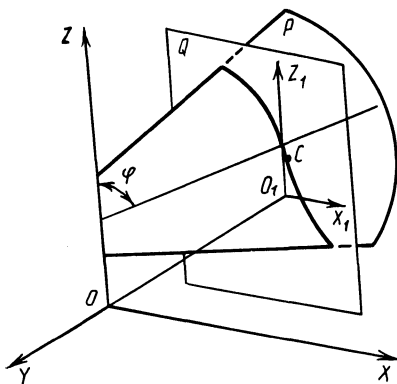


Рис. 2. Геометрия геликоида

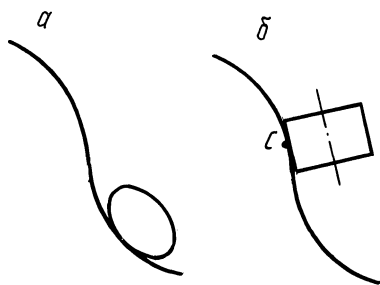


Рис. 3. Рациональные сочетания форм образующих проектной и элементарной поверхностей при обработке геликоида:

a – выпуклым инструментом; *б* – цилиндрическим или коническим инструментом

s – сообщением инструменту одновременно продольной и поперечной подач относительно заготовки.

Оптимальное сочетание образующих, форму элементарных поверхностей и условия проходимости инструмента можно найти на основе аналитического исследования поверхностей, определения их сечений. Рассмотрим эту задачу на примере формообразования строчечной обработкой поверхности геликоида, который в прямоугольной системе координат $x y z$ (рис. 2) описывается уравнениями:

$$x = \rho \cos \eta; \quad y = \rho \sin \eta; \quad z = \rho \operatorname{ctg} \varphi + H / (2\pi) \cdot \eta,$$

где ρ, η – цилиндрические координаты точек винтовой поверхности; φ – угол между осью и прямолинейной образующей винтовой поверхности; H – шаг винтовой поверхности.

При $\varphi = \pi/2$ имеем прямой геликоид.

Сечения косоуго геликоида плоскостями, параллельными оси z , представляют выпукло-вогнутые кривые, описываемые в системе координат $x_1 o_1 z_1$, связанной с секущей плоскостью Q , уравнением

$$z_1 = \frac{d \operatorname{ctg} \varphi}{\sin[\operatorname{arcctg}(x_1/d)]} + H / (2\pi) \cdot \operatorname{arcctg}(x_1/d), \quad (4)$$

где d – расстояние от оси z до секущей плоскости.

Координаты точки перегиба C определяются из уравнения (4):

$$x_1 \operatorname{ctg} \varphi - H / (2\pi) \cdot \sin[\operatorname{arcctg}(x_1/d)] = 0. \quad (5)$$

При $\varphi = \pi/2$ из зависимостей (4) и (5) следуют уравнение и координаты точки перегиба сечения прямого геликоида.

Таким образом, на поверхности геликоида можно выделить множество сечений, имеющих кривизну одного знака, и осуществить при обработке рациональное сочетание форм образующих элементарных и проектной поверхностей (рис. 3). Для прямого геликоида, как показывают расчеты, при выпуклой образующей элементарных поверхностей, что соответствует фасонному фрезерованию, это достигается сообщением инструменту относительно заготовки по-

дачи в плоскостях, касательных к соосному с винтовой поверхностью круговому цилиндру, радиус которого

$$R_0 \geq r \sin(\arctg \frac{H}{2\pi\rho}) + \sqrt{2r\Delta - \Delta^2} \cos(\arctg \frac{H}{2\pi r}). \quad (6)$$

Из (6) следует, что $H/(2\pi\rho\Delta) - R_0 \approx r$ для практических значений r . Для косо-го геликоида R_0 должен определяться с учетом координаты точки перегиба, согласно уравнению (5).

При обработке со смещением R_0 выпуклым инструментом на всей длине строчек образующие элементарной и проектной поверхностей имеют в зоне их контакта кривизну противоположных знаков (рис. 3, а) и в большей степени приближаются друг к другу, чем при распространенной схеме обработки с перемещением инструмента в плоскостях, проходящих через ось геликоида, так как в последнем случае эти образующие имеют кривизну одного знака. В результате, как следует из (3), при одинаковой ширине строчки, т. е. без потери производительности, уменьшается высота межстрочечных гребней.

Высокая точность формообразования сложных поверхностей малой кривизны достигается, как следует из (2), при прямолинейных образующих элементарных поверхностей, что соответствует обработке коническими и цилиндрическими инструментами. Анализ геометрии прямого и косо-го геликоидов и выражений (4) и (5) показывает возможность обработки их такими инструментами (рис. 3, б). В общем случае точка контакта образующей инструментальной поверхности должна отстоять от точки перегиба C плоского сечения проектной поверхности на расстоянии, равном половине ширины инструмента, что обеспечивается его перемещением при обработке всей поверхности по касательной к соосному с винтовой поверхностью круговому цилиндру соответствующего радиуса.

Таким образом, исследование геометрии заданной поверхности позволяет выявить возможные для нее сочетания образующих элементарных и проектной поверхностей и выбрать из них рациональное сочетание по критериям производительности и точности формообразования.

УДК 621.924.93

А.Н.МАРТЫНОВ, д-р техн.наук,
О.Ф.ПШЕНИЧНЫЙ, канд.техн.наук,
В.А.СКРЯБИН (ППИ)

ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ НАРУЖНОГО ПРОФИЛЯ ДЕТАЛЕЙ НЕЗАКРЕПЛЕННЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ЗЕРНАМИ

Для полирования наружных поверхностей нежестких тонкостенных деталей типа колец, втулок, цилиндров со сложной формой поверхности наиболее приемлемой является обработка незакрепленными абразивными зёрнами, уплотненными инерционными силами. Сущность этого способа обработки заключается в следующем. Гидроабразивную суспензию струйным насосом 1 (рис. 1) подают в барабан 2, вращающийся вокруг центральной оси с угловой

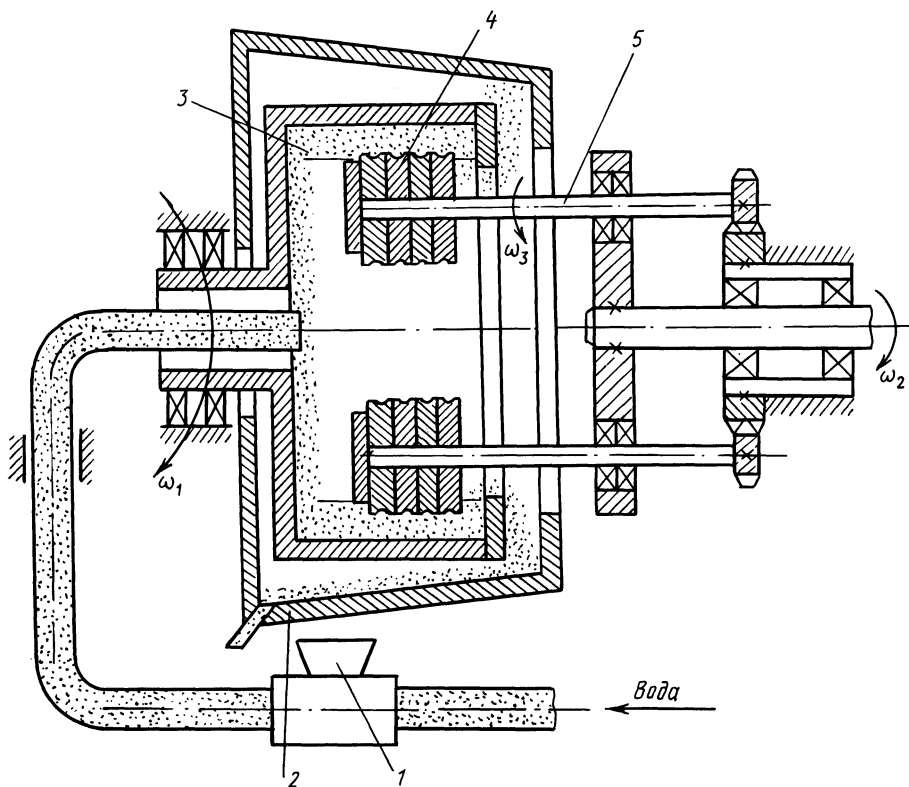


Рис. 1. Схема обработки наружного профиля деталей абразивом, уплотненным инерционными силами

скоростью ω_1 . Под действием инерционных сил суспензия трансформируется в уплотненный гидроабразивный слой 3, покрывающий внутреннюю поверхность барабана. Обрабатываемые детали 4 устанавливают и закрепляют на оправках 5, которым сообщают планетарное движение, слагающееся из вращения их вокруг центробежной оси с угловой скоростью ω_2 и вокруг собственных осей с угловой скоростью ω_3 . Разность угловых скоростей ω_1 и ω_2 составляет 1...3 рад/с. При относительном движении уплотненного гидроабразивного слоя и погруженных в него деталей происходит эффективная обработка наружного профиля последних. За время обработки ($t = 3...5$ мин) партии деталей ($n = 60$ шт.) в центробежно-планетарной установке параметр шероховатости их поверхности снижается с $Ra\ 2,5...1,25$ до $Ra\ 0,2...0,1$. Поверхностные слои приобретают умеренное деформационное упрочнение (120...125%) и сжимающие остаточные напряжения, достигающие у поверхности детали 450...550 МПа.

Качество деталей также характеризуется точностью их изготовления по отношению к заданным размерам. Экспериментальное исследование точности обработки наружного профиля в поперечном сечении деталей производилось сравнением профилей необработанных и обработанных колец. Для этого из од-

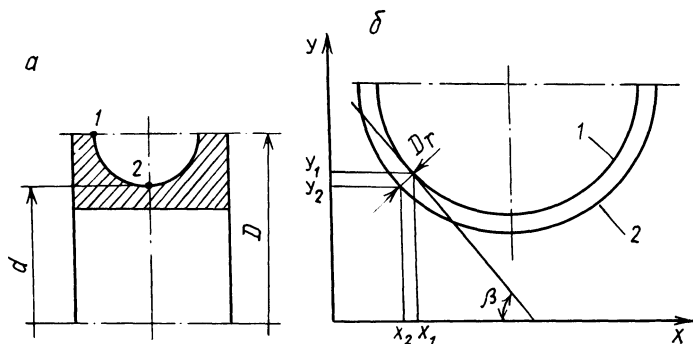


Рис. 2. К определению неравномерности съема металла с различных участков профиля: а – профиль обрабатываемой детали; б – схема измерения

ного прутка была изготовлена партия колец, обработанных одним фасонным резцом и прошедших термообработку в одинаковых условиях. Перепад высот наружного профиля составлял $D/2 - d/2 = 10$ мм (рис. 2). Перед абразивной обработкой кольца устанавливали на оправку и на универсальном измерительном микроскопе УИМ-21 определяли в прямоугольных координатах положения точек профиля относительно базовой поверхности. Обработку колец производили по двум схемам: с планетарным движением и с простым вращением деталей.

После абразивной обработки снова определяли положения точек профиля поверхностей. Оценку неравномерности съема припуска производили по параметру N_{\min} – кратчайшему расстоянию между необработанным и обработанным профилями в различных точках (табл. 1).

Планетарное движение деталей обеспечивает достаточно равномерный съем металла по всему профилю обрабатываемой поверхности. Разность в величинах съема на выступающих участках профиля и во впадинах для заданных размеров деталей ($D = 70$ мм) не превышает 2,5 мкм, т. е. 5 %. При обработке по второй схеме более интенсивному абразивному воздействию подвергаются выступающие участки профиля. В этом случае неравномерность съема достигает 38 мкм, или 26 %.

Неравномерность съема металла с различных участков профиля, очевидно, зависит от соотношения внешних сил, возникающих при взаимодействии детали с уплотненным гидроабразивным слоем и действующих на выступающие участки и во впадинах. Чем меньше разность этих сил, тем выше степень копи-

Таблица 1

Схема обработки	Угол наклона касательной β , рад (град)			
	0	0,52 (30)	1,05 (60)	1,57 (90)
С планетарным движением деталей	48,5	49,3	50,2	51
С простым вращением деталей	110	122	136	148

рования исходного профиля. Теоретическими исследованиями установлено, что суммарная сила воздействия P уплотненного гидроабразивного слоя складывается из гидродинамической силы P_1 , возникающей при обтекании поверхности детали, и гидродинамической силы P_2 , обусловленной наличием в потоке избыточного давления от действия инерционных сил:

$$P = P_1 + P_2 = \rho r_1 \left\{ \frac{[(\omega_2 - \omega_1)R_1 + \omega_3 r_1]^2}{4} [\pi - 2\alpha_1 - \sin(2\alpha_1)] + g \left(\frac{\omega_1^2 R_2^2}{2g} - 6H \right) \left(\frac{\pi}{2} - \alpha_1 \right) \right\},$$

где ρ – плотность гидроабразивного слоя; r_1 – радиус наружной поверхности обрабатываемого кольца; R_1 – радиус водила; $\alpha_1 = \arcsin(1 - \delta/r_1)$ – полярный угол; R_2 – геометрический параметр, зависящий от размеров барабана; H – высота барабана.

Выполненные расчеты показали, что суммарная сила воздействия гидроабразивного слоя на выступающий участок профиля кольца $P_{\text{выс}} = 5762$ Н/м и во впадине $P_{\text{вп}} = 4818$ Н/м, а $\Delta P = 944$ Н/м. При обработке по схеме с простым вращением детали $P'_{\text{выс}} = 36\,922$ Н/м, $P'_{\text{вп}} = 31\,921$ Н/м и $\Delta P = 5001$ Н/м. Расчеты выполнялись для следующих технологических режимов и условий обработки: $\rho = 3 \cdot 10^3$ кг/м³; $r_1 = 0,035$ м; $\omega_1 = 47$ рад/с; $\omega_2 = 49$ рад/с; $R_1 = 0,155$ м; $\omega_3 = 200$ рад/с; $\alpha_1 = 30^\circ$; $R_2 = 0,19$ м; $H = 0,06$ м. Следовательно, меньшее искажение профиля детали при ее планетарном движении объясняется тем, что в этом случае достигается относительно равномерное воздействие уплотненного гидроабразивного слоя на различные участки профиля обрабатываемой детали. Кроме того, наличие планетарного движения обуславливает безударный характер взаимодействия детали с уплотненным гидроабразивным слоем, что также способствует уменьшению искажения обрабатываемого профиля.

Точность обработки деталей характеризуется не только равномерностью съема металла с различных участков профиля, но и характером съема в продольном сечении. Исследование изменения макрогеометрии поверхности деталей производилось на внутренних кольцах подшипников качения после опера-

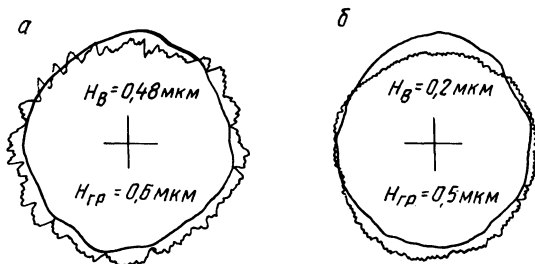


Рис. 3. Волнистость и огранка при обработке деталей уплотненным абразивом: а – до обработки; б – после обработки

ции окончательного шлифования. Кольца, изготовленные из стали ШХ15, после термообработки имели твердость 60...62 HRC₃. Перед обработкой на приборе ТАЛИРОНД-51 были измерены волнистость и огранка поверхности. После обработки колец при указанных выше режимах вновь производили измерения перечисленных параметров. Анализ записанных круглограмм показал, что в результате обработки высота волнистости поверхности снижается приблизительно вдвое: с $W = 0,24...0,86$ мкм до $W = 0,16...0,42$ мкм (рис. 3), а огранка практически не изменяется (с $H_{гр} = 0,6$ мкм до $H_{гр} = 0,5$ мкм). Это происходит, видимо, потому, что уплотненный гидроабразивный слой более интенсивно производит сьем металла с вершин микронеровностей со сравнительно небольшим шагом, так как не успевает копировать их при относительном перемещении вследствие присущих ему реологических свойств.

Проведенные исследования показали, что при обработке деталей, совершающих планетарное движение в полости барабана с уплотненной гидроабразивной массой, происходит преимущественное копирование их профиля как в продольном, так и в поперечном сечениях. В данном случае не наблюдается заметное исправление погрешностей макрогеометрии, но и не вносятся дополнительные искажения. Следовательно, нет необходимости предварительно корректировать профиль детали, а требуемая точность обработки должна обеспечиваться на операциях, предшествующих финишной.

УДК 621.787.4

В.В.ДРОБИНИН, Л.Г.ЕЙКАЛИС,
А.А.БУГАЕВ (МТЗ)

ИЗГОТОВЛЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ ДАВИЛЬНО-РАСКАТНЫМ МЕТОДОМ

В заднем мосту трактора "Беларусь" для осевой фиксации подшипников применяются упорные кольца со следующими размерами: наружный диаметр 130 мм; внутренний диаметр 105 мм; толщина ($6 \pm 0,08$) мм. Ранее кольцо изготавливалось путем вырубки из листа толщиной 7 мм с последующей обработкой фаски на токарном станке и шлифованием торцов в размер ($6 \pm 0,08$) мм. Коэффициент использования металла составлял 15 %.

Новый технологический процесс изготовления упорных колец отличается тем, что в качестве заготовки применяется стальной пруток диаметром 9 мм. Последовательность операций (рис. 1, а) следующая: рубка пруткового материала на заготовки длиной (374 ± 1) мм; гибка прутка в кольцо на специальном штампе; раскатка прутка до нужного профиля давилно-раскатным методом.

В штамп (рис. 1, б) входят матрица 1, пуансон 2, направляющая втулка 3. В матрице, в зоне перехода усеченного эллиптического тора в цилиндр, имеется прямоугольный паз, в который входит ролик 4, подвижно закрепленный на оси 5. Ось ролика закреплена в колодке 6, которая имеет возможность радиального перемещения в обойме 7. Установка ролика 4 в радиальном направлении на необходимый размер производится мерными пластинками 8.

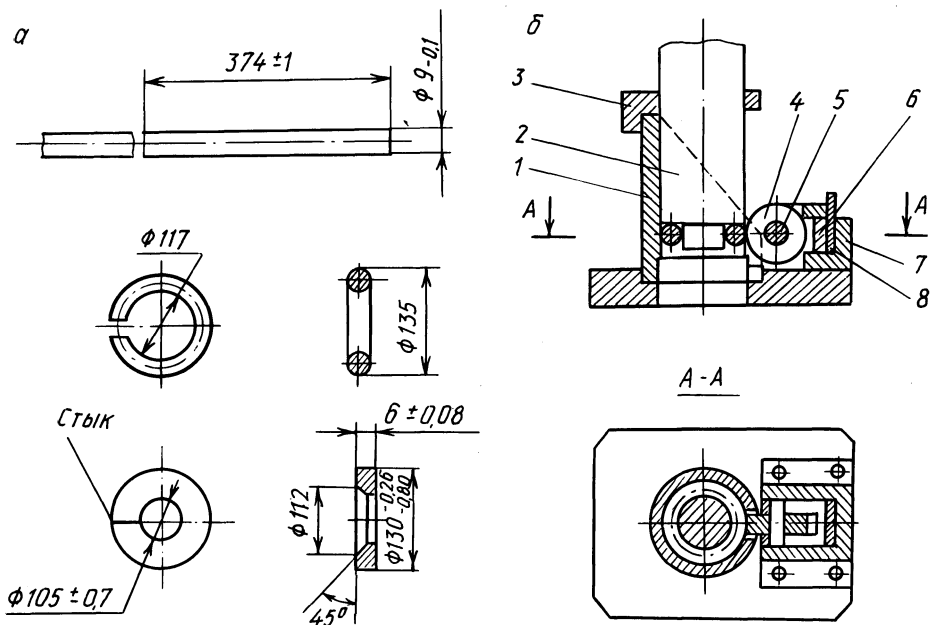


Рис. 1. Технология изготовления упорного кольца для трактора "Беларусь" (а) и геликоидальный штамп для гибки кольца (б)

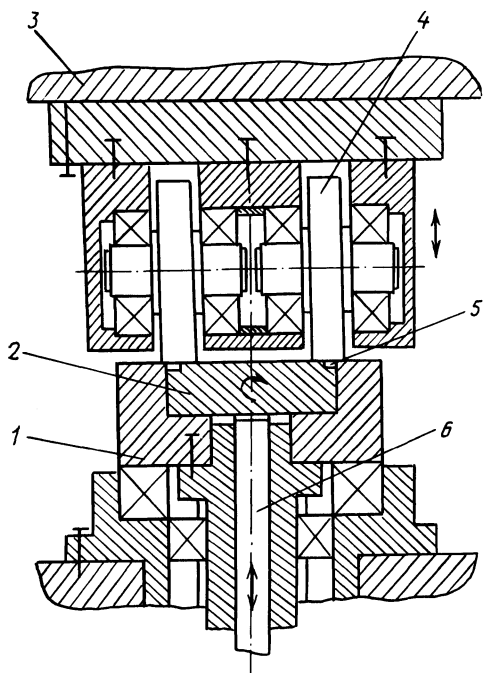


Рис. 2. Схема давильно-раскатного устройства

На гидравлическом прессе при рабочем ходе ползуна вниз пуансон 2 своим нижним торцом проталкивает заготовку круглого прутка по образующей усеченного эллиптического тора матрицы 1, при этом заготовка постепенно огибает пуансон. При достижении зоны перехода усеченного эллиптического тора в цилиндр концы прутка сгибаются вокруг пуансона радиусной поверхностью ролика 4. Затем пуансон проталкивает кольцо далее, и оно свободно падает вниз, освобождаясь от штампа. Использование штампа такой конструкции позволяет устранить смятие и задиры концов кольца при гибке, а также обеспечивает стабильность получения необходимого радиуса кольца.

Окончательный профиль кольца получается на давильно-раскат-

ном устройстве (рис. 2). На стол гидравлического пресса устанавливается матрица, состоящая из двух частей 1 и 2 и получающая вращательное движение от отдельного электродвигателя. К ползуну пресса 3 крепится роликовое устройство с четырьмя роликами 4, два из которых формообразующие и два – подерживающие кольцо 5 в матрице от выбрасывания.

Давильно-раскатная установка работает следующим образом. Когда ползун пресса с роликовым устройством находится в верхнем положении, рабочий закладывает кольцо круглого сечения 5, полученное на штампе, в ручей матрицы. При нажатии кнопки "Цикл" включается ускоренное движение ползуна вниз, а также вращение двойной матрицы. Во время замедленного хода ползуна с роликовым устройством и вращения матриц 1 и 2 происходит формообразование методом пластического деформирования кольца 5, приобретающего сечение, требуемое по условиям чертежа. Необходимый размер кольца по толщине ($6 \pm 0,08$ мм) обеспечивается жестким упором, ограничивающим ход ползуна с роликовым устройством. При возвращении ползуна в верхнее положение с помощью толкателя 6 матрица 2 выталкивается и освобождает кольцо 5.

УДК 621.833

А.И.МЕДВЕДЕВ,
М.М.КАНЕ, канд.техн.наук
(БПИ)

ЗАКОНЫ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

В данной работе на основе измерений трех и более партий зубчатых колес по 50...100 деталей в каждой сделано заключение о законах распределения микротвердости, параметров шероховатости поверхностей, остаточных напряжений в поверхностном слое зубьев цилиндрических зубчатых колес. Измерение параметра шероховатости поверхности Ra и микротвердости поверхностного слоя производилось на четырех диаметрально расположенных зубьях. Остаточные напряжения измерялись на одном из зубьев каждой детали ввиду большого объема последующей математической обработки результатов эксперимента. Таким образом, по каждой партии деталей выполнено 200...400 измерений шероховатости и микротвердости и 50...100 измерений остаточных напряжений.

Установление вида функции плотности вероятности, в наилучшей степени описывающей фактическое распределение исследованных показателей качества, проводилось в следующей последовательности:

1. По опытным данным для каждой партии зубчатых колес и для каждого показателя качества определялись параметры эмпирического распределения (среднее арифметическое значение \bar{x} , среднее квадратическое отклонение, асимметрия, эксцесс, эмпирические частоты p_{zi} для найденных середин интервалов).

Вид обработки	Критерий согласия	Законы распределения				
		нормальный	логарифмически нормальный	Релея	Грамма-Шарлье	равномерный
Зубофрезерование	$P(\chi^2)$	0,4819	0,3578	0	0	0,0002
	$P(\lambda)$	0,27	0,27	0	0,038	0,33
Шевингование	$P(\chi^2)$	0,8924	0,6358	0	0	0,0003
	$P(\lambda)$	0,27	0,27	0	0,073	0,27

2. Выравнивалась эмпирическая кривая по каждому из названных выше теоретических законов распределения, т. е. рассчитывались теоретические частоты p_{Tj} , соответствующие определенным серединам интервалов x_j .

3. Проводилось сравнение каждой теоретической кривой плотности вероятностей с эмпирической по критериям Пирсона и Колмогорова.

4. На основании анализа указанных критериев согласия выбирался теоретический закон распределения, не противоречащий эмпирическому.

В соответствии с существующими рекомендациями принималось, что гипотеза распределения исследуемого показателя качества по выбранному закону распределения не противоречит опытным данным, если $P(\chi^2) > 0,05$, а $P(\lambda) > 0,2$; при этом в случае расхождения выводов предпочтение отдавалось критерию Пирсона, как более строгому.

Расчет значений p_{Tj} и критериев согласия для вышеуказанных законов распределения производился с помощью ЭВМ.

Вывод о законе распределения того или иного показателя качества производился по средним значениям критериев согласия с учетом графического выравнивания эмпирических кривых распределения теоретическими, координаты которых были рассчитаны по экспериментальным данным.

Расчитанные критерии согласия для стали 40X приведены в табл. 1. В результате установлены теоретические законы распределения, пригодные для аппроксимации экспериментальных распределений исследованных показателей качества поверхностного слоя зубчатых колес (табл. 2).

Анализ результатов, приведенных в табл. 2, позволяет сделать следующий вывод. Распределение значений микротвердости поверхностного слоя зубьев цилиндрических зубчатых колес в наилучшей степени описывается законом нормального распределения, параметра Ra шероховатости рабочих поверхностей — нормальным и логарифмически нормальным законами, остаточных напряжений первого рода — законом распределения Релея, остаточных напряжений второго рода — законами Релея, равномерным и нормальным.

2. Под чертой для каждого показателя качества приведено обозначение закона распределения, в наилучшей степени описывающего его фактическое распределение, над чертой — законов распределения (в порядке уменьшения их соответствия эмпирическому распределению) также пригодных, хотя и с меньшей степенью точности, для описания распределения данного показателя.

Материал детали	Опера- ция	Физико-механические характеристики поверхностного слоя			
		микротвер- дость	параметр шерохова- тости <i>Ra</i>	остаточные напряжения второго рода	остаточные напряжения первого рода
1	2	3	4	5	6
Сталь 40Х	Зубо- фрезе- рова- ние	Рав., Л, Г	Н, Рав., Р	Н, Р, Л	
		Н	Л	Рав.	
Сталь 40Х	Шевин- гование	Рав., Л, Г	Н, Рав., Р	Р, Н, Л, Г	
		Н	Л	Рав.	
Сталь 25ХГТ	Зубо- фрезе- рова- ние	Рав., Л, Г	Л, Рав., Р	Н, Рав., Л	Н, Рав., Л
		Н	Н	Р	Р
Сталь 25ХГТ	Шевин- гование	Рав., Л, Г	Л, Р, Рав.	Рав., Н, Л	Н, Л, Рав.
		Н	Н	Р	Р
Сталь 25ХГТ	Химико- термиче- ская об- работка	Рав., Л, Г	Л, Рав., Р	Н, Рав., Л	Рав., Л, Н
		Н	Н	Р	Р
Сталь 25ХГТ	Зубо- хонин- гова- ние	Рав., Л, Г	Л, Р, Рав.	Н, Рав., Л	Рав., Н, Л
		Н	Н	Р	Р
Сталь 20ХНЗА	Зубо- фрезе- рова- ние	Рав., Л, Г	Л, Р, Рав.	Рав., Н, Л	
		Н	Н	Р	
Сталь 20ХНЗА	Шевин- гование	Рав., Л, Г	Н, Р, Рав.	Рав., Н, Л	
		Н	Л	Р	
Сталь 20ХНЗА	Химико- терми- ческая обработ- ка	Рав., Л, Г	Л, Рав., Р	Рав., Р, Л	
		Н	Н	Н	
Сталь 20ХНЗА	Зубохо- нигова- ние	Рав., Л, Г	Н, Рав., Р	Рав., Р, Л	
		Н	Л	Н	

Примечания: 1. Приняты следующие обозначения: Н – нормальное распределение, Л – логарифмически нормальное, Р – распределение Релея (Максвелла, эксцентриситета), Г – Грамма-Шарлье, Рав. – равномерное распределение.

ТОЧНОСТЬ ОТВЕРСТИЙ И ТОРЦОВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Исследовалась точность размеров и формы отверстий цилиндрических зубчатых колес после операций сверления или зенкерования и одно- или двухкратного протягивания, а также биение торцов венцов и их непараллельность после черновой и чистовой подрезки. Черновая подрезка торцов выполнялась на многошпиндельных полуавтоматах вертикального или горизонтального типов, чистовая — на одношпиндельных токарно-многорезцовых полуавтоматах горизонтального типа. Анализировалась обработка зубчатых колес восьми типоразмеров с параметрами $m = 3...5$ мм, $D_e = 100...220$ мм, $D_{отв} = 40...60$ мм. Для исследования каждого типоразмера отбирались две-три партии деталей по 50...60 шт. в каждой. Отверстия в зубчатых колесах имели шлицевую форму с центрированием по наружному или внутреннему диаметру. Измерения выполнялись для центрирующей поверхности в двух взаимно перпендикулярных плоскостях и в двух сечениях по длине отверстия на расстоянии 5...7 мм от торцов ступицы. Отверстия проверялись нутромерами с различными индикаторными головками так, чтобы погрешность измерения не превышала 0,2 допуска на контролируемый параметр. Измерение биения торцов выполнялось на оправках с малой конусностью (1:100) при трех установках детали на оправку. В качестве характеристики биения E_T данного торца принималось

Показатель взаимосвязи	$D_{ср.зен} = f(D_{ср.заг})$	$D_{ср.свер} = f(D_{ср.заг})$	$D_{ср.прот} = f(D_{ср.свер}) = f(D_{ср.зен})$	$D_{ср.чист.прот} = f(D_{ср.чер.прот})$	$O_{в свер} = f(O_{в заг})$
\bar{x}/\bar{y}	0,96...0,92	0,88...0,96	0,86...0,98	0,98...0,99	1,7...1,9
r_{xy}	0,49...0,74	0,49...0,81	0,36...0,63	0,33...0,55	0,28...0,59
t_r	4,8...11,9	4,8...10,4	4,7...9,5	4,5...7,3	2,9...6,5
b	0,22...0,39	0,22...0,53	0,18...0,3	0,12...0,35	0,16...0,42
t_b	5...7,9	5...6,3	4...6,1	3,5...5,4	2,8...4,1
$\epsilon_{ср}$	0,1...0,25	0,21...0,27	0,42...1,3	0,45...2,3	0,31...3,7
F	0,43...0,76	0,4...0,85	0,68...0,86	0,75...0,9	0,76...1
A	44,2...62,3	46,3...73,4	51,3...73,5	52,6...76,8	64,3...88,5
B	55,8...37,7	53,7...26,6	48,7...26,5	47,5...23,2	35,7...11,5

среднее арифметическое измеренных значений, непараллельности торцов E_l – среднее арифметическое разностей значений E_T .

Обработка полученных результатов производилась с помощью ЭВМ. В табл. 1 и 2 приведены предельные изменения точности отверстий и торцов цилиндрических зубчатых колес до и после различных операций их обработки. Приняты следующие обозначения: D_{cp} , $Oв$, $Кон$ – средний диаметр, овальность и конусность отверстия; заг – заготовка; зен – зенкерование; свер – сверление; прот, чер. прот, чист. прот – однократное, черновое и чистовое протягивание; \bar{x} , \bar{y} – средние значения измеряемого параметра точности до и после данной операции; r_{xy} – коэффициент парной корреляции; b – коэффициент в уравнении регрессии $\bar{y} = b\bar{x} + a$, характеризует долю \bar{x} , перенесенную на \bar{y} ; t_r , t_b – критерии Стьюдента достоверности значений r_{xy} и b , при $t \geq \geq 2,6$ достоверность оцениваемых значений гарантируется с вероятностью $P \geq \geq \Phi(t) \geq 0,990$; ϵ_{cp} – средняя относительная ошибка уравнения связи y с x (в процентах), F – критерий Фишера адекватности уравнения регрессии (если $F \leq F_{1-a; m_1; m_2}$, то с вероятностью $1 - a$ можно считать, что уравнение регрессии адекватно описывает изучаемый процесс), при $a = 0,05, n = 50, k = = 1$ ($m_1 = 50, m_2 = 48$, где m_1 и m_2 – числа степеней свободы) $F_{0,95; 50; 48} = = 1,61$; A и B – доли дисперсии σ_y^2 (в процентах), причем A характеризует ее часть, возникшую на данной операции, а B – унаследованную от предыдущей.

Анализ приведенных результатов позволяет сделать следующие выводы.

1. Точность размеров отверстий цилиндрических зубчатых колес после каждой из рассмотренных операций (сверления, зенкерования, чернового и чистового протягивания) достаточно тесно связана с соответствующими исход-

Т а б л и ц а 1

$Oв_{зен} =$ $= f(Oв_{заг})$	$Oв_{прот} = "$ $= f(Oв_{свер}) =$ $= f(Oв_{зен})$	$Oв_{чист.прот} =$ $= f(Oв_{чер.прот})$	$Кон_{прот} =$ $= f(Кон_{зен})$	$Кон_{чист.прот} =$ $= f(Кон_{чер.прот})$
1,9...2,2	3,5...8,6	1,1...2,1	3,6...5,5	1,1...1,9
0,24...0,61	0,18...0,32	0,16...0,25	0,16...0,33	0,12...0,24
2,7...6,7	1,3...2,6	1,2...1,9	1,2...2,7	0,9...1,7
0,18...0,32	0,03...0,12	0,1...0,18	0,05...0,14	0,05...0,19
2,9...3,8	1,1...2,1	1,2...2,3	0,9...2,1	0,9...2,2
2,57...7,16	10,9...34,6	12,1...25,9	18,5...45,4	17,2...38,9
0,83...0,97	0,96...1,02	0,96...0,99	0,89...1,09	0,9...1,02
65,2...90,3	68,3...91,5	87,2...95,9	71,4...83,3	80,6...95,3
34,8...9,7	31,7...8,5	12,8...4,1	28,6...16,7	19,4...4,7

Показатель взаимосвязи	$E_{\text{т.чист.точ}} = f(E_{\text{т.чер.точ}})$	$E_{\text{л.чист.точ}} = f(E_{\text{л.чер.точ}})$
\bar{x}/\bar{y}	1,9 ... 6,7	1,5 ... 3,7
r_{xy}	0,35 ... 0,89	0,25 ... 0,68
t_r	2,9 ... 29,4	2,1 ... 5,3
b	0,27 ... 0,82	0,15 ... 0,47
t_b	2,7 ... 13,6	2 ... 4,8
$\epsilon_{\text{ср}}$	3,9 ... 12,3	4,5 ... 15,7
F	0,19 ... 0,62	0,71 ... 0,91
A	21,3 ... 52,7	37,2 ... 74,4
B	47,3 ... 78,7	25,6 ... 62,8

ными значениями ($r_{xy} = 0,33...0,81$; $B = 23,2...55,8$ %), причем эта зависимость носит линейный характер ($\epsilon_{\text{ср}} = 0,1...2,3$ %, $F = 0,4...0,9$). Поэтому уменьшение разброса значений размеров отверстий после указанных операций может быть достигнуто как за счет совершенствования самих операций ($A = 44,2...76,8$ %), так и за счет обеспечения рациональных допусков на размер отверстия на предшествующих операциях.

2. Погрешности формы отверстий существенно зависят от исходных значений при черновых операциях сверления и зенкерования ($r_{xy} = 0,24...0,61$, $B = 9,7...35,7$ %) и мало зависят от них при чистовых операциях чернового и чистового протягивания ($r_{xy} = 0,16...0,32$, $B = 4,1...31,7$ %). Причем для черновых операций полином первой степени описывает зависимость между погрешностями формы отверстий и исходными значениями ($\epsilon_{\text{ср}} = 0,31...7,16$ %, $F = 0,76...1$). Точность формы отверстий после операций сверления и зенкерования тесно связана с точностью формы отверстия в заготовке. Точность формы отверстий после протягивания определяется в основном самой операцией протягивания ($A = 68,3...95,9$ %).

3. Биение и непараллельность торцов венцов цилиндрических зубчатых колес после чистового точения тесно связаны с исходными значениями этих параметров ($r_{xy} = 0,25...0,89$, $B = 25,6...78,9$ %). Зависимость имеет линейный характер ($\epsilon_{\text{ср}} = 3,9...15,7$ %, $F = 0,19...0,91$). Для повышения точности указанных параметров наряду с совершенствованием операции чистовой подрезки торцов ($A = 21,3...74,4$ %) необходимо обеспечить рациональные значения этих параметров после черновой подрезки торцов.

В.Н.ЧАЧИН, д-р техн.наук,
М.А.КАРДАПОЛОВА,
Н.В.СПИРИДОНОВ, канд.техн.наук
(БПИ)

ФОРМИРОВАНИЕ СВОЙСТВ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ ПРИ ОПЛАВЛЕНИИ ЛУЧОМ ЛАЗЕРА

Использование лазерного луча для оплавления самофлюсующихся сплавов с легирующими карбидными добавками позволяет избежать ряда недостатков, присущих оплавлению газовой горелкой, в частности неравномерности распределения карбидной фазы по сечению слоя и вследствие этого неравномерности дюрOMETрических и триботехнических характеристик. Кроме того, появляется возможность широкого регулирования скоростей нагрева и охлаждения в процессе оплавления, что позволяет в известных пределах управлять характером структуры покрытия и тем самым его физико-механическими и эксплуатационными характеристиками.

Исследованием микроструктуры покрытий сплава ПГ-СРЗ с добавками карбидов вольфрама, бора и хрома, оплавленных лучом лазера непрерывного действия мощностью 800 Вт, установлено, что добавки приводят к увеличению упрочняющей фазы и, кроме того, дополнительно легируют твердый раствор. Гранулометрический состав оказывает значительное влияние на состав и морфологию упрочняющей фазы. При оплавлении сплава с карбидными добавками грануляцией выше 100 мкм происходит только частичное их растворение. При этом характерно равномерное распределение карбидных добавок в оплавленной зоне (рис. 1). Оплавление покрытий сплава с добавками меньшей грануляции приводит к полной их перекристаллизации (рис. 2).

При режимах с относительно небольшими плотностями мощности и малыми скоростями перемещения луча формируется литая равновесная структура с выделениями дендритов упрочняющей фазы с осями 2-го и 3-го порядка. Такой характер структуры объясняется полным растворением первичных кристаллов в перегретом растворе и вторичной их кристаллизацией при небольших скоростях охлаждения.

Увеличение плотности мощности излучения и скорости перемещения луча способствует повышению скорости охлаждения ванны расплава, что приводит к образованию дендритов с меньшим межосевым расстоянием.

При самых жестких режимах формируется метастабильная структура, практически без выделения избыточных фаз. Для таких структур характерно наличие пересыщенного твердого раствора на основе никеля, на что указывает уширение линии никеля на рентгенограмме, и эвтектики $\gamma + \text{Ni}_3\text{V}$.

Если расплав находится относительно длительное время в перегретом состоянии, складываются условия для проплавления подложки, что снижает

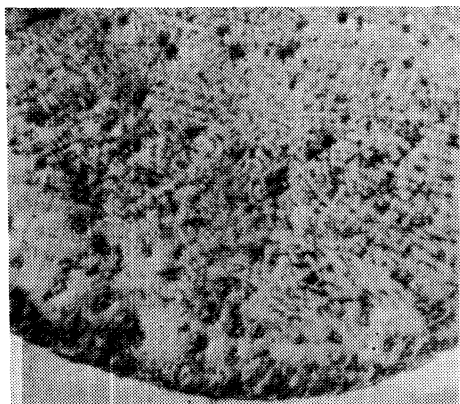


Рис. 1. Структура покрытий из сплава ПГ-СРЗ с добавками 30 % V_4C грануляцией выше 100 мкм после лазерного оплавления ($\times 80$)

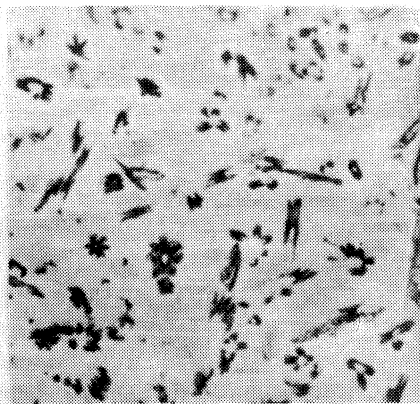


Рис. 2. Структура покрытий из сплава ПГ-СРЗ с добавками 30 % V_4C грануляцией менее 100 мкм после лазерного оплавления ($\times 100$)

диаметрические характеристики покрытия в зависимости от коэффициента перемещения и повышает прочность сцепления покрытия с подложкой.

Представляют интерес эксплуатационные свойства оплавленных лазером покрытий. С одной стороны, мелкодисперсный характер получаемой после лазерного оплавления микроструктуры с высокой степенью однородности предполагает повышение эксплуатационных характеристик, в частности износостойкости. При изнашивании слоев такого типа вторичные структуры, образующиеся за счет хемосорбции кислорода и других компонентов, содержащихся в смазывающем веществе, отличаются большей плотностью и однородностью от пассивирующих пленок, образующихся при изнашивании покрытий с более крупнозернистой структурой. С другой стороны, частичное растворение упрочняющей фазы, а также ее возможное выгорание в процессе воздействия интенсивного лазерного излучения могут быть причинами снижения износостойкости.

Исследование износостойкости покрытий проводили на установке торцового трения в среде – масло индустриальное 20. В качестве контртела служила трубка из ВК-8. Линейный износ определяли на профилографе-профилометре 252 по глубине протертой канавки. Как показали исследования, износостойкость сплава ПГ-СРЗ после оплавления лучом лазера и горелкой примерно одинакова. Однако при режимах лазерной обработки с проплавлением материала основы износостойкость несколько уменьшается, что связано со снижением показателей физико-механических свойств покрытия вследствие ожелезнения сплава. Введение 25...35 % карбидных добавок позволяет повысить в 1,4... 1,6 раза износостойкость оплавленного лазерным лучом покрытия с гарантированным проплавлением поверхности по сравнению с покрытием из чистого сплава, оплавленного горелкой.

ПОВЫШЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА

В последнее время в технологии получения износостойких поверхностей большое внимание уделяется порошковым материалам на основе железа. Они несколько не уступают по некоторым свойствам традиционным никелевым и кобальтовым покрытиям. Единственным недостатком является их слабая стойкость к коррозии и сильная окисляемость при напылении и оплавлении. Но самофлюсующиеся железные порошки практически лишены и этого недостатка. Для обоснования применения именно этих материалов была произведена оценка параметров физической адгезии, возникающей при напылении.

В качестве критерия, характеризующего прочностные свойства соединения адгезив—подложка, была выбрана энергия связи E_{CB} атомов газотермического покрытия и основы. В результате вычисления E_{CB} составлен ряд энергоактивности металлов при взаимодействии с железной подложкой: Ni, Fe, Co, W, Mo, Cu, Mn, V, Ti, Cr, Al, Mg.

Чем левее стоит элемент в этом ряду, тем прочнее его связь с железом. Таким образом, оптимальными с точки зрения прочности сцепления при газотермическом напылении и последующем оплавлении являются покрытия на основе Ni, Co, Fe. Учитывая дефицитность и относительно высокую стоимость никеля и кобальта, вполне целесообразно применять порошковые материалы на основе железа.

Исследование некоторых свойств железных покрытий после оплавления лазерным лучом мощностью 800 Вт с длиной волны 10,6 мкм показывает, что такие покрытия не уступают по физико-механическим и эксплуатационным свойствам традиционным никелевым типа ПГ-СР2...4. Так, например, прочность сцепления оплавленного покрытия ПЖ-53 составляет 290 МПа.

Исследования производились на порошковых материалах ПЖ-34, ПЖ-32, ПЖ-53 ленинградского завода "Большевик", состав которых (в процентах по массе) приведен в табл. 1.

Нанесение покрытия производилось на установке плазменного напыления швейцарской фирмы "Plasma Technik AG" при следующих режимах напыления: сила тока — 350 А, напряжение — 45 В, расход плазмообразующего газа (аргона) — 55 л/мин, расход воды — 18 л/мин, дистанция напыления — 18 мм.

Т а б л и ц а 1

Порошок	С	В	Si	Mn	V	Cr	Cu	Al
ПЖ-34	1,1	4,6	1	—	2,45	4,63	0,41	—
ПЖ-52	1,14	4,5	—	3,2	1	4,4	—	0,86
ПЖ-53	1,3	5,7	—	3,3	0,99	4,8	0,81	—

В качестве критерия оптимизации для выбора режимов был взят коэффициент использования порошка, так как прочность сцепления обеспечивалась при дальнейшем оплавлении на лазерной установке "Кардамон". Коэффициент использования порошка ПЖ-34 оказался почти в два раза меньше, чем у двух других порошков. Значит, марганец способствует повышению производительности напыления. Видимо, он, являясь хорошим раскислителем и обладая достаточной вязкостью, выступает в роли припоя.

Твердость оплавленных покрытий исследовалась на приборе ТК-2. Результаты измерений приведены ниже.

Твердость железных покрытий (HRC_p) при различных режимах оплавления — скорости сканирования луча v (мм/мин) и диаметре пятна d (мм):

v	65	125	200	315	400	63	125	200	315
d	3,3	2,8	2,5	2,45	2,4	3,8	3,6	3,5	2,9
ПЖ-53	42	50	57	58	53	60	65...70	60	60
v	65	125	200	315	400	63	125	200	315
d	4	3,8	3,2		2,5	4,1	3,8	3,7	3,7
ПЖ-52	52	57	55	54	50	59	61	67	66
v	65	125	200	315	400	63	100	250	
d	2,6	2,4	2,35	2,3	2,5	3,3	2,2	1,7	
ПЖ-34	51	52	54	56	50	55	57	52	

Таким образом, твердость покрытий из порошков ПЖ-52 и ПЖ-53 выше, несмотря на то, что в порошке ПЖ-34 больше карбидо- и борообразующих элементов ванадия и хрома. Это можно объяснить тем, что твердость покрытия во многом зависит от однородности материала. Она резко падает при наличии инородных включений типа окислов металлов, которые не обладают достаточной прочностью.

В порошке ПЖ-34 только 6,7 % флюсующихся (В, Si) и раскисляющих (С, Mn, Al) элементов, в то время как в ПЖ-52 содержится 9,7 %, а в ПЖ-53 10,3 % таких добавок. Следовательно, для достижения высокой твердости, а значит, и износостойкости покрытия необходима концентрация раскисляющих элементов около 10 %.

При оплавлении этих покрытий газовой горелкой удовлетворительные результаты были получены только на ПЖ-34 (50...52 HRC_p) в силу того, что наличие кремния дает хорошую текучесть.

Исследование оплавленных покрытий на разработанной установке торцового трения показало, что износостойкость поверхности находится в прямой зависимости от твердости. В качестве оптимальных режимов оплавления для достижения наибольшей износостойкости рекомендованы для ПЖ-53 $v = 125$ мм/мин при $d = 3,6$ мм, для ПЖ-52 $v = 200$ мм/мин при $d = 3,5$ мм, для ПЖ-34 $v = 125$ мм/мин при $d = 2,2$ мм.

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА НАПРАВЛЯЮЩИХ СО СПЕЦИАЛЬНЫМИ СВОЙСТВАМИ НАНЕСЕНИЕМ УПРОЧНЯЮЩИХ ПОКРЫТИЙ

Была предпринята попытка обеспечить выполнение высоких эксплуатационных и специальных требований при изготовлении направляющих качения путем нанесения на их рабочие поверхности упрочняющих покрытий из самофлюсующегося твердого сплава, обладающего высокой коррозионной стойкостью, теплостойкостью, твердостью и контактной жесткостью.

При исследовании износостойкости покрытий из сплавов ПГ-СР3 и ПГ-СР4 при трении скольжения (давление 5 МПа, скорость скольжения 2,5 м/с) было установлено уменьшение износа соответственно в 3,5 и 6 раз по сравнению с неупрочненной сталью 12Х18Н10Т.

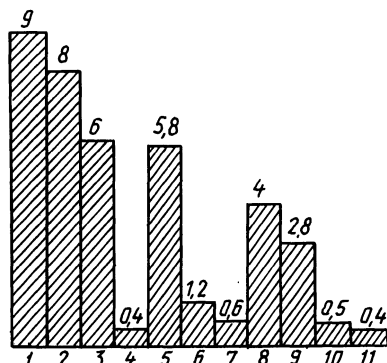
Результаты исследования намагниченности образцов из стали 12Х18Н10Т после нанесения упрочняющих покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов показывают (рис. 1), что упрочнение позволяет получить материал аустенитной структуры. Это связано с тем, что температура нагрева упрочненного образца при оплавлении покрытия (порядка 1050 °С) соответствует температуре закалки стали 12Х18Н10Т, дающей аустенитную структуру. Таким образом, применение данного метода упрочнения позволяет исключить операцию термической обработки в вакууме для осуществления $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращения в материале детали после механической обработки.

Нанесение покрытий и последующая механическая обработка обеспечивают значительное улучшение качественных показателей рабочих поверхностей упрочненных направляющих: твердости, шероховатости, контактной жесткости, точности. Показатели качества упрочненных и неупрочненных деталей приведены в табл. 4.

В результате исследования тепло- и коррозионной стойкости самофлюсующихся сплавов обнаружено, что их износостойкость в условиях повышенных температур (до 800 °С) в 5 ... 50 раз выше износостойкости азотированных сталей и чугунов. Как показала эксплуатация упрочненных деталей в вакуу-

Рис. 1. Намагниченность (мкВб) образцов из аустенитной стали 12Х18Н10Т после упрочнения и обработки различными методами:

1 – борирование; 2 – азотирование; 3 – обработка холодом; 4 – отжиг в вакууме при температуре 1200 °С; 5, 6, 7 – пластическое деформирование с обжатием 22, 15 и 17 % соответственно; 8, 9 – шлифование и фрезерование неупрочненных образцов; 10 – без дополнительной обработки; 11 – нанесение самофлюсующихся твердых сплавов типа ПГ-СР после предварительной механической обработки



ме, нанесение покрытий не приводит к заметному увеличению газовой выделению при откачке и в процессе работы оборудования. Поэтому можно утверждать, что нанесение на аустенитную сталь покрытий из самофлюсующихся сплавов обеспечит немагнитность, высокие износо-, тепло- и коррозионную стойкость и вакуумную плотность упрочненных деталей.

Однако для промышленного внедрения покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов с целью упрочнения рабочих поверхностей направляющих качения со специальными свойствами необходимо выявить основные закономерности процесса изнашивания сплавов при воздействии сосредоточенной знакопеременной нагрузки.

Т а б л и ц а 1

Показатели качества	Параметр шероховатости Ra , мкм	Твердость	Неплоскостность, мкм	Непрямолинейность, мкм	Намагниченность, мкВб	Контактная жесткость (в относительных единицах)	Остаточные напряжения
До упрочнения	0,07...0,1	1500...1550 НВ	5...10	5...10	4	1	Растягивающие
После упрочнения	0,04...0,06	56...58 HRC ₃	Менее 2	Менее 2	0,4	1,5...3	Сжимающие

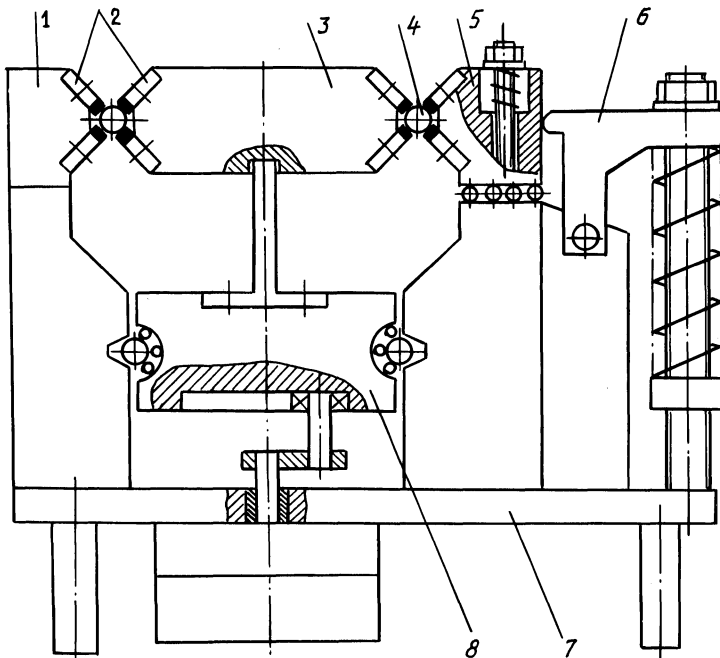


Рис. 2. Схема испытательного стенда для исследования износостойкости образцов с покрытием при трении качения

Исследование износостойкости проводилось на специально сконструированном стенде (рис. 2). Образцы 2 с покрытием крепились на неподвижной 1 и подвижной 5 направляющих и каретке 3. Направляющие устанавливались на основании 7. На нем также размещался привод возвратно-поступательного движения 8, связанный с кареткой 3. Между направляющими и кареткой устанавливались тела качения 4. Подвижная направляющая 5 связана с пружинно-рычажным механизмом нагружения 6.

На основании априорной информации установлено, что на износ покрытий влияют усилие предварительного натяга P , процентное содержание легирующих элементов в материале покрытия Π и диаметр тел качения D . Выполнение планируемого эксперимента по методу Бокса—Бенкена позволило получить следующую зависимость износа покрытий $У$ от указанных факторов:

$$У = -762,8 + 42,9D + 3,7P + 62,8\Pi - 0,4P\Pi - 2,7D^2 + 0,061P^2 - 1,5\Pi^2.$$

Таким образом, основное влияние на износ покрытий оказывают усилие нагружения и процентное содержание легирующих элементов.

При минимальном значении P (рис. 3) высокую износостойкость имеют покрытия с Π , равным 20,4 и 15,5%. При увеличении P до 40 Н износ покрытия с $\Pi = 15,5\%$ резко возрастает, а с $\Pi = 20,4\%$ изменяется незначительно. С увеличением P до 55 Н износ покрытий при $\Pi = 15,5\text{...}20,4\%$ интенсивно возрастает. Это связано, вероятно, с тем, что при минимальном P покрытия с $\Pi = 15,5\%$ лучше противостоят воздействию знакопеременной нагрузки, поскольку основа их содержит меньше легирующих элементов и более пластична. Поэтому она в меньшей степени подвержена усталостному разрушению. С увеличением нагрузки происходит пластическое деформирование относительно "мягкой" основы ($\Pi = 15,5\%$).

Отсутствие значительного повышения износа покрытия с $\Pi = 20,4\%$ при увеличении нагрузки до 40 Н свидетельствует о том, что в диапазоне нагрузок 23...40 Н не происходит заметного усталостного изнашивания поверхностного слоя покрытия. Изнашивание покрытий становится интенсивным при увеличении нагрузки сверх критической, зависящей в основном от процентного содержания легирующих элементов в материале покрытия.

Таким образом, покрытия из самофлюсующихся твердых сплавов целесообразно применять для упрочнения деталей со специальными свойствами. Нанесение упрочняющих покрытий и их последующая механическая обработка существенно повышают качество рабочих поверхностей упрочненных деталей и их износостойкость.

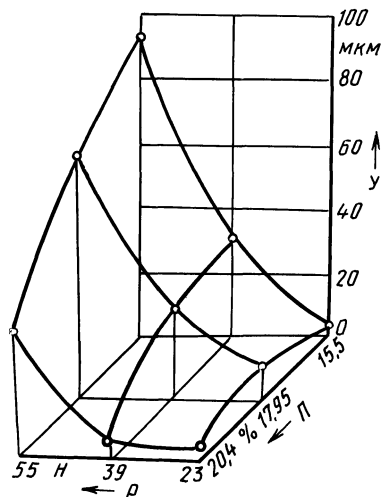


Рис. 3. Износ покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов при трении качения (диаметр тел качения 10 мм) в зависимости от P и Π

В.В.КУЛЕШОВ, Г.В.ТИЛИГУЗОВ,
канд.техн.наук (ИНДМАШ
АН БССР), Е.С.ЯЦУРА,
канд.техн.наук (БПИ)

**ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ ТОЧНОСТИ ШПИНДЕЛЬНЫХ
УЗЛОВ ДЛЯ СКОРОСТНОГО ШЛИФОВАНИЯ**

В процессе создания различных моделей бесцентровошлифовальных станков гаммы "Е", обеспечивающих скорость резания до 60 м/с, возник ряд принципиально новых требований к шпиндельным узлам, которые в станках гаммы "М" выполнялись на базе подшипниковых опор типа ЛОН-34 для условий обработки на скоростях резания до 35 м/с.

Для шпиндельного узла на гидродинамических опорах с расчетной схемой, приведенной на рис. 1, решалась трехкоординатная пространственная задача. Вал шпинделя рассматривался в виде двухконсольной балки на упругих опорах с вязким демпфированием, распределенными и сосредоточенными массами, нагруженной внешними нагрузками и силами инерции вращающихся масс. В модели учтено количество и пространственное расположение опорных сегментов, а также силы, обусловленные упругостью стыков между валом и каждым сегментом. В качестве расчетных величин, характеризующих точность вращения шпинделя, приняты амплитуды x и y колебаний центрирующей шейки шпинделя в двух координатах (точка O_1 на рис. 1). Изгиб консолей вала в модели не учитывался, так как в реальных шпиндельных узлах он незначителен по сравнению с межопорным изгибом.

Все силы, действующие на вал шпинделя, приведены к точкам B_1 , B_2 и описываются в двух координатных плоскостях следующими уравнениями:

$$\begin{aligned} \Phi_{1x} = & (m_1 a + m_{01} \frac{k_1}{2}) \ddot{x}' - (m_1 + m_{01}) \ddot{x} - \frac{k_1}{2} m_{01} \omega^2 x' - \\ & - \frac{3}{2} h \dot{x} - \frac{3}{2} Cx + m_1 \omega^2 e \cos(\omega t) + m_1 g; \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \Phi_{1y} = & (m_1 a + m_{01} \frac{k_1}{2}) \ddot{y}' - (m_1 + m_{01}) \ddot{y} - \frac{k_1}{2} m_{01} \omega^2 y' - \\ & - \frac{3}{2} h \dot{y} - \frac{3}{2} Cy + a_1 \cos(\omega_1 t) + b_1 \sin(\omega t) + m_1 \omega^2 e \sin(\omega t); \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \Phi_{2x} = & -(m_2 d + m_{02} \frac{k_2}{2}) \ddot{x}'(\xi, t) - (m_2 + m_{02}) \ddot{x}(\xi, t) + \\ & + \frac{k_2}{2} m_{02} \omega^2 x'(\xi, t) + a_2 \cos(\omega_2 t) + b_2 \sin(\omega_2 t) + m_2 g - \\ & - \frac{3}{2} Cx - \frac{3}{2} h \dot{x}; \end{aligned} \quad (3)$$

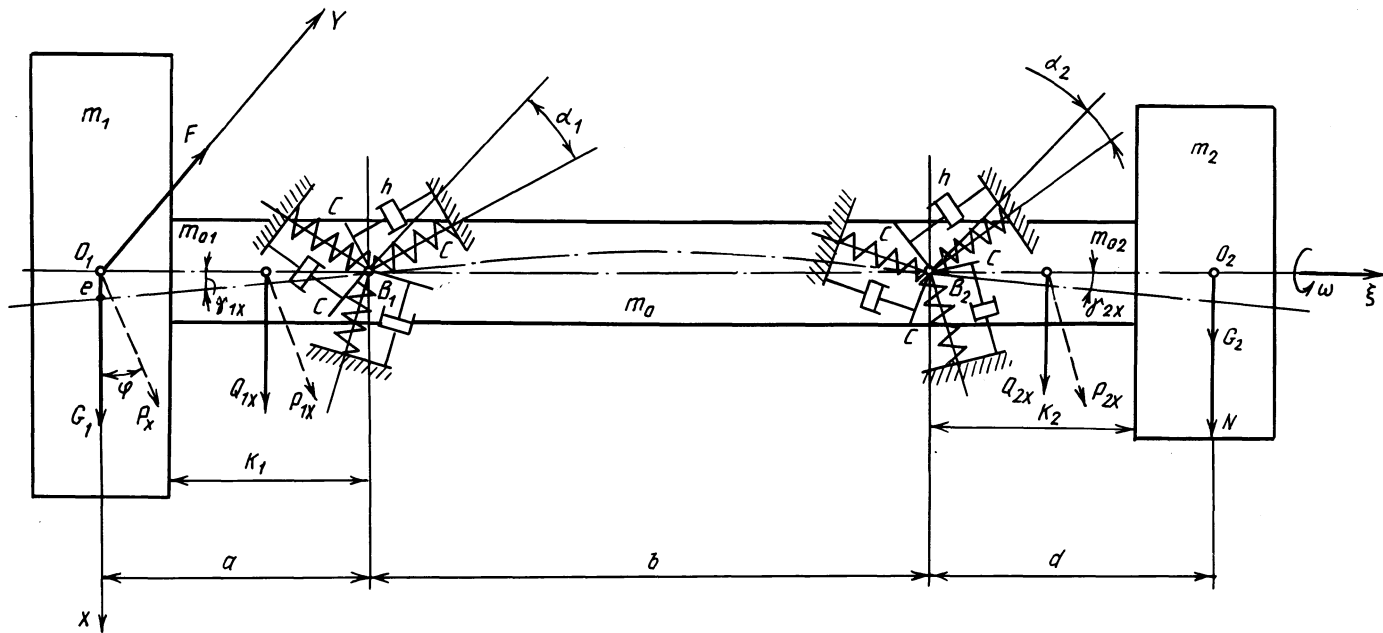


Рис. 1. Расчетная схема шпиндельного узла:

e — эксцентриситет круга; a, b, d, k_1, k_2 — длины отдельных участков вала; $m_0, m_1, m_{01}, m_2, m_{02}$ — массы участков шпинделя; γ_{1x}, γ_{2x} — углы изгиба оси вала; φ — угол наклона вектора силы дисбаланса к оси OX ; α_1, α_2 — углы между осью OY и первым сегментом подшипника соответственно в передней и задней опорах; C, h — обобщенные коэффициенты жесткости и демпфирования сегмента подшипника; G_1, G_2 — вес шлифовального круга и шкива; $P_x, P_y, P_{1x}, P_{1y}, P_{2x}, P_{2y}$ — центробежные силы, вызванные дисбалансом соответствующих частей шпинделя вдоль осей OX и OY ; $R_{1x}, R_{1y}, R_{2x}, R_{2y}, Q_{1x}, Q_{1y}, Q_{2x}, Q_{2y}$ — силы инерции частей шпинделя вдоль осей OX и OY ; F — нагрузка; N — натяжение ремня; ω — угловая скорость

$$\begin{aligned} \Phi_{2y} = & -(m_2 d + m_{02} \frac{k_2}{2}) \ddot{y}'(\xi, t) - (m_2 + m_{02}) \dot{y}'(\xi, t) + \\ & + \frac{k_2}{2} m_{02} \omega^2 y'(\xi, t) - \frac{3}{2} C y - \frac{3}{2} h \dot{y}. \end{aligned} \quad (4)$$

В таком виде задача сводится к рассмотрению шарнирно закрепленного на концах упругого вала $B_1 - B_2$ с действующими в опорах силами, представленными в виде выражений (1)...(4). Колебания такого вала в двух плоскостях могут быть описаны уравнениями упругой линии в частных производных [4]:

$$\frac{\partial^4 x(\xi, t)}{\partial \xi^4} + \frac{m_0}{bEI} \frac{\partial^2 x(\xi, t)}{\partial t^2} = 0; \quad (5)$$

$$\frac{\partial^4 y(\xi, t)}{\partial \xi^4} + \frac{m_0}{bEI} \frac{\partial^2 y(\xi, t)}{\partial t^2} = 0, \quad (6)$$

где $x(\xi, t)$, $y(\xi, t)$ – функции, описывающие линию прогиба вала соответственно в плоскостях $\xi O_1 X$, $\xi O_1 Y$; E – модуль упругости материала вала; I – момент инерции поперечного сечения вала.

С учетом условий закрепления концов вала граничные условия имеют следующее выражение:

при $\xi = 0$

$$EI \frac{\partial^3 x(0, t)}{\partial \xi^3} = \Phi_{1x}; \quad EI \frac{\partial^3 y(0, t)}{\partial \xi^3} = \Phi_{1y}; \quad (7)$$

$$EI \frac{\partial^2 x(0, t)}{\partial \xi^2} = M_{1x}; \quad EI \frac{\partial^2 y(0, t)}{\partial \xi^2} = M_{1y}; \quad (8)$$

при $\xi = b' = a + b$

$$EI \frac{\partial^3 x(b', t)}{\partial \xi^3} = \Phi_{2x}; \quad EI \frac{\partial^3 y(b', t)}{\partial \xi^3} = \Phi_{2y}; \quad (9)$$

$$EI \frac{\partial^2 x(b', t)}{\partial \xi^2} = M_{2x}; \quad EI \frac{\partial^2 y(b', t)}{\partial \xi^2} = M_{2y}, \quad (10)$$

где M_{1x} , M_{1y} , M_{2x} , M_{2y} – операторы приведенных моментов в точках B_1 и B_2 .

Решение уравнений (5), (6) в разработанной модели производится по отдельным составляющим:

$$x = x_1 + x_2 + x_3; \quad y = y_1 + y_2.$$

Значения этих отдельных составляющих, например в плоскости $\xi O_1 X$, определяются по выражениям:

$$\begin{aligned} x_1 = & [C_1 e^{P\xi} + C_2 e^{-P\xi} + C_3 \cos(P\xi) + C_4 \sin(P\xi)] \cos(\omega t) + \\ & + [C_5 e^{P\xi} + C_6 e^{-P\xi} + C_7 \cos(P\xi) + C_8 \sin(P\xi)] \sin(\omega t); \end{aligned}$$

$$x_2 = [C_1 e^{P_2 \xi} + C_2 e^{-P_2 \xi} + C_3 \cos(P_2 \xi) + C_4 \sin(P_2 \xi)] \cos(\omega t) + \\ + [C_5 e^{P_2 \xi} + C_6 e^{-P_2 \xi} + C_7 \cos(P_2 \xi) + C_8 \sin(P_2 \xi)] \sin(\omega t);$$

$$x_3 = C_0 + C_1 \xi + C_2 \xi^2 + C_3 \xi^3,$$

где C_1, \dots, C_8 – константы, определяемые из граничных условий (7) ... (10).

Перемещения точки O_1 вала шпинделя по двум координатам рассчитываются с учетом длины консоли:

$$x_{01} = x(0, t) - ax'(0, t); \quad y_{01} = y(0, t) - ay'(0, t).$$

Построенная математическая модель реализована на ЭВМ ЕС-1020 применительно к рабочим характеристикам и конструктивным параметрам шпиндельного узла шлифовального круга бесцентровошлифовального станка мод. 3М184 для скорости резания 60 м/с. Расчетные траектории оси шпинделя приведены на рис. 2 [2]. По степени влияния на точность вращения шпинделя факторы, определяющие виброустойчивость узлов, располагаются следующим образом: частота вращения, изгиб вала шпинделя, дисбаланс вращающихся масс и жесткость опор.

На основании полученных в процессе моделирования на ЭВМ данных разработаны практические рекомендации для проектирования шпиндельных узлов перспективных станков со скоростями резания до 100 м/с.

Одна из предложенных рекомендаций заключается в устранении изгиба вала шпинделя, вызываемого усилением натяжения ременной передачи. Схема разработанного устройства приведена на рис. 3.

Изгибные колебания устраняются следующим образом. За счет разности давлений в полостях гидроцилиндра 7, настраиваемых при помощи напорных клапанов 17 и 18, создается усилие натяжения дополнительной ременной пере-

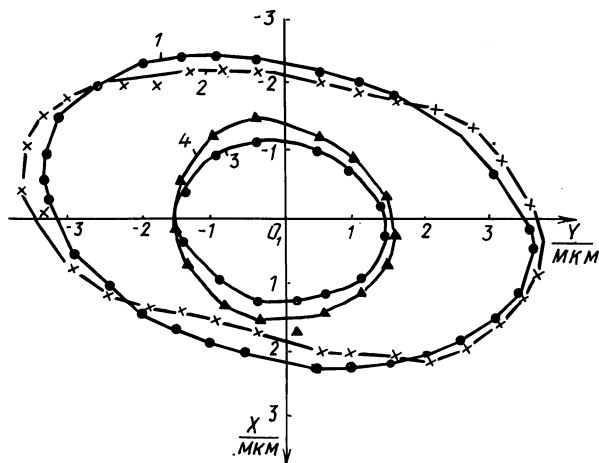


Рис. 2. Траектории оси шпинделя:
1 – расчетная; 2 – экспериментальная; 3 – расчетная при $N = 0$; 4 – экспериментальная при использовании устройства разгрузки

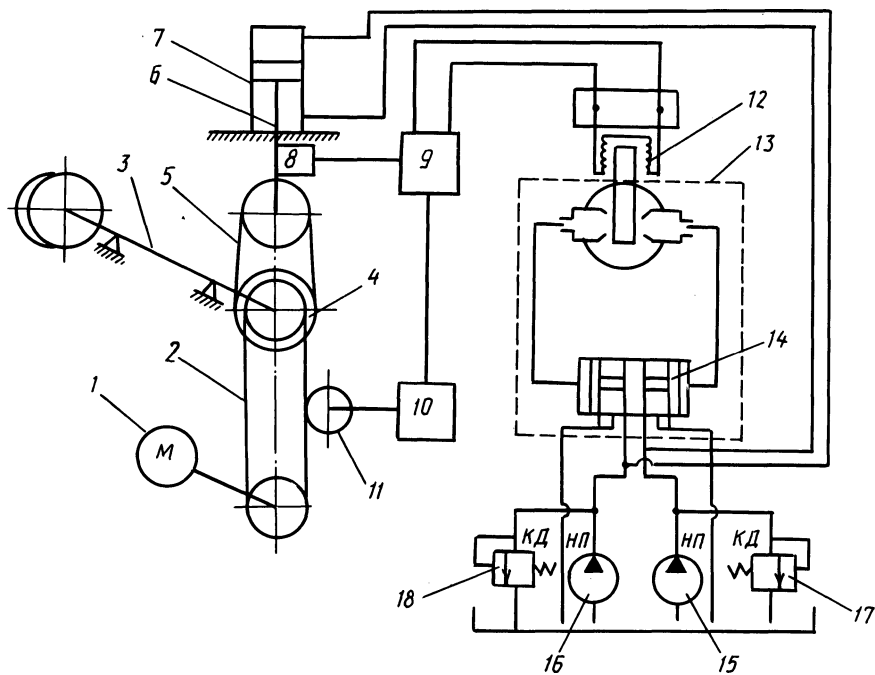


Рис. 3. Гидрокинематическая схема устройства для разгрузки шпинделя:
 1 – электродвигатель; 2, 5 – ременные передачи; 3 – шпиндель; 4 – шкив; 6 – шток поршня; 7 – гидроцилиндр; 8, 10 – силоизмерительные датчики ДСТ-1; 9 – анализатор; 11 – натяжной ролик; 12 – катушка управления; 13 – электрогидравлический усилитель УЭГ.С-40; 14 – следящий золотник; 15, 16 – гидронасосы Г12-2; 17, 18 – напорные клапаны ПБГ 54-24

дачи 5, равное и противоположное по направлению усилию натяжения ременной передачи 2. При работе из-за воздействия различных возмущающих факторов возникают колебания натяжения ременной передачи 2.

Эти колебания через ролик 11 регистрируются датчиком 10 и в виде электрических сигналов подаются на второй вход анализатора 9. На его первый вход поступают электрические сигналы от датчика 8, регистрирующего натяжения ременной передачи 5. При возникновении рассогласования в сигналах анализатор 9 выдает сигнал на систему управления 12 электрогидравлического усилителя 13. Происходит смещение следящего золотника 14, и соответствующим образом изменяется давление в полостях гидроцилиндра 7, за счет чего корректируется усилие натяжения ременной передачи 5.

Сравнительные испытания шпиндельного узла на стендовом оборудовании при скорости резания 60 м/с показали, что устройство разгрузки ременной передачи обеспечивает повышение точности вращения оси шпинделя в 2... 2,5 раза (см. рис. 2, кривые 3 и 4). Незначительное расхождение формы расчетной и экспериментальной траекторий вызвано погрешностью измерений усилия натяжения ременной передачи 2, а также погрешностью обработки в анализаторе 9 электрических сигналов, поступающих от датчиков 7 и 10.

ЛИТЕРАТУРА

1. Диментберг Ф.М. Изгибные колебания вращающихся валов. — М., 1959. — 246 с. 2. Мэнли Р. Анализ и обработка записей колебаний. — М., 1972. — 368 с.

УДК 621.9.06:621.833.24

Б.М.РЫВКИН, А.В.БУГАЕВ,
канд.техн.наук, А.Ш.ПРЕЙГЕРЗОН
(МТЗ)

ОЦЕНКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ТОЧНОСТИ СТАНКОВ ДЛЯ НАРЕЗАНИЯ КОНИЧЕСКИХ КОЛЕС С КРУГОВЫМИ ЗУБЬЯМИ

Частотный состав погрешности зубообрабатывающего станка определяется его кинематической схемой (рис. 1), в которую входят конечные передачи люльки и бабки изделия, гитары сменных колес обката и деления, промежуточные пары шестерен. Цепи деления и обкатки связаны между собой дифференциалом, который в зависимости от конструкции станка находится в цепи обкатки постоянно (см. рис. 1) или включается только на время деления. Рассчитанные по уравнению баланса кинематической цепи номера частот погрешности (по отношению к зубцовой), характерные для обработки на различных отечественных станках, приведены в табл. 1.

Можно выделить три характерные группы частот. Две из них связаны с числом обрабатываемых зубьев и числом зубьев производящего колеса. В третьей группе постоянные для конкретного станка частоты спектра зубцовых гармоник. Как видно из таблицы, каждой группе частот соответствует определенный участок, включающий элемент или группу элементов кинематической цепи. Участки 1 и 4 включают соответственно делительную и люлечную пары. Участку 2 соответствуют элементы цепи, находящиеся между входными валами III и VIII (см. рис. 1) гитар обкатки и деления. Поскольку данный участок

Т а б л и ц а 1

Модель станка	Номер участка кинематической цепи станка					
	1	2	3	4	5	6
					внутри интервала	
5С270П	15/z	1	30/z _{ст}	$\frac{30}{z_{ст}}$, 1	1 — 15/z	1 — 30/z _{ст}
5С280П	96/z	4	240/z _{ст}	$\frac{240}{z_{ст}}$, 1	4 — 96/z	4 — 240/z _{ст}
5А27С4	120/z	2,4	150/z _{ст}	$\frac{300}{z_{ст}}$, 1	4 — 120/z	2 — 150/z _{ст}
5С26Б	15/z	2	30/z _{ст}	$\frac{30}{z_{ст}}$, 1	2 — 15/z	2 — 30/z _{ст}

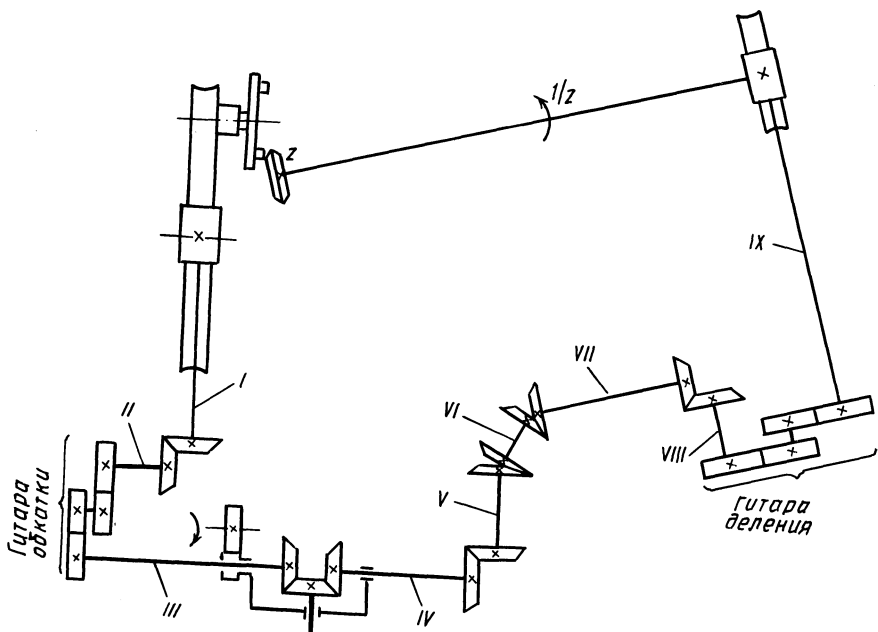


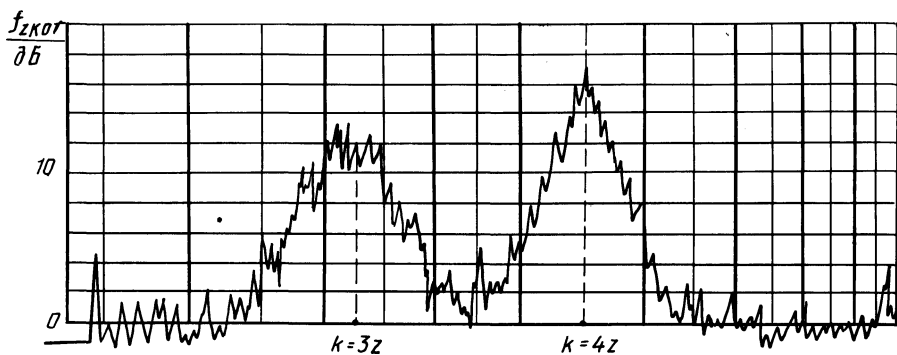
Рис. 1. Кинематическая схема цепи деления – обкатки станка для зубообработки конических колес

содержит наибольшее число элементов, соответствующие ему составляющие спектра погрешности детали имеют максимальную интенсивность. Участок 5 включает шестерни гитары деления, 6 – гитару обкатки. Участку 3 соответствует выходной вал II гитары обкатки.

Рассмотрим возможности экспериментальной оценки технологической точности некоторых станков на примере обработки шестерни с числом зубьев $z_1 = 12$.

Первый пример относится к обработке шестерни на станках мод.5А27С4П ($z_{ст} = 38,2$). Результаты контроля двух пар, шестерни которых обрабатывались на различных станках, представлены на рис. 2, а, б. Там же показаны и отпечатки зон касания, снятые с поверхностей зубьев шестерен. Спектры получены при однопрофильном контроле зацепления рабочих сторон зубьев (вогнутой стороны зуба шестерни и выпуклой – колеса) с использованием спектроанализатора. Исходя из табл. 1, в спектре погрешности должны преобладать 2-я и 4-я гармоники зубцовой частоты. О характерной огранке с четырьмя гранями на поверхности зуба шестерни свидетельствуют и отпечатки зон касания. Однако лишь результаты контроля спектра кинематической погрешности позволили установить, что станок, используемый для нарезания первой шестерни (см. рис. 2, а), дает завышенные почти в 2 раза (ГОСТ 1758–81) значения циклической погрешности $f_{zкор} (k = 4z)$. Это и послужило основанием для переналадки его на нарезание выпуклой (нерабочей) стороны зуба. В данном случае удалось произвести лишь разбраковку станков по точности, так как

a



б

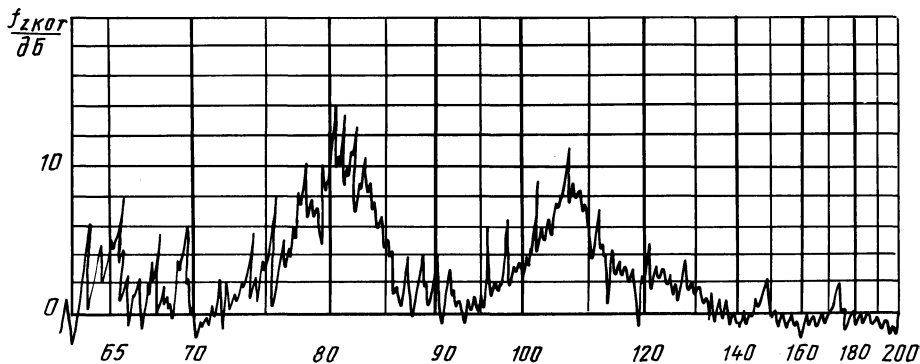
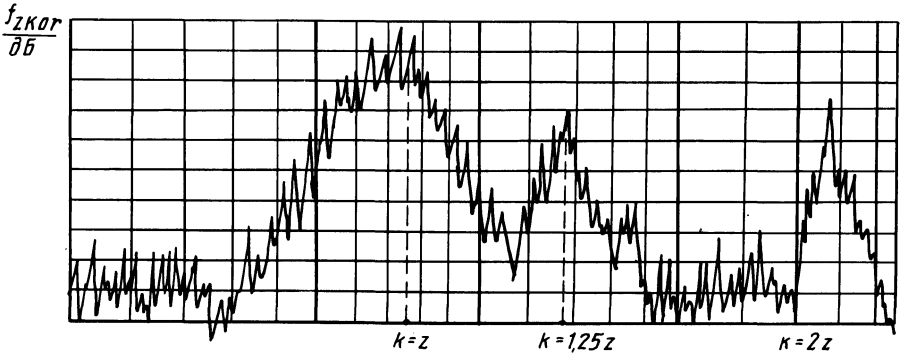


Рис. 2. Спектрограммы кинематической погрешности и зоны касания конических зубчатых пар ($z_1 = 12, z_2 = 41, m_{ге} = 8, \beta_n = 15^\circ$), шестерни которых обрабатывались: *a, б* – на станке мод. 25A27C4П; *в, г* – на станке мод. 5C270П до и после переборки дельтельной пары

8



2

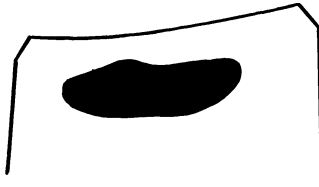
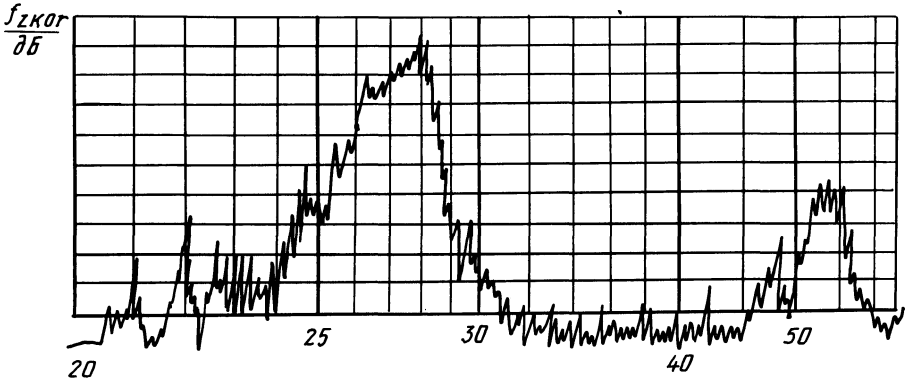


Рис. 2 (окончание)

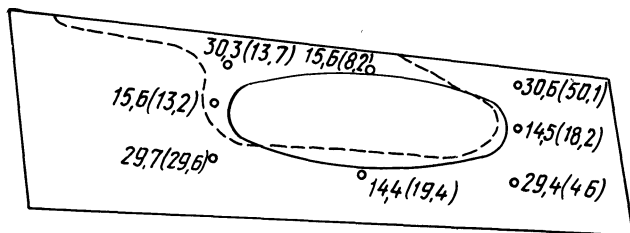


Рис. 3. Исходная зона касания конической зубчатой пары ($z_1 = 12, z_2 = 41, m_{te} = 8, \beta_n = 35^\circ, F_I = 50\%, F_{n,i} = 60\%$) и ее изменения под влиянием погрешности обката зубцовой частоты (математическое моделирование с помощью программы "Волга")

вклад в четвертую зубцовую гармонику вносят элементы цепи станка 2-й и 3-й групп (см. табл. 1).

Второй пример (см. рис. 2, в, г) иллюстрирует контроль точности станка мод. 5С270П. Нарезанные на этом станке детали имели ярко выраженный дефект зоны касания – разрыв по профилю. Была обнаружена значительная амплитуда 15-й гармоники оборотной частоты (см. рис. 2, в, $k = 1,25z$), который соответствует частота вращения ведущей шестерни делительной пары станка (см. табл. 1). Эффективность переборки делительной пары видна из рис. 2, г. Контроль точности станка позволил выявить технологический источник погрешности детали.

Прогнозирование влияния погрешностей на параметры сопряженности передачи рассмотрим применительно к станку мод. 5С270П. Как видно из таблицы, для погрешности станка характерна интенсивная составляющая зубцовой частоты. По паспорту станка ее удвоенная амплитуда не должна превышать $12''$, а фактические ее значения могут даже выходить за установленные пределы. На рис. 3 иллюстрируется результат воздействия предельно допустимых погрешностей станка мод. 5С270П на форму зоны касания, когда сдвиг фаз между указанными погрешностями составляет четверть периода. Исходная эллипсная форма зоны касания (показана сплошной линией) под влиянием погрешностей станка претерпевает существенное изменение (пунктирная линия). Распределение приведенных зазоров (цифры в скобках), характеризующих локализацию контакта, становится неудовлетворительным, появляется тенденция к выходу контакта на кромку. Влияние станка еще ошутимее при больших размерах исходной зоны касания (меньшей локализации). Исправление такой зоны касания вызывает значительные трудности и, как показывают расчеты, очень часто не может быть выполнено на имеющемся оборудовании. В частности, для рассматриваемой пары устранить дефект зоны касания в процессе оптимизации контакта удалось только при наклоне инструментального шпинделя.

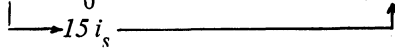
Таким образом, рассмотренный подход к оценке технологической точности оборудования дает возможность не только контролировать техническое состояние станка, но и прогнозировать качество изделий еще на стадии проектирования технологического процесса. Для этого оценка возможностей станка для нарезания конкретной зубчатой пары должна проводиться с учетом искажающего воздействия погрешностей обката зубцовой частоты. Это позволит избежать ошибок при выборе оборудования и повысить качество продукции.

КИНЕМАТИЧЕСКАЯ СТРУКТУРА ЗУБОДОЛБЕЖНЫХ СТАНКОВ,
РАБОТАЮЩИХ БЕЗ ЗАТИРАНИЯ

Эффективный путь для снижения затирания зубьев долбяка — создание новых кинематических структур станков. Ниже предлагаются два таких решения.

В зубодолбежном станке с непрерывно управляемым движением обката его скорость можно разделить на две составляющие — постоянную и переменную и обе составляющие сообщить в цепь обката параллельно. Кинематическая структура станка, соответствующая этому условию, приведена на рис. 1. Формообразующая часть структуры включает следующие кинематические группы: образования формы зуба по длине $\Phi_v (П_1)$, образования профиля зубьев $\Phi_s (B_2 B_3)$, врезания на высоту зуба $Vp (П_4)$ и группу "отскока" долбяка при свободном ходе $Vc (П_5)$.

Группы Φ_v , Vp , Vc — традиционны для зубодолбежных станков. Группа Φ_s — сложная. Ее внутренняя связь $B_2 \rightarrow 1 \rightarrow 2 \rightarrow 3 \rightarrow i_x \rightarrow 4 \rightarrow 5 \rightarrow B_3$ представляет собой цепь обката, кинематически связывающую штоссель 6 долбяка с делительным столом 7. Эта связь содержит орган настройки i_x на траекторию движения $B_2 B_3$. Внешняя связь группы $M \rightarrow i_v \rightarrow 8 \rightarrow 9 \rightarrow 10 \rightarrow i_0 \rightarrow 11 \rightarrow 12 \rightarrow 13 \rightarrow \Sigma \rightarrow 14 \rightarrow 3$ сообщает энергию от электро-



двигателя во внутреннюю связь через звено соединения 3. Внешняя связь имеет две параллельные ветви. Одна из них, содержащая орган настройки, сообщает во внутреннюю связь постоянную составляющую скорости обката (круговой подачи), а вторая, содержащая орган настройки i_0 и кулачковый механизм 11, на кулачке которого "записана" переменная составляющая закона управления обкатом, — переменную составляющую. Обе составляющие складываются суммирующим механизмом Σ , расположенным во внешней связи.

Формирование переменной составляющей скорости обката в отдельной ветви внешней связи группы обката наиболее рационально, так как в этом случае удастся разработать достаточно компактный кулачковый механизм. Введенный во внешнюю связь суммирующий механизм, как показали расчеты, не ухудшает кинематической точности цепи обката (внутренней связи).

При разработке зубодолбежного станка с дискретным рабочим движением обката группа Φ_s должна воспроизводить сложное формообразующее движение $B_2 B_3$ с двумя скоростями — рабочей, обеспечивающей процесс формообразования профиля зубьев нарезаемого колеса при прямом рабочем ходе долбяка, и замедленной, предназначенной для натяжения кинематических передач внутренней связи этой группы при свободном ходе. Причем движение с рабочей скоростью должно быть синхронизировано во времени с рабочим ходом долбяка. Как и в предыдущем случае, наиболее рационально обе составляющие движения обката сформировать в двух параллельных ветвях внешней связи группы обката Φ_s и сообщать их во внутреннюю связь (цепь обката) через

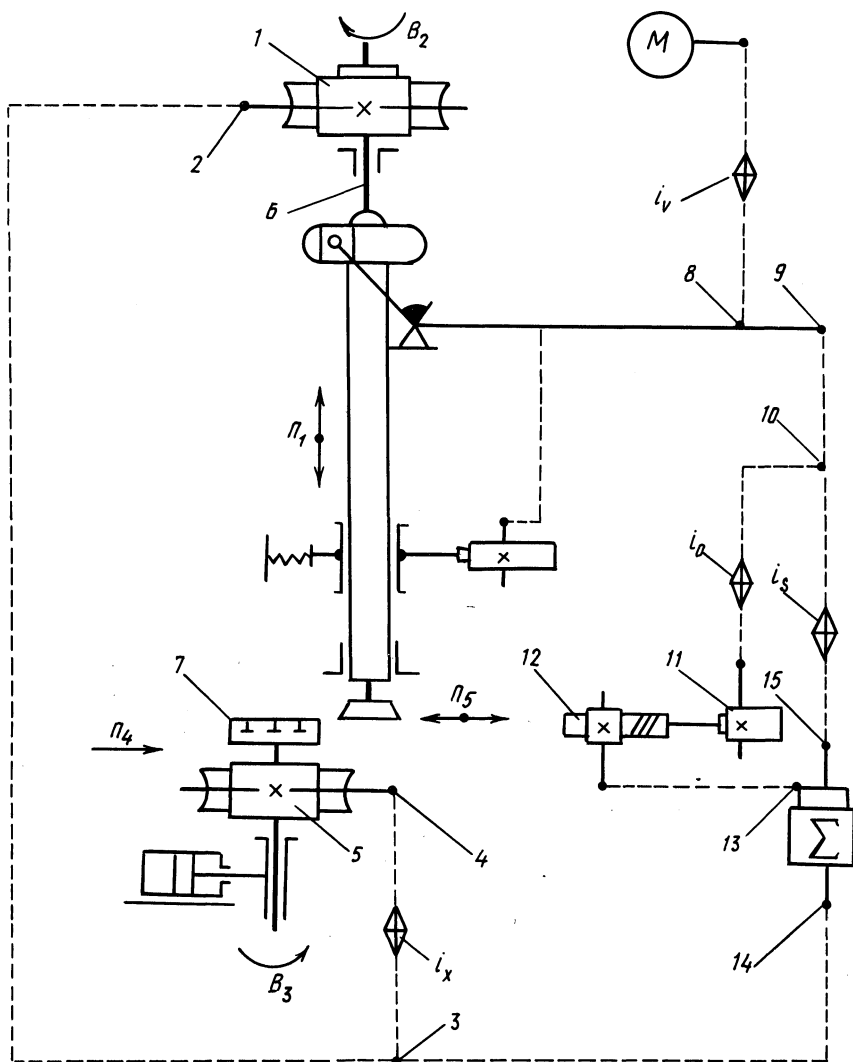


Рис. 1. Структурная схема станка с непрерывно управляемым движением обкатки

суммирующий механизм. Этим условиям удовлетворяет структура, приведенная на рис. 2.

Внутренняя связь группы обката $B_2 \rightarrow 1 \rightarrow 2 \rightarrow 3 \rightarrow i_x \rightarrow 4 \rightarrow 5 \rightarrow B_3$ связывает штоссель 6 долбяка с делительным столом 7. Внешняя

связь $M \rightarrow 7 \rightarrow i_v \rightarrow 8 \rightarrow 9 \rightarrow 10 \rightarrow 11 \rightarrow i_s \rightarrow 12 \rightarrow \Sigma \rightarrow 13 \rightarrow 3$ передает энергию движения от электродвигателя через звено соединения 3 во внутреннюю связь. Внешняя связь после кинематического звена 10 имеет две параллельные ветви,

одна из которых содержит механизм 11, формирующий дискретное рабочее движение, и орган настройки i_s скорости этого движения, а другая выполнена в виде ненастраиваемой кинематической цепи. Выходными звеньями обе ветви связаны с входными звеньями 12 и 14 суммирующего механизма.

Механизм 11, формирующий дискретное рабочее движение, состоит из кривошипно-коромыслового механизма 15 и механизма дискретного дейст-

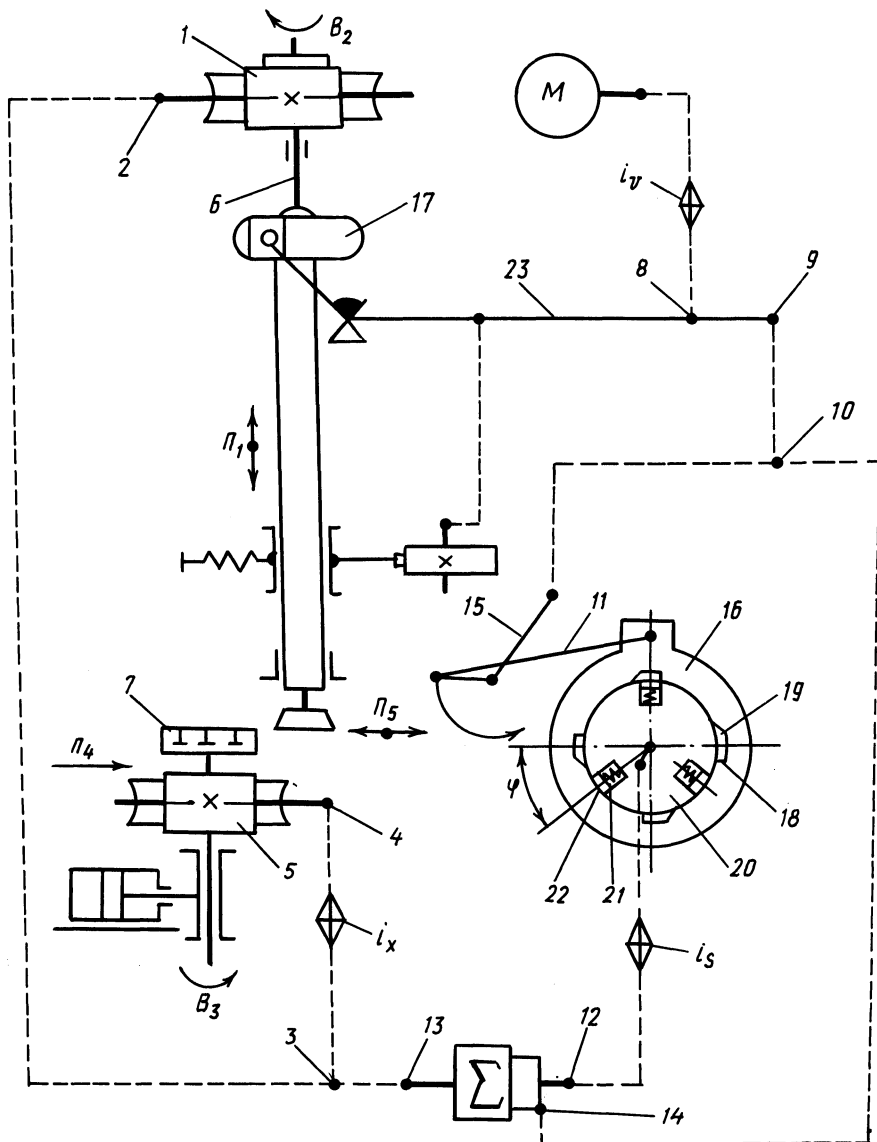


Рис. 2. Структурная схема станка с дискретным движением обкатки

вия 16. Причем оба механизма работают синхронно с кулисным механизмом 17 привода поступательно-возвратного движения $П_1$ долбняка.

Механизм дискретного действия 16 выполнен в виде кольца (ведомое звено кривошипно-коромыслового механизма) с пазами 18, имеющими скосы 19 с одной стороны. Кольцо охватывает диск 20, в пазах 21 которого установлены пальцы 22, опирающиеся на пружины. Разность φ угловых шагов расположения пазов 21 и 18 является углом качания кольца дискретного механизма. Этот угол определяет период сообщения рабочего движения во внутреннюю связь группы обката.

Передаточное отношение цепи, связывающей приводной вал 23 станка через кинематические передачи 9 и 10 с кривошипно-коромысловым механизмом 15, равно единице. Это обеспечивает синхронную работу механизмов 15, 16 и 17. Передаточное отношение цепи, связывающей приводной вал 23 с входом 14 суммирующего механизма, устанавливается из условия сообщения в цепь обката при свободном ходе долбняка минимальной подачи, например 0,1 мм/2х, при которой затирание не возникает.

Рассматриваемая группа настраивается на траекторию движения B_2B_3 органом настройки i_x и на рабочую скорость этого движения органом i_y .

Некоторое усложнение кинематической структуры станков за счет внешней связи групп обката вполне оправдано, так как заложенные в них решения позволяют создать станки, работающие без затирания. Модернизация станков выпускаемых в настоящее время моделей может быть сведена к разработке только коробок круговых подач.

УДК 621.9.06-529.08

Е. С. ЯЦУРА, канд. техн. наук (БПИ),
Г. В. ТИЛИГУЗОВ, канд. техн. наук
(ИНДМАШ АН БССР), В. М. ШЕВЧЕНКО
(Витебский станкостроительный
завод им. С. М. Кирова)

СТЕНД И ПРИБОР ДЛЯ НАСТРОЙКИ ЭЛЕКТРОННЫХ СИСТЕМ СТАНКОВ С ЧПУ

Многооперационные станки мод. 2206ВМФ4, 2256ВМФ4 и другие оснащаются комплектными системами числового программного управления (КСЧПУ) "Размер 2М-1300", которые включают: позиционно-контурное устройство ЧПУ "Размер-4", обеспечивающее управление по восьми каналам; станцию управления с узлом программируемой логики "Сигнал"; комплект широкодиапазонных следящих электроприводов типа "Кедр", в которых обратная связь по скорости обеспечивается тахогенераторами, а по перемещению — индуктивными датчиками линейных и круговых перемещений. Для входного контроля, раздельной настройки и технологической обкатки данных КСЧПУ разработан испытательный комплекс, включающий стенд-имитатор (рис. 1) и контрольный прибор для проверки исправности блоков постоянно запоминающего устройства (ПЗУ) этих систем (рис. 2).

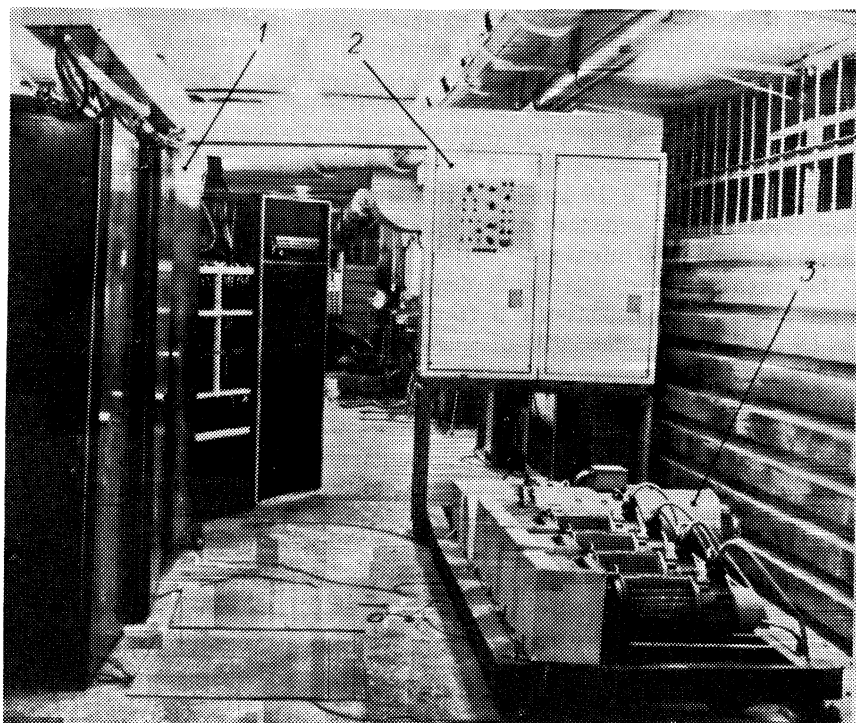


Рис. 1. Испытательный стенд-имитатор с проверяемой КСЧПУ:
1 — система ЧПУ "Размер 2М-1300"; 2 — пульт управления стендом; 3 — имитационные электроприводы стенда

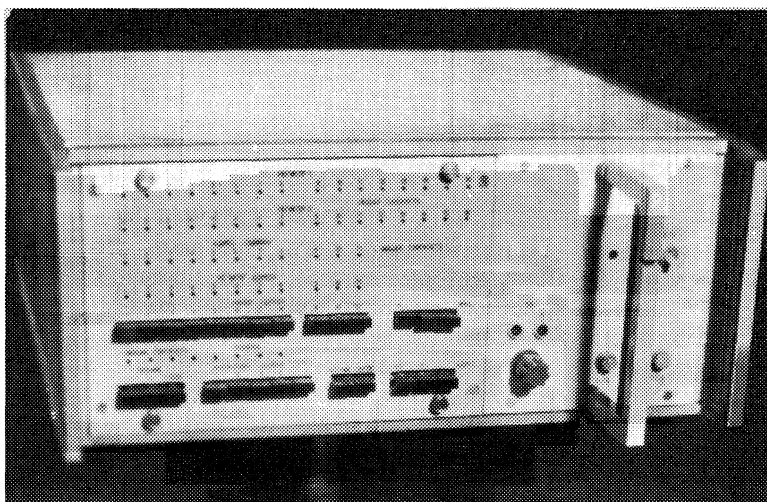


Рис. 2. Контрольный прибор для проверки исправности блоков ПЗУ

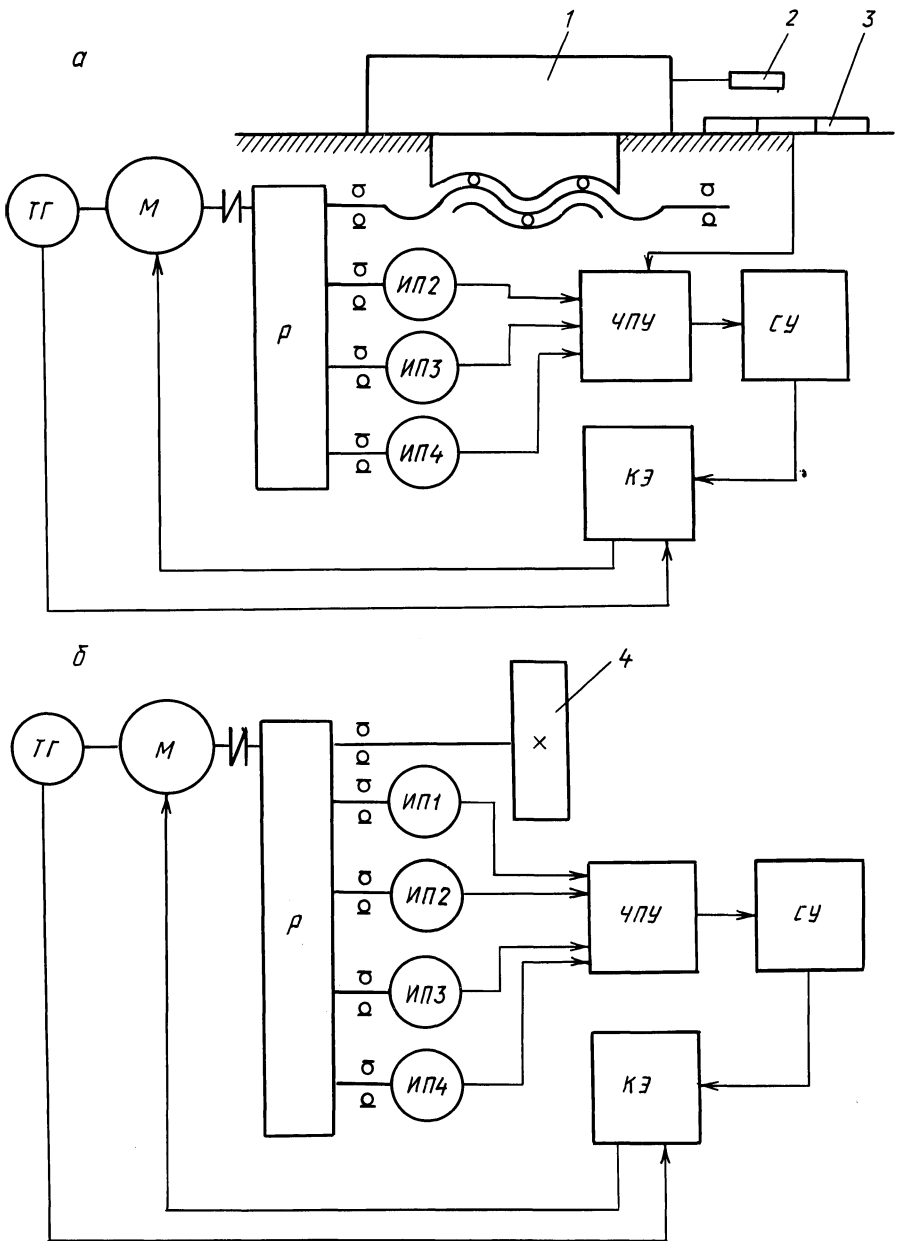


Рис. 3. Структурные схемы приводов по координате X :

a – реального станка; б – испытательного стенда; ИП – измерительный преобразователь соответствующего разряда; P – редуктор сельсинов; ЧПУ – устройство "Размер-4"; СУ – станция управления "Сигнал"; КЭ – комплект электроприводов "Кедр"; 1 – стол станка; 2 – головка индукосина; 3 – линейка индукосина; 4 – маховик, имитирующий инерционные массы элементов реального привода

Стенд-имитатор представляет собой электромеханическую модель типового многооперационного станка, предназначенного для воспроизведения заданных скоростей и перемещения его исполнительных органов, а также имитации работы вспомогательных станочных устройств и механизмов. Функциональные перемещения исполнительных органов станка, осуществляемые в следящем режиме, на стенде отрабатываются с помощью шести электродвигателей: четыре двигателя для воспроизведения трех линейных перемещений стола по координатам X, Y, Z и его поворота по координате B , а также электродвигатели главного движения и перемещения магазина инструментов. Валы указанных электродвигателей снабжены маховиками, моделирующими инерционные массы подвижных элементов станочных приводов, и связаны кинематической цепью с измерительными системами. Датчиками обратной связи по скорости перемещения на стенде служат тахогенераторы, соединенные с электродвигателями.

В реальном станке в качестве датчика точного отсчета используется индуктосин. Его головка (рис. 3, а) установлена непосредственно на столе, линейка крепится на салазках. С винтом привода стола связан редуктор сельсинов.

На стенде-имитаторе (см. рис. 3, б) отсчетно-измерительная система выполнена в виде четырех последовательно соединенных датчиков обратной связи по положению ИП, в качестве которых использованы сельсины типа БС155А. В первом каскаде (ИП1) производится циклический отсчет координат с дискретностью 0,001 мм и шагом 2 мм, т. е. имитируется работа индуктосина. В остальных каскадах (ИП2, ИП3, ИП4) осуществляется отсчет координат соответственно с шагом 20, 200 и 2000 мм.

В конструкции испытательного стенда предусмотрены также устройства, имитирующие функционирование станочных механизмов зажима—отжима поворотного стола, инструмента, автооператора и перегружателя. На пульт управления стендом вынесены: аппаратура управления проверяемой КСЧПУ и диагностической сигнализации прохождения тест-программы.

Стенд работает как в ручном, так и в автоматическом режимах. При ручном управлении имитация работы отдельных механизмов станка осуществляется последовательно с использованием аппаратуры управления, расположенной на пульте стенда, а в автоматическом режиме — по тест-программе, записанной на перфоленте.

Проверка исправности поступающих на завод КСЧПУ производится на испытательном стенде по методике проведения входного контроля, разработанном предприятием-изготовителем этих систем.

Дальнейшая проверка КСЧПУ осуществляется на стенде в автоматическом режиме, для чего в устройство ЧПУ "Размер-4" вводится управляющая программа с записью команд, охватывающих все функциональные возможности конкретной модели станка. Неисправности, обнаруженные в системе на этом этапе, устраняются. Затем производится технологическая обкатка исправной КСЧПУ по специальной тест-программе.

Одновременно с настройкой КСЧПУ с помощью разработанного контрольного прибора, входящего в испытательный комплекс, осуществляются проверки правильности записи управляющих программ и исправности блоков ПЗУ.

В структурной схеме (рис. 4) прибора предусмотрена возможность подключения одного или одновременно двух блоков ПЗУ, один из которых эта-

лонный. Из блока управления в проверяемые устройства поступают тактовые импульсы и адреса считываемых слов. Коды этих адресов передаются в блок регистров РА, предназначенный для записи, хранения и выдачи в двоичном коде адресов слов, в которых допущены ошибки при записи управляющей программы в ПЗУ. Блок РА содержит два регистра: четырехразрядный (для формирования первых четырех разрядов) и двенадцатиразрядный (для формирования старших, начиная с пятого, разрядов адресов слов).

С пульта управления можно записать любые числа в интервале от 0 до 2048, а также увеличить или уменьшить на единицу код адреса. Правильность записи проверяется по соответствующей индикации на пульте.

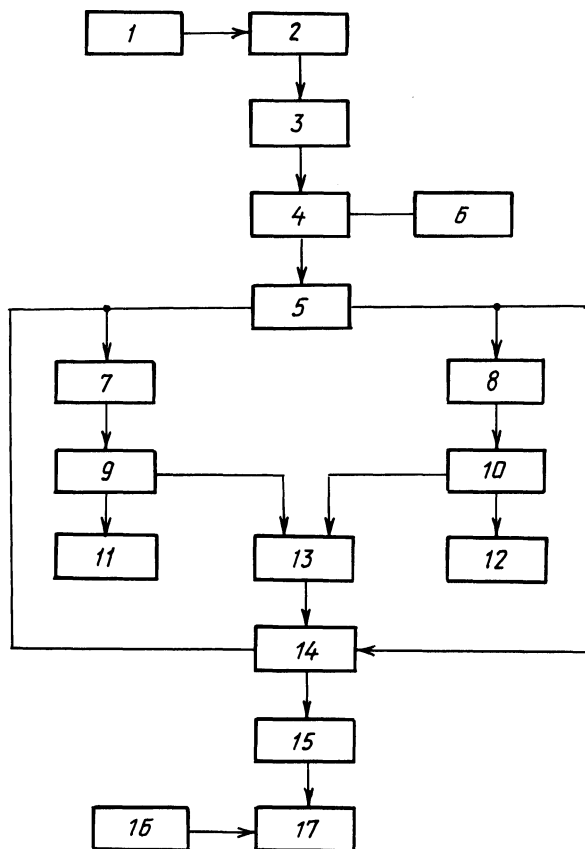


Рис. 4. Структурная схема прибора:

1 – блок питания; 2 – пульт управления; 3 – блок регистров адреса слов; 4 – блок усилителей; 5 – блок управления; 6 – устройство индикации адреса; 7, 8 – проверяемый и эталонный блоки ПЗУ; 9, 10 – усилители сигналов кодов считываемых слов; 11, 12 – устройства индикации считываемых слов; 13 – блок сравнения; 14 – устройство управления записью ошибок; 15 – устройство памяти адресов ошибок; 16 – пульт выбора регистров памяти; 17 – устройство индикации адресов ошибок

Прибор может работать в трех режимах: "ЧТЕНИЕ 1", "ЧТЕНИЕ 2" и "ЧТЕНИЕ СЛОВА". В первом режиме автоматически сравниваются слова программ, считываемых из двух блоков ПЗУ. При наличии четырех случаев неидентичности процедура проверки приостанавливается, а соответствующие адреса фиксируются в регистрах ошибок слов и блоке РА. Адреса первых четырех ошибок считываются оператором по световой индикации на пульте управления, после чего продолжается процедура проверки последующих слов программы.

В режиме "ЧТЕНИЕ 2" в блок РА заносится адрес проверяемого слова, а затем следует автоматическое сравнение программ двух блоков ПЗУ, продолжающееся до первого случая несоответствия. Происходит остановка, и адрес найденной ошибки высвечивается на пульте управления.

В режиме "ЧТЕНИЕ СЛОВА" может производиться оператором вручную поочередная выборочная проверка отдельных слов программы из одного блока ПЗУ или проверка идентичности записи отдельных слов по эталонной программе.

Результаты промышленной проверки показали, что предлагаемый испытательный комплекс может быть эффективно применен на станкостроительных заводах для раздельной настройки, технологического прогона и контроля работоспособности комплектующих электронных систем.

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

УДК 621.9

Е.И.НАШКЕВИЧ, А.И.КОЧЕРГИН,
канд.техн.наук, Е.Э.ФЕЛЬДШТЕЙН,
канд.техн.наук (БПИ)

РАЦИОНАЛЬНЫЕ УСЛОВИЯ ПРОТЯГИВАНИЯ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Протягивание порошковых материалов ЖГр1Д3, ЖГр2, ЖГр1,2Д2,5К0,8 и ПЖ10-63 исследовалось на модели при точении отрезным резцом из стали Р18 втулок с наружным диаметром 65 мм, внутренним 45 мм и пазами на торце, обеспечивающими прерывистость процесса резания (рис. 1, а). Для охлаждения применялась 5 %-ная эмульсия.

Износ инструмента по задней поверхности измерялся с помощью микроскопа МИР-1 и доходил до 0,25 мм, что не превышало износа, вызывающего значительное увеличение параметра R_a шероховатости обработанной поверхности. При обработке материала ЖГр1Д3 с подачей 0,1 мм/об наибольшая линейная стойкость инструмента с задним углом $\alpha = 2^\circ$ и передним $\gamma = 6^\circ$ наблюдалась в диапазоне скорости резания 14...17 м/мин (рис. 1, б). Увеличение подачи от 0,02 до 0,1 мм/об приводит к снижению линейной стойкости приблизительно в 2,7 раза (рис. 1, в). При обработке того же материала с $s = 0,02$ мм/об и $v = 15$ м/мин с увеличением заднего угла от 1 до 5° линейная стойкость инструмента значительно возрастает (рис. 1, г). Для инструментов внутреннего протягивания можно рекомендовать задний угол 3...4°. Оптимальный передний угол инструмента при обработке материалов ЖГр1Д3, ЖГр2, ЖГр1,2Д2,5К0,8 ПЖ10-63 с $s = 0,2$ мм/об и $v = 15$ м/мин составляет 5...8° (рис. 1, д).

Шероховатость обработанной поверхности и скалывание торцов деталей при выходе инструмента исследовались при протягивании призматических заготовок из порошковых материалов ЖГр1Д3 и ЖГр1Д2,5К0,8 на вертикально-протяжном станде МП 228. Для охлаждения применялась 5 %-ная эмульсия. В качестве инструмента использовались плоские протяжки из Р6М5 с передним углом 15° , задним -3° и подъемом на зуб 0,05 мм. С увеличением скорости резания от 2,5 м/мин до 30 м/мин среднее арифметическое отклонение профиля поверхности R_a возрастало при обработке материала ЖГр1Д3 от 1 мкм до 3,5 мкм, при протягивании ЖГр1Д2,5К0,8 – от 0,6 мкм до 2 мкм. Значительные влияния на величину сколов оказывал подъем на зуб. При $s_z = 0,1$ мм размер "фаски", образующейся в результате скола, достигал 2...3 мм. При подъеме на зуб до 0,04 мм сколы были незначительными. С увеличением скорости резания от 2,5 м/мин до 30 м/мин "фаска" возрастала в 1,2...1,4 раза.

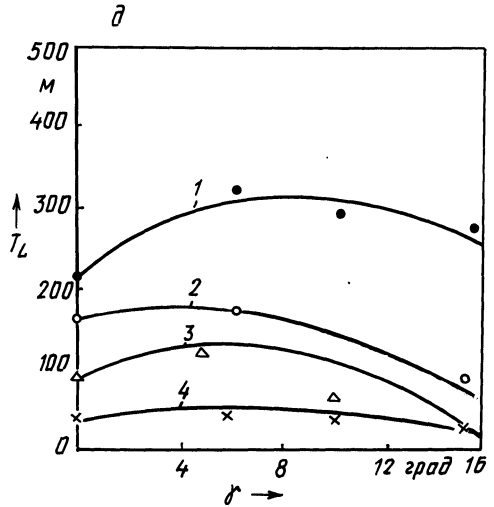
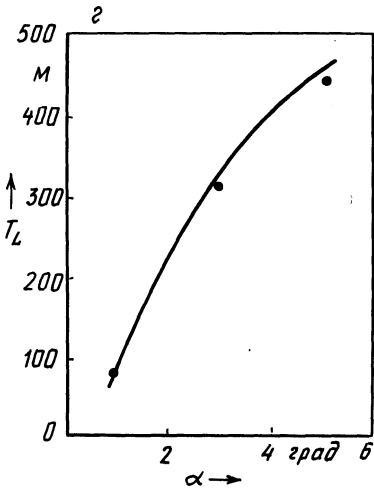
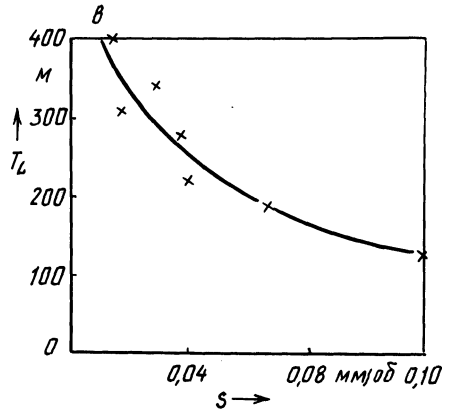
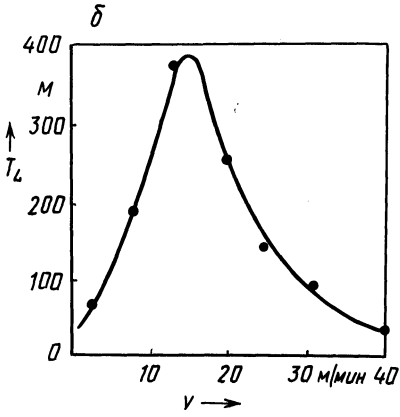
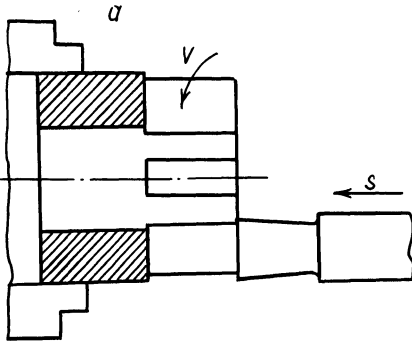


Рис. 1. Влияние условий резания на стойкость инструмента:
 1 – ЖГр1Д3; 2 – ПЖ10-63; 3 – ЖГр2; 4 – ЖГр1, 2Д2, 5К0,8

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ СТАЛИ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ, ОБРАБОТАННОЙ ТОЧЕНИЕМ

Исследовалось влияние режимов термической обработки стали 20ХНЗА и полученных при этом физико-механических характеристик на шероховатость поверхности после точения. Образцы, изготовленные из одной партии металла, прошли нормализацию при различных режимах: температура нагрева T принималась равной 840, 860, 870, 880 °С, время выдержки τ — 6, 8, 10 ч. Применялись три способа охлаждения заготовок: 1) с печью до 500 °С, затем на воздухе; 2) в струе воздуха; 3) на спокойном воздухе. В результате были получены материалы с различными микроструктурами и свойствами [1].

Шероховатость поверхности исследовалась при поперечном точении образцов $d = 105$ мм на токарно-винторезном станке мод. 1616 без применения охлаждающей жидкости резами из быстрорежущей стали Р6М5 с геометрическими параметрами $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, $\varphi = 60^\circ$, $\varphi_1 = 15^\circ$, $\lambda = 0$ при $t = 0,25$ мм, $s = 0,08$ мм/об, $v = 60$ м/мин.

С целью уменьшения влияния износа резов на шероховатость поверхности среднее арифметическое отклонение профиля Ra и относительная опорная длина профиля t_p на уровне сечения 20 % измерялись на профилографе-профилометре мод. 252 после первого прохода. Установлено незначительное влияние микроструктуры образцов на t_p (рис. 1, а). Более четкая зависимость прослеживается между Ra и микроструктурой (рис. 1, б). Наименьшее среднее значение $Ra = 7,36$ мкм наблюдается при обработке стали со структурой "бейнит + феррит", полученной на всех режимах термообработки при охлаждении заготовок в струе воздуха и при $T = 880^\circ\text{C}$, $\tau = 6$ ч; $T = 840^\circ\text{C}$, $\tau = 8$ ч;

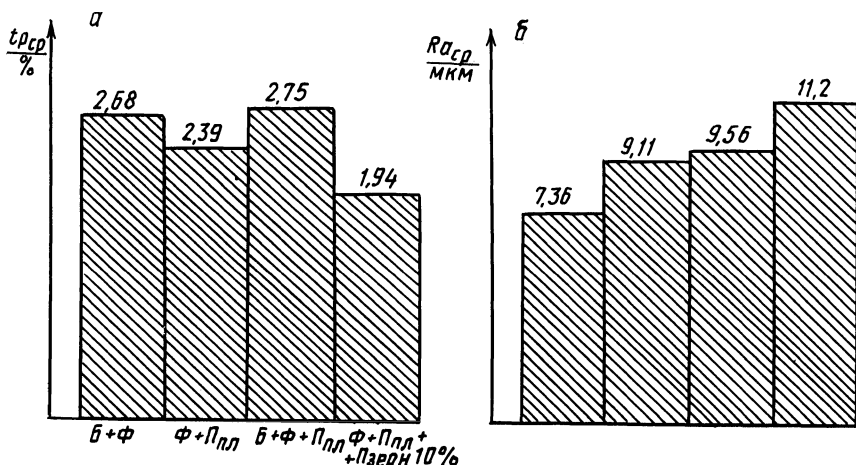


Рис. 1. Зависимости параметров шероховатости поверхности от микроструктуры стали

$T = 860^{\circ}\text{C}$, $\tau = 8$ ч; $T = 880^{\circ}\text{C}$, $\tau = 8$ ч; $T = 840^{\circ}\text{C}$, $\tau = 10$ ч; $T = 880^{\circ}\text{C}$, $\tau = 10$ ч при охлаждении на спокойном воздухе. Наибольшее среднее значение Ra имеет место в случае обработки заготовок со структурой "феррит + перлит пластинчатый + перлит зернистый 10 %", полученной на режиме $T = 840^{\circ}\text{C}$, $\tau = 10$ ч при первом способе охлаждения.

Наибольшее Ra и наименьшая t_p наблюдались на поверхности заготовок, полученных при охлаждении с печью до 500°C , затем на спокойном воздухе и имеющих структуру "феррит + перлит пластинчатый".

Проведен регрессионный анализ между шероховатостью обработанной поверхности и действительным пределом прочности образцов, вычисленным по эмпирической зависимости [2] :

$$S_B \approx 0,95 \sigma_B (1 + \delta/100) ,$$

где σ_B — предел прочности образцов; δ — относительное удлинение.

Связь между S_B и Ra оказалась относительно слабой: выборочный коэффициент корреляции для всех 36 режимов термообработки равен 0,538, для 12 режимов термообработки при охлаждении с печью до 500°C и затем на спокойном воздухе составил 0,48.

ЛИТЕРАТУРА

1. Б е л я е в а Г.И., Р у с с и й В.Д., Б а к и н В.А. Влияние термической обработки на обрабатываемость стали резанием. — В кн.: Машиностроение. Мн., 1985, вып. 10, с.117.
2. Развитие науки о резании металлов/Под ред. Н.Н.Зорева. — М., 1967. — 260 с.

УДК 621.914.8

И.Л.БАРШАЙ, канд.техн.наук,
А.Л.АБУГОВ (БПИ)

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРОЦЕССА ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЯ

Иглофрезерование имеет ряд общих черт с процессами фрезерования и шлифования. С фрезерованием его сближает форма стружки и то, что резание производится металлическими стержнями. Общее с процессом шлифования — количество режущих элементов, наличие отрицательных углов резания, а иногда и размеры стружки.

Отличительная особенность иглофрезерования в том, что резание металла возможно при вращении инструмента в различные стороны с попутной и встречной подачей, а также с подачей под углом к оси вращения. Толщина удаляемого слоя за один проход может составлять от 0,002...0,003 до 3...5 мм.

Иглофрезерование дает возможность получить поверхность с параметром Ra до 0,63...0,32 мкм, что зависит в основном от диаметра проволочек (0,2...1,5 мм) и в меньшей степени от усилия прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности и направления подачи.

Важным преимуществом иглофрез является их долговечность — до 2000 ч непрерывной работы в производственных условиях.

Иглофреза может работать в режимах очистки и резания. В первом режиме поддерживается постоянное усилие прижатия инструмента к обрабатываемой поверхности при значительных колебаниях отношения подачи к скорости резания.

При работе в режиме резания иглофреза жестко закрепляется. Процесс обработки характеризуется практически постоянным соотношением между предельной подачей и глубиной резания при заданной скорости резания. В этом режиме обрабатываются профилированные поверхности с постоянной глубиной резания.

Скорость резания определяет эффективность иглофрезерования и принимается равной 1...2 м/с для работы в режиме резания и до 4...6 м/с – в режиме очистки. Подача зависит от скорости резания, ширины иглофрезы, глубины резания и обычно устанавливается для круглого иглофрезерования 1...3,5 м/мин (иногда до 16 м/мин). Если подача иглофрезы превысит максимально допустимую при данной глубине и скорости резания, то несоответствие между указанными параметрами приведет к снятию слоя меньше заданного или к прекращению резания. Это обстоятельство является определяющим при выборе режимов обработки. Прижатие иглофрезы к обрабатываемой поверхности составляет 600...2100 Н, что соответствует примерно 150...250 Н на 10 мм ширины рабочей части иглофрезы, и зависит от ее жесткости и твердости обрабатываемого материала.

В каждом случае необходимо знать силы, возникающие при обработке и влияющие на выбор параметров режима резания. Для определения равнодействующей силы, отгибающей конец единичного микрорезца-проволочки в точке контакта с обрабатываемой поверхностью, приняты следующие допущения:

действие соседних проволочек постоянно по всей длине проволочки;

изгиб проволочки заменен условным ее изломом на определенном расстоянии от точки закрепления. Это расстояние зависит от упругих свойств материала проволочки и усилия прессования пакета. В общем случае его можно принять $l = (0,2...0,25)L$, где L – длина (вылет) проволочки.

Рассмотрев проволочку, как защемленную балку, нагруженную равномерной нагрузкой от соседних проволочек и силой на конце проволочки, получаем

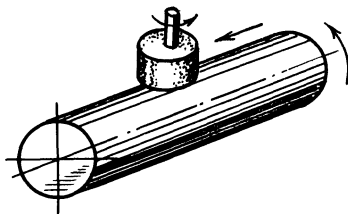
$$P = kF/8 + 3EI_x/L^3 \cdot [mL - i(1 - n)] \operatorname{tg} \theta,$$

где P – усилие на конце проволочки; k – коэффициент уменьшения силы прессования на свободной части проволочки (зависит от упругих свойств ее материала); F – удельная сила прессования одной проволочки; E – модуль упругости проволочки; I_x – момент инерции ее сечения; m – коэффициент допущения замены изгиба проволочки условным ее изломом: $m = 0,75...0,8$; L – длина (вылет) проволочки; i – натяг; n – коэффициент уменьшения глубины резания.

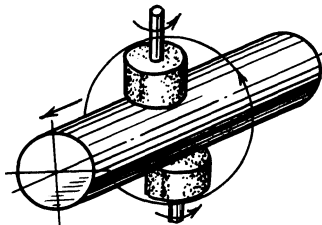
Коэффициент уменьшения глубины резания определяется отношением глубины резания к натягу. При иглофрезеровании глубина резания и натяг не равны. Глубина резания возрастает с увеличением натяга до максимального значения, а затем уменьшается.

Для определения усилия в пучке, контактирующем с обрабатываемой поверхностью, необходимо единичное усилие умножить на количество проволочек в этом пучке.

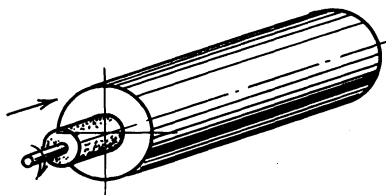
Наружное торцовое
иглофрезерование



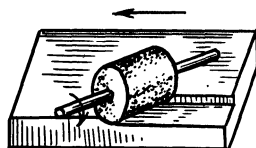
Наружное торцовое плане-
тарное иглофрезерование



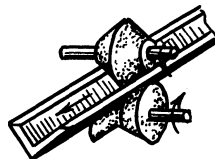
Внутреннее иглофрезерование
полным периметром иглофрезы



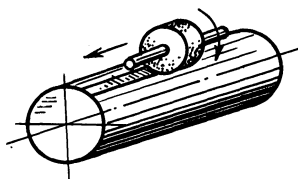
Круглое иглофрезерование
на продольно-строгальных станках



Круглое иглофрезерование
профильными иглофрезами



Иглофрезерование отдельных
элементов детали поперечное



Способ обработки	Принципиальная схема процесса обработки
Наружное круглое иглофрезерование	
Наружное круглое планетарное иглофрезерование	
Внутреннее круглое планетарное иглофрезерование	
Торцовое иглофрезерование на универсальных и продольно-фрезерных станках	
Круглое иглофрезерование всей ширины поверхности	
Иглофрезерование отдельных элементов детали продольное	

Наиболее распространено круглое иглофрезерование, при котором используется цилиндрическая иглофреза. Метод торцового иглофрезерования по сравнению с круглым позволяет повысить производительность в 2...3,5 раза. При планетарном торцовом иглофрезеровании пара соосно расположенных торцовых иглофрез вращается вокруг своих осей, а планетарно — вокруг оси детали, которая перемещается поступательно с подачей 30...50 м/мин.

В табл. 1 представлена классификация методов иглофрезерования. Не исключено дальнейшее увеличение их числа и расширения области применения.

УДК 539.3+629.114

А.Е.КРУШЕВСКИЙ, канд. техн. наук,
А.А.ФЕДУТА (БПИ)

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ КРИВОЛИНЕЙНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ РАМ

Повреждения криволинейных участков лонжеронов полуприцепов, имеющих двутавровое поперечное сечение, выражается либо в потере устойчивости стенки, либо в отрыве нижней полки от стенки и разрушении нижней полки.

В качестве объекта исследования была принята трехмерная модель кривого бруса, нагруженного по торцам изгибающими моментами, действующими в плоскости кривизны. При нагружении в стенках криволинейных элементов возникают значительные радиальные напряжения сжатия слоев, что и является основной причиной их повреждения. Эти напряжения достигают 40...45 % максимальных напряжений в полках элемента.

Теория расчета кривых брусьев, основанная на гипотезе плоских сечений, может быть использована только для приближенной оценки напряжений в полках лонжеронов.

Анализ поломок рам, исключая поломки усталостного характера, показывает, что наряду с деформациями изгиба в плоскости кривизны элемента в нем возникают значительные деформации изгиба из плоскости кривизны и деформации кручения.

В настоящей работе на основе смешанного вариационного метода в перемещениях рассматривается напряженное состояние криволинейных элементов при действии нагрузки из плоскости кривизны. Задача решается в трехмерной постановке при точном выполнении краевых условий на внешнем контуре двутавра и коробчатого сечения.

Ввиду трудности определения крутящих и изгибающих моментов, действующих по торцам криволинейного элемента, все расчеты проведены для его срединного сечения от единичной нагрузки. Отдельно рассчитаны случаи изгиба из плоскости и кручения.

Вариационное уравнение Лагранжа в цилиндрической системе координат $q_1 = \theta$, $q_2 = r$, $q_3 = z$:

$$\frac{d}{d\theta} \int_F (\vec{e}_\theta \cdot \mathbf{T}) \delta \vec{u} dF - \int_F \mathbf{T} \cdot \delta \mathbf{E} r dF + \int_F \vec{K} \cdot \delta \vec{u} r dF + \oint_s \frac{\vec{F}_n \cdot \delta \vec{u} r}{\sqrt{1-n_\theta^2}} ds = 0.$$

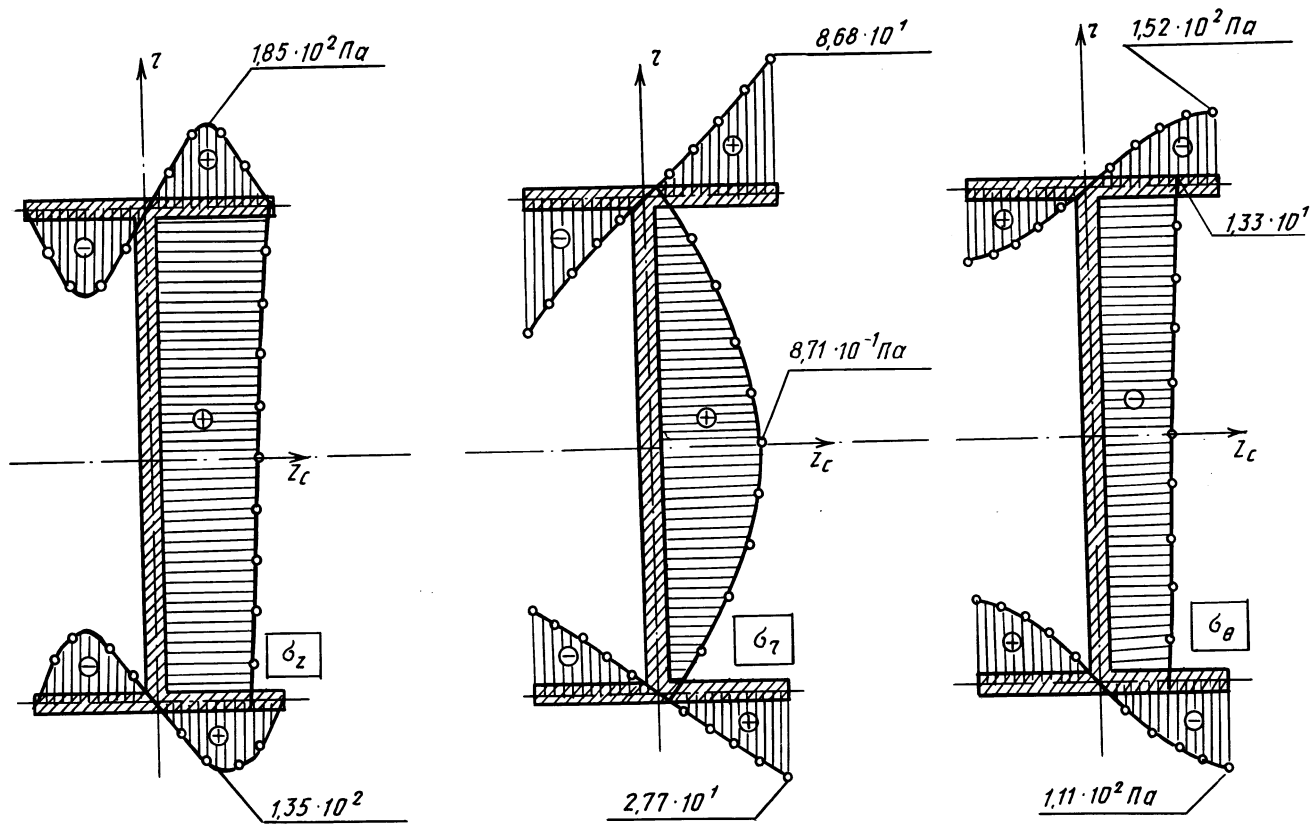


Рис. 1. Графики нормальных напряжений в двутавровом сечении криволинейного участка рамы полуприцепа при действии крутящего момента

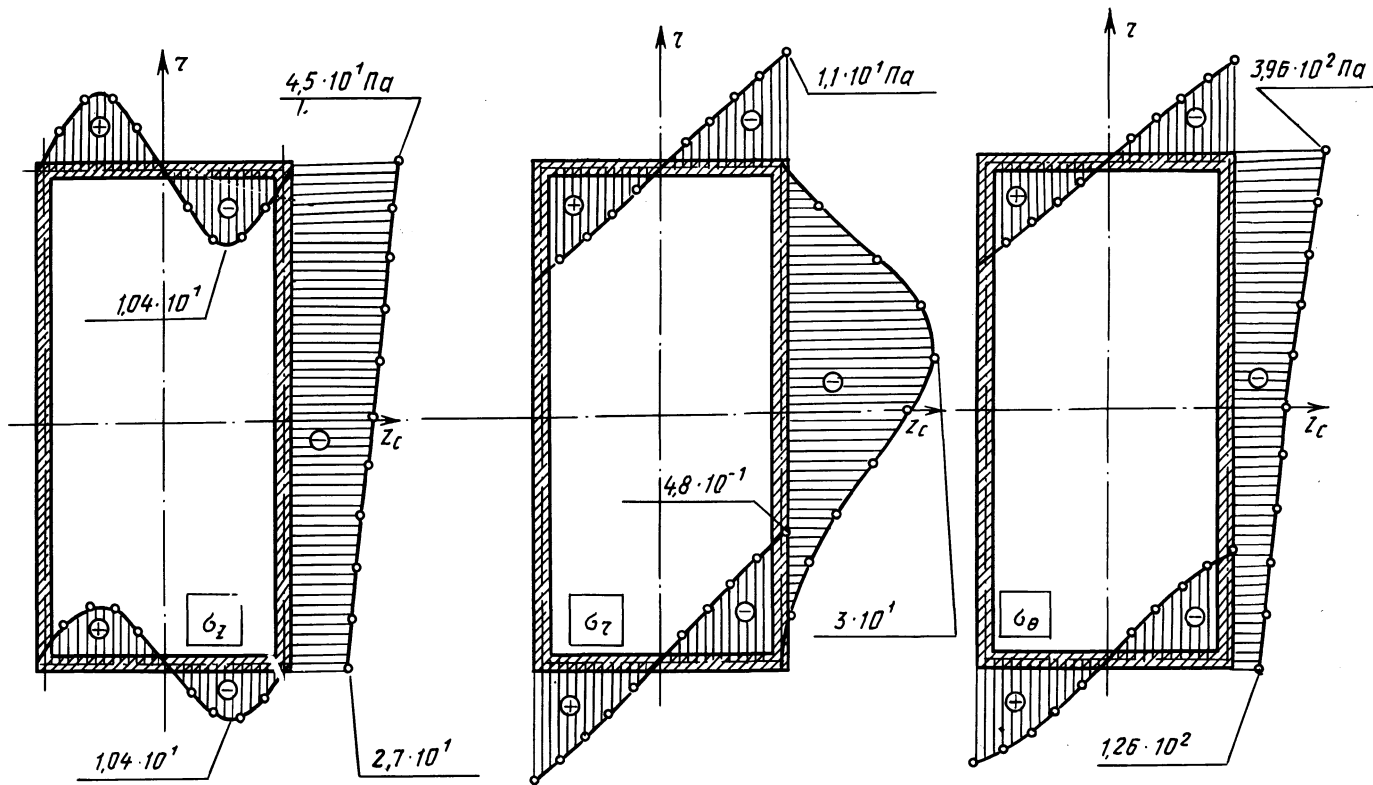


Рис. 2. Графики нормальных напряжений в коробчатом сечении криволинейного участка рамы полуприцепа при действии крутящего момента

При отсутствии поверхностных \vec{F}_Π и объемных \vec{K} сил уравнение примет вид

$$\frac{d}{d\theta} \int_F (\vec{e}_\theta \cdot \mathbf{T}) \delta \vec{u} dF - \int_F \mathbf{T} \cdot \delta \text{Erd} F = 0,$$

ряды перемещений

$$u = \sum_{m=0}^M \sum_{n=0}^N u_{m,2n+1} r^m z^{2n+1}; \quad M + N \leq 5;$$

$$v = \sum_{m=0}^M \sum_{n=0}^N v_{m,2n+1} r^m z^{2n+1};$$

$$w = \sum_{m=0}^M \sum_{n=0}^N w_{m,2n+1} r^m z^{2n},$$

где $u_{01}, u_{03}, \dots, w_{50}$ — функции полярного угла θ .

Краевые условия на цилиндрических поверхностях элемента:

$$\sigma_r \Big|_{r=R_1} = 0, \quad \sigma_r \Big|_{r=R_2} = 0; \quad (1)$$

$$\tau_{rz} \Big|_{r=R_1} = 0, \quad \tau_{rz} \Big|_{r=R_2} = 0; \quad (2)$$

$$\tau_{\theta r} \Big|_{r=R_1} = 0; \quad \tau_{\theta r} \Big|_{r=R_2} = 0. \quad (3)$$

Краевые условия на боковых поверхностях элемента:

$$\sigma_z \Big|_{z=\pm 0,5h} = 0; \quad (4)$$

$$\tau_{rz} \Big|_{z=\pm 0,5h} = 0; \quad (5)$$

$$\tau_{\theta z} \Big|_{z=\pm 0,5h} = 0. \quad (6)$$

Выражая компоненты тензора напряжений через перемещения и подставляя их в краевые условия (1)...(6), получим систему уравнений связей. Исключив из нее все обобщенные перемещения, кроме $w_{10}, w_{12}, w_{40}, w_{50}$, получим три уравнения неголономных связей, которые решаются совместно с вариационными уравнениями равновесия.

Результаты расчета криволинейных элементов представлены на рис. 1, 2.

Анализ полученных результатов показывает, что наиболее опасными являются напряжения $\tau_{\theta z}, \sigma_\theta, \sigma_z$, возникающие в полках элемента как в случае нагружения по торцам лишь изгибающим моментом M_r , так и при нагружении крутящим моментом M_θ . Коробчатое сечение оказывается более предпочтительным по сравнению с двутавровым, так как обладает большей несущей способностью.

Предложенный метод определения напряженного состояния криволинейных элементов рам позволяет выявить эффекты, которые с помощью гипотетических теорий обнаружены быть не могут, но имеют место на практике.

ОПТИМАЛЬНАЯ ГЕОМЕТРИЯ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ТОЧЕНИИ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Симплексным методом найдена оптимальная геометрия резцов из твердых сплавов Т15К6 и ВК8 при точении порошкового материала ЖГр1ДЗ. На токарно-винторезном станке мод. ТВ320 производилось поперечное точение втулок с наружным диаметром 65 мм и внутренним 47 мм без применения СОЖ при $v = 121$ м/мин, $t = 0,2$ мм, $s = 0,062$ мм/об. Износ резцов на задней поверхности доводился до 0,2 мм. Находились оптимальные передний угол γ , задний α и радиус при вершине r при сохранении постоянными остальных параметров: $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$, $\lambda = 0$, $\alpha_1 = \alpha$. По результатам опытов, приведенным в табл. 1 для резцов из ВК8 и в табл. 2 для резцов из Т15К6, при точении материала ЖГр1ДЗ можно рекомендовать следующие геометрические параметры резцов: передний угол $3...4^\circ$, задний $6...7^\circ$, радиус при вершине $0,5...0,6$ мм.

Дополнительные опыты для резцов из ВК8 позволили получить однофакторные зависимости (рис. 1), свидетельствующие о значительном влиянии геометрических параметров на стойкость резцов при обработке порошковых материалов. Дополнение симплексного метода точками следует рекомендовать при проведении эксперимента с целью получения однофакторных зависимостей, используемых при изучении процесса резания материала.

Т а б л и ц а 1

Номер опыта	Симплекс	Вершина	Код γ	γ , град	Код α	α , град	Код r	r , мм	Стойкость, мин
1	ABCD	A	-0,5	4	-0,289	6	-0,204	0,55	27
2	ABCD	B	+0,5	8	-0,289	6	-0,204	0,55	10
3	ABCD	C	0	6	+0,578	9	-0,204	0,55	16
4	ABCD	D	0	6	0	7	+0,612	0,70	12
5	AB'CD	B'	-0,83	2	+0,482	8,5	+0,340	0,65	24
6	AB'CD'	D'	-0,83	2	+0,512	8,5	-0,489	0,50	22
7	AB'CD'	C'	-1,48	0	+0,364	8	-0,034	0,60	16
Дополнительные точки									
8				4		6		0,4	10
9				4		6		0,7	25
10				4		6		0,9	19
11				2		8,5		0	7
12				2		8,5		0,25	17
13				2		8,5		0,9	18
14				6		6		0,55	12
15				2		6		0,55	13

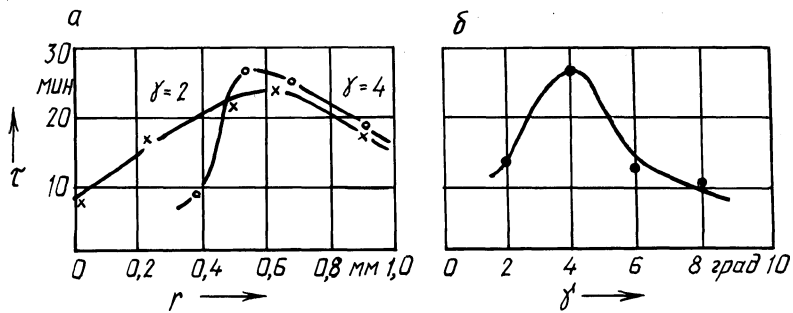


Рис. 1. Стойкость резца в зависимости от радиуса при вершине (а) и переднего угла (б)

Т а б л и ц а 2

Номер опыта	Симплекс	Вершина	Код γ	γ , град	Код a	a , град	Код r	r , мм	Стойкость, мин
1	$ABCD$	A	-0,289	3	-0,204	7	-0,5	0,3	25
2	$ABCD$	B	-0,289	3	-0,204	7	+0,5	0,5	45
3	$ABCD$	C	+0,578	6	-0,204	7	0	0,4	36
4	$ABCD$	D	0	4	+0,612	10,5	0	0,4	34
5	$A'BCD$	A'	+0,482	5,5	+0,340	9,5	0,83	0,55	30
6	$ABCD^1$	D^1	0	4	-1,02	4	0	0,4	20
7	ABC^1D	C^1	-0,963	0	+0,340	9,5	0	0,4	22

СОДЕРЖАНИЕ

Резание материалов и режущий инструмент

Я щ е р и ц ы н П.И., Д о в н а р С.С. Моделирование температурных полей и напряжений в зоне резания металла	3
П о п о к Н.Н., П у ш к и н С.О. Стружкообразование при ротационном точении.	7
П л о т н и к о в В.А., Е р е м е н к о М.Л. Параметры контакта с обрабатываемой деталью режущей кромки ротационного расточного инструмента	14
П л о т н и к о в В.А., Е р е м е н к о М.Л. Стойкость ротационного расточного инструмента	18
Д а н и л о в В.А. Новые схемы установки ротационного резца на универсальном токарном станке.	19
Ф е л ь д ш т е й н Е.Э., С л ы ш В.М. Рациональные условия развертывания отверстий в деталях из порошковых материалов.	23
Д е ч к о Э.М. Геометрические параметры шнековых сверл	26
М и т к е в и ч С.И. Износ силовых разверток при обработке отверстий в стальных штамповках	29
Ч и с т о с е р д о в П.С., К р е з А.И. Динамика фрезерования радиусных канавок концевыми фрезами со сферической головкой.	31
К р у ш е в с к и й А.Е., Ж и г а л к о Н.И., К р у ш е в с к и й Е.А. Определение частот собственных колебаний зерен алмазного шлифовальника	33
Н о в о с е л о в Ю.А., М и х а й л о в М.И. Площадь касания твердосплавной пластины с эталонной плоскостью	35
Я щ е р и ц ы н П.И., Н о в о с е л о в Ю.А., М и х а й л о в М.И. Напряженное состояние режущей пластины сборного инструмента	37
Б а с и н Ю.Я., Ж и г а л к о Н.И., Р о з е н т а л ь П.Л. Алгоритмизация при автоматизированном проектировании многоинструментных наладок	42

Обработка поверхностным пластическим деформированием

С у р г у н т Я.М., К о т и к о в П.Ф., С в и д е р с к и й Э.А. Моделирование процесса поверхностного пластического деформирования	46
Б а р ш а й И.Л., Б о х а н С.Г. Особенности процесса поверхностного пластического деформирования деталей из порошковых материалов	49
Ч и с т о с е р д о в П.С., Ж и г а л о в А.Н. Рациональные схемы неуравновешенных комбинированных инструментов	51
Я р о ш е в и ч А.А., Б а р к у н М.И., К о в а л е в с к и й В.А. Шероховатость и микротвердость поверхностей деталей из порошковых материалов после поверхностного пластического деформирования	54
К р и в к о Г.П., Ф е д о р ц е в В.А., Р о м а н е н к о В.И. Влияние технологических режимов поверхностного пластического деформирования на качество торцовых поверхностей деталей из порошковых материалов	56
Б а б у к В.В., К р и в к о Г.П., С и н ь к е в и ч Ю.В. Точность торцовых конических поверхностей деталей типа колец при разных методах обработки	59

Технология машиностроения

К а р п е н к о Г.В. Расчет погрешности установки на шарики конического прямозубого колеса с базированием по впадинам	62
Д а н и л о в В.А., Д а н и л о в А.А. Определение рациональных схем профилирования сложных поверхностей.	63
М а р т ы н о в А.Н., П ш е н и ч н ы й О.Ф., С к р ы б и н В.А. Точность обработки наружного профиля деталей незакрепленными абразивными зёрнами	67
Д р о б и н и н В.В., Е й к а л и с Л.Г., Б у г а е в А.А. Изготовление деталей давольно-раскатным методом	71
М е д в е д е в А.И., К а н е М.М. Законы распределения параметров качества поверхностного слоя цилиндрических зубчатых колес	73
К а н е М.М. Точность отверстий и торцов цилиндрических зубчатых колес	76

Технология нанесения покрытий

Ч а ч и н В.Н., Кардаполова М.А., Спиридонов Н.В. Формирование свойств газотермических покрытий при оплавлении лучом лазера	79
В а с и л е н к о А.Г., Спиридонов Н.В., Егоров М.Д. Повышение эксплуатационных свойств покрытий из порошковых материалов на основе железа. . .	81
Б а б у к В.В. , Иващенко С.А., Моисеенко С.И. Повышение качества направляющих со специальными свойствами нанесением упрочняющих покрытий	83

Металлорежущие станки

К у л е ш о в В.В., Тилигузов Г.В., Яцура Е.С. Исследование динамической точности шпиндельных узлов для скоростного шлифования.	86
Р ы в к и н Б.М., Бугаев А.В., Прейгерзон А.Ш. Оценка технологической точности станков для нарезания конических колес с круговыми зубьями. . . .	91
Г о л е м б и е в с к и й А.И. Кинематическая структура зубодолбежных станков, работающих без затирания	96
Я ц у р а Е.С., Тилигузов Г.В., Шевченко В.М. Стенд и прибор для настройки электронных систем станков с ЧПУ	99

Краткие сообщения

Н а ш к е в и ч Е.И., Кочергин А.И., Фельдштейн Е.Э. Рациональные условия протягивания порошковых материалов	105
К о ч е р г и н А.И., Беляева Г.И. Влияние режимов термической обработки стали на шероховатость поверхности, обработанной точением.	107
Б а р ш а й И.Л., Абугов А.Л. Технологические возможности процесса иглофрезерования	108
К р у ш е в с к и й А.Е., Федута А.А. Анализ напряженного состояния криволинейных элементов рам	112
М а й Т х а н ь У о н г. Оптимальная геометрия твердосплавных резцов при точении порошковых материалов	116

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.9.011:517.962.1

Я щ е р и ц ы н П.И., Д о в н а р С.С. Моделирование температурных полей и напряжений в зоне резания металла. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 3–7.

С помощью метода конечных элементов построена математическая модель, позволяющая совместно определять температурное поле и напряженно-деформированное состояние в зоне резания металла. С учетом температурной зависимости напряжения текучести выяснен характер формирования напряженного состояния обрабатываемого металла при высокой скорости резания. – Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.941.1

П о п о к Н.Н., П у ш к и н С.О. Стружкообразование при ротационном точении. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 7–14.

Дан анализ способов дробления стружки, описана методика исследования ее формы и усадки, приведены результаты исследования формы стружки при различных видах ротационной обработки. – Ил. 5.

УДК 621.95.025.001

П л о т н и к о в В.А., Е р е м е н к о М.Л. Параметры контакта с обрабатываемой деталью режущей кромки ротационного расточного инструмента. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 14–17.

Получено аналитическое выражение для определения угла контакта ротационного расточного инструмента с обрабатываемой поверхностью с учетом ее кривизны. Дан анализ влияния основных конструктивно-технологических параметров инструмента на параметры его контакта с растачиваемой поверхностью. – Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 621.898

П л о т н и к о в В.А., Е р е м е н к о М.Л. Стойкость ротационного расточного инструмента. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 18–19.

Предложена формула для определения стойкости ротационного расточного инструмента, установленного по второй схеме резания. Дан анализ зависимости стойкости инструмента от режима резания и углов установки. – Ил. 2.

УДК 621.91.02

Д а н и л о в В.А. Новые схемы установки ротационного резца на универсальном токарном станке. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 19–22.

Рассмотрены две схемы установки ротационных резцов на универсальных токарных станках, обеспечивающие повышение виброустойчивости и динамической точности системы СПИД. Приведены зависимости для определения параметров установки резца. Описана конструкция специального резцедержателя для установки ротационного резца по предлагаемой схеме. – Ил. 2.

УДК 621.9

Фельдштейн Е.Э., Слыш В.М. Рациональные условия развертывания отверстий в деталях из порошковых материалов. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.23–25.

Даются рекомендации по выбору режимов резания и углов заточки развертки, обеспечивающих высокую стойкость инструмента и качество обработки. – Ил. 3.

УДК 621.951

Дечко Э.М. Геометрические параметры шнековых сверл. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.26–28.

Приводятся результаты исследования изменения передних, задних и углов наклона вдоль режущих кромок шнековых сверл. Показана связь положения плоскости резания со смещением режущих кромок относительно диаметральной плоскости. – Ил. 2.

УДК 621.951.7

Миткевич С.И. Износ силовых разверток при обработке отверстий в стальных штамповках. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.29–30.

Описываются результаты исследования износа силовых разверток в производственных условиях при обработке отверстий в заготовках шестерен на вертикально-сверлильном станке. Даются рекомендации по усовершенствованию конструкции этих инструментов. – Ил. 1.

УДК 621.914.1

Чистосердов П.С., Крез А.И. Динамика фрезерования радиусных канавок концевыми фрезами со сферической головкой. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.31–32.

Приводятся результаты экспериментальных исследований составляющих сил резания при фрезеровании радиусных канавок концевыми фрезами со сферической головкой. Исходя из особенностей процесса фрезерования, даются рекомендации по улучшению условий работы инструмента. – Ил. 2.

УДК 539.3 + 621.9

Крушевский А.Е., Жигалко Н.И., Крушевский Е.А. Определение частот собственных колебаний зерен алмазного шлифовальника. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.33–35.

Дается анализ зависимости частот собственных колебаний зерен алмазного шлифовальника от глубины закрепления зерна и его геометрических параметров. – Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 625.9-1/9-11

Новоселов Ю.А., Михайлов М.И. Площадь касания твердосплавной пластины с эталонной плоскостью. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.35–37.

Приведена методика исследования контурной площади касания унифицированных твердосплавных пластин с эталонной плоскостью. Даны анализ площади касания и рекомендации по рациональному использованию твердосплавных пластин в конструкциях сборного инструмента. – Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.9-1/9-11

Я щ е р и ц ы н П.И., Н о в о с е л о в Ю.А., М и х а й л о в М.И. Напряженное состояние режущей пластины сборного инструмента. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.37–41.

Приведена методика анализа напряженно-деформированного состояния сборного инструмента методом конечных элементов. Исследовано напряженно-деформированное состояние пластины на примере сборного реза и даны рекомендации по рациональному конструированию сборных инструментов. – Ил. 2.

УДК 621.919

Б а с и н Ю.Я., Ж и г а л к о Н.И., Р о з е н т а л ь П.Л. Алгоритмизация при автоматизированном проектировании многоинструментных наладок. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.42–45.

Рассматривается ряд положений, используемых при разработке алгоритмов конструирования наладок, в том числе по рациональному получению их чертежей при многоинструментной обработке. – Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.762.8

С у р г у н т Я.М., К о т и к о в П.Ф., С в и д е р с к и й Э.А. Моделирование процесса поверхностного пластического деформирования. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.46–49.

Разработана модель процесса поверхностного пластического деформирования при обработке деталей, имеющих биение. Колебания деформирующего элемента рассматриваются с учетом упругопластических деформаций в зоне контакта инструмента и заготовки. – Ил. 3.

УДК 621.762.8:621.727.4

Б а р ш а й И.Л., Б о х а н С.Г. Особенности процесса поверхностного пластического деформирования деталей из порошковых материалов. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.49–51.

Описываются результаты исследований процесса в зоне поверхностного пластического деформирования деталей из порошковых материалов при отделочно-упрочняющей обработке. – Ил. 2.

УДК 621.7.01

Ч и с т о с е р д о в П.С., Ж и г а л о в А.Н. Рациональные схемы неуравновешенных комбинированных инструментов. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 51–54.

Дается анализ различных схем комбинированных неуравновешенных инструментов с точки зрения возможности управления точностью совмещенной обработки усилием деформирования. Приводятся наиболее рациональные схемы комбинированных инструментов и формулы для определения угла между режущим и деформирующим элементами, при котором упругие отжатия в системе СПИД равны нулю. – Ил. 3. Табл. 1.

УДК 621.762.8:621.724.4

Я р о ш е в и ч А.А., Б а р к у н М.И., К о в а л е в с к и й В.А. Шероховатость и микротвердость поверхностей деталей из порошковых материалов после поверхностного пластического деформирования. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 54–56.

Изложены результаты математического моделирования изменения параметров шероховатости в зависимости от режима ППД деталей из порошковых материалов. – Табл. 1.

УДК 762.8:621.787.4

К р и в к о Г.П., Ф е д о р ц е в В.А., Р о м а н е н к о В.И. Влияние технологических режимов поверхностного пластического деформирования на качество торцовых поверхностей деталей из порошковых материалов. — Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 56–59.

Приводятся методика и результаты исследований влияния технологических режимов процесса ППД на качество торцовых поверхностей деталей типа "борт направляющий" из порошковых материалов, предназначенных для подшипников. — Ил. 4. Табл. 1.

УДК 621.7/9–187.4

Б а б у к В.В., К р и в к о Г.П., С и н ь к е в и ч Ю.В. Точность торцовых конических поверхностей деталей типа колец при разных методах обработки. — Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 59–61.

Приводятся результаты анализа влияния шлифования, точения и ППД на параметры точности размеров, шероховатости и волнистости торцовых конических поверхностей детали "борт направляющий" подшипника 53614К. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.833.2.001.24-187

К а р п е н к о Г.В. Расчет погрешности установки на шарики конического прямозубого колеса с базированием по впадинам. — Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 62–63.

Приводится аналитическая зависимость для расчета погрешности установки конического прямозубого колеса при базировании по впадинам (рабочим поверхностям) зубьев на шарики патрона. — Библиогр. 2.

УДК 621.9.04

Д а н и л о в В.А., Д а н и л о в а Л.А. Определение рациональных схем профилирования сложных поверхностей. — Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 63–67.

Рассмотрены схемы профилирования сложных поверхностей при строчечной обработке. Приведены зависимости для расчета погрешности формообразования для различных сочетаний форм образующих проектной и элементарных поверхностей. На примере поверхности геликоида показано определение рациональных схем профилирования на основе исследования геометрии проектной поверхности. — Ил. 3.

УДК 621.924.93

М а р т ы н о в А.Н., П ш е н и ч н ы й О.Ф., С к р я б и н В.А. Точность обработки наружного профиля деталей незакрепленными абразивными зернами. — Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 67–71.

Излагается сущность нового способа финишной обработки наружных поверхностей деталей абразивными зернами, уплотненными инерционными силами. Приводятся результаты экспериментальных исследований точностных характеристик нового способа обработки, дается их теоретическое обоснование. Устанавливается высокая степень копирования обрабатываемого профиля уплотненными абразивными зернами. — Ил. 3. Табл. 1.

УДК 621.787.4

Д р о б и н и н В.В., Е й к а л и с Л.Г., Б у г а е в А.А. Изготовление деталей давяльно-раскатным методом. — Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 71–73.

Описан новый технологический процесс изготовления деталей трактора с применением методов пластического деформирования. Представлено описание оборудования и инструмента. — Ил. 2.

УДК 621.833

Медведев А.И., Кане М.М. Законы распределения параметров качества поверхностного слоя цилиндрических зубчатых колес. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.73–75.

Установлены законы распределения основных физико-механических свойств поверхностного слоя зубьев цилиндрических зубчатых колес на операциях механической и химико-термической обработки. – Табл. 2.

УДК 621.831

Кане М.М. Точность отверстий и торцов цилиндрических зубчатых колес. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.76–78.

Приведены результаты исследования в производственных условиях точности размеров и формы шлицевых отверстий цилиндрических зубчатых колес после зенкерования и протягивания, а также биения торцов венцов колес после черновой и чистовой токарной обработки. Показаны пути повышения точности обработки зубчатых колес. – Табл. 2.

УДК 621.785

Чачин В.Н., Кардаполова М.А., Спиридонов Н.В. Формирование свойств газотермических покрытий при оплавлении лучом лазера. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 79–80.

Рассмотрено влияние скоростей нагрева и охлаждения на формирование микроструктуры самофлюсующихся сплавов на основе никеля с добавками легирующих компонентов – карбидов бора, хрома и вольфрама – при оплавлении лазерным лучом. – Ил. 2.

УДК 621.785

Василенко А.Г., Спиридонов Н.В., Егоров М.Д. Повышение эксплуатационных свойств покрытий из порошковых материалов на основе железа. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 81–82.

Рассмотрены изменения твердости и износостойкости сплавленных покрытий из порошков на основе железа в зависимости от скорости сканирования лазерного луча и содержания добавок в материале покрытия. – Табл. 1.

УДК 621.785

Бабук В.В., Иващенко С.А., Моисеенко С.И. Повышение качества направляющих со специальными свойствами нанесением упрочняющих покрытий. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.83–85.

Исследованы основные показатели качества рабочих поверхностей направляющих качения со специальными свойствами после упрочнения самофлюсующимися твердыми сплавами типа ПГ-СР. – Ил. 3. Табл. 1.

УДК 621.923

Кулешов В.В., Тилигузов Г.В., Яцуря Е.С. Исследование динамической точности шпиндельных узлов для скоростного шлифования. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 86–91.

Приведены результаты теоретической оценки и экспериментальной проверки влияния конструктивных параметров шпиндельных узлов бесцентровошлифовальных станков

с гидродинамическими опорами на точность вращения в диапазоне скорости шлифования 60 ... 80 м/с. – Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.9.06:621.833.24

Рывкин Б.М., Бугаев А.В., Прейгерзон А.Ш. Оценка технологической точности станков для нарезания конических колес с круговыми зубьями. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.91–95.

Рассмотрен подход к оценке технологической точности станков, основанный на сочетании экспериментальных и расчетных методов. Приведены примеры контроля точности кинематических цепей станка по спектру кинематической погрешности обрабатываемых деталей. Показано, что при выборе станка, исходя из его технологических возможностей, необходимо учитывать и параметры точности кинематических цепей. – Ил. 3. Табл. 1.

УДК 621.913.5:621.833.1

Голембиевский А.И. Кинематическая структура зубодолбежных станков, работающих без затирания. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 96–99.

Описываются технологические методы устранения явления затирания при зубодолблении. Показывается необходимость поиска путей устранения этого явления при конструировании станков. Рассматриваются структурные схемы станков с непрерывно управляемым и с дискретным движением обката, работающих без затирания. – Ил. 2.

УДК 621.9.06-529.08

Яцура Е.С., Тилигузов Г.В., Шевченко В.М. Стенд и прибор для настройки электронных систем станков с ЧПУ. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.100–104.

Приведены описание конструкции и область применения испытательного комплекса, предназначенного для раздельной настройки и контроля работоспособности электронных систем многооперационных станков с ЧПУ. Использование данного комплекса обеспечивает повышение уровня надежности станков при эксплуатации и снижение трудоемкости устранения их отказов функционирования. – Ил. 4.

УДК 621.9

Нашкевич Е.И., Кочергин А.И., Фельдштейн Е.Э. Рациональные условия протягивания порошковых материалов. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с.105–106.

Приведены скорость резания, передний и задний углы инструмента, обеспечивающие его максимальную линейную стойкость. – Ил. 1.

УДК 621.941.1.015

Кочергин А.И., Беляева Г.И. Влияние режимов термической обработки стали на шероховатость поверхности, обработанной точением. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 107–108.

Приведены результаты исследования шероховатости обработанной поверхности заготовок из стали 20ХНЗА в зависимости от условий их термообработки и полученных при этом физико-механических свойств. Установлена связь между способом охлаждения заготовок, некоторыми физико-механическими характеристиками и шероховатостью обработанной поверхности. – Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.914.8

Баршай И.Л., Абугов А.Л. Технологические возможности процесса иглофрезерования. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 108–112.

Дается технологическая характеристика процесса иглофрезерования, описываются схемы обработки в режимах очистки и глубокого резания при черновой и чистовой обработках различных материалов, приводится классификация основных методов иглофрезерования и областей их применения. Табл. 1.

УДК 539.3+629.114

Крушевский А.Е., Федута А.А. Анализ напряженного состояния криволинейных элементов рам. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 112–115.

Приведен расчет криволинейных элементов рамы полуприцепов на кручение и изгиб в горизонтальной плоскости. Построены эпюры нормальных напряжений для сечения в виде двутавра и прямоугольника при действии единичного крутящего момента. Высказано мнение о предпочтительности коробчатого сечения по сравнению с двутавровым. – Ил. 2.

УДК 621.9

Май Тхань Уонг. Оптимальная геометрия твердосплавных резцов при точении порошковых материалов. – Машиностроение, 1986, вып. 11, с. 116–117.

Приведены оптимальные значения радиусов при вершине, переднего и заднего углов твердосплавных резцов при обработке порошкового материала ЖГр1ДЗ. – Ил. 1. Табл. 2.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

В ы п у с к 11

Зав. редакцией *В.Г. Самарина*
Редактор *Э.Н. Капрова*
Мл. редактор *А.П. Берлина*
Худож. редактор *И.А. Демковский*
Техн. редактор *Л.И. Счисленок*
Корректор *З.Б. Звонарева*
Оператор *А.И. Маль*

ИБ № 2053

Подписано в печать 13.12.85 г. АТ 18919. Формат 60x90 1/16.
Бумага офсет. Офсет. печать. Гарнитура Пресс Роман.
Усл. печ. л. 8 . Усл. кр.-отт. 8.5 . Уч.-изд. л. 8.87 . Ти-
раж 533 экз. Зак. 5851 . Цена 1 р. 40 к.

Издательство "Высэйшая школа" Государственного коми-
тета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной тор-
говли. 220048, Минск, проспект Машерова, 11.

Типография "Победа". 222310. Молодечно, ул. Тавлая, 11.
Отпечатано с оригинала-макета, подготовленного в изда-
тельстве "Высэйшая школа".