

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

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК

Выпуск 10

МИНСК "ВЫШЭЙШАЯ ШКОЛА" 1985

35
УДК 621.002
М 3 8

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

Редакционная коллегия:

Г.Я.Беляев, Н.И.Жигалко, В.В.Бабук, Э.М.Дечко, М.Л.Еременко, А.И.Кочергин, Е.И.Махаринский, Н.В.Спиридонов, Ю.А.Новоселов, В.Ф.Скиженок, Г.И.Хутский, П.С.Чистосердов, Я.М.Сургунт, Б.П.Чемисов

Излагаются результаты работ по содержанию новых технологических процессов изготовления деталей машин и инструмента. Исследуются вопросы повышения надежности и долговечности конструкции станков с ЧПУ, автоматических линий, выбора оптимальных режимов финишных методов обработки, долговечности инструмента и деталей станочного оборудования.

2702000000 — 040
М 153—85
М 304 (05) —85

© Издательство "Вышэйшая школа", 1985

Глава I. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ

УДК 621.9.011:517.962.1

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

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ЗОНЫ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ В ПРОЦЕССЕ ВРЕЗАНИЯ РЕЗЦА В МЕТАЛЛ

Трудности изучения процесса зарождения и распространения трещин при обработке металлов резанием связаны с отсутствием надежного описания напряженно-деформированного состояния зоны стружкообразования. В настоящей работе сделана попытка выяснить характер изменения напряженно-деформированного состояния зоны стружкообразования в процессе врезания резца в металл. Вопрос этот интересен, поскольку именно на стадии врезания начинается трещинообразование в обрабатываемом металле. Поэтому выяснение закономерностей формирования напряженно-деформированного состояния во время врезания должно пролить свет и в целом на механизмы трещинообразования, в особенности при прерывистом и коротком резании.

Экспериментальное изучение напряженно-деформированного состояния в зоне стружкообразования затруднено, так как не разработаны достаточно эффективные способы измерения напряжений в областях пластического течения. Поэтому в качестве "инструмента" для исследований был выбран численно-математический метод конечных элементов.

Моделирование напряженно-деформированного состояния в зоне стружкообразования производилось путем решения упругопластической задачи в плоской постановке для ортогонального резания. Зона стружкообразования разбивалась на изопараметрические квадратичные элементы. Пластическая часть задачи решалась с помощью метода начальных напряжений. Было принято, что обрабатываемый металл является идеально пластичным.

Изменения напряженно-деформированного состояния в зоне стружкообразования исследовались в зависимости от размеров стружки, формирующейся перед резцом во время врезания. Этот фактор был выделен потому, что интенсивное развитие трещин в обрабатываемом металле начинается только после того, как образуется определенная по величине стружка. Например, при чистовом прошивании резанием рабочих отверстий матриц разделительных штампов собственными пуансонами обработанная поверхность оказывается поврежденной трещинами и вырывами. Исключение составляет пояска у входа в рабочую отверстие, который при глубине резания 0,2...0,3 мм имеет высоту около 0,5 мм. Очевидно, что за время обработки пояска должна была образоваться довольно большая стружка.

Для расчетов форма стружки принималась прямоугольной и характеризовалась высотой a и шириной b . Вычисления были произведены при глубине резания $t = 0,2$ мм для следующих вариантов: I — стружка еще не сформирована; II — образовалась стружка с размерами $a = b = 0,2$ мм; III — то же, что и в предыдущем варианте, но $a = 0,2$ мм, $b = 0,4$ мм.

В каждом из этих вариантов резу задавалось перемещение $u = 10$ мкм и затем вычислялись возникающие при этом картины напряжений и деформаций. Как показали предварительные расчеты, при таком перемещении реза напряжения в идеально пластическом материале уже стабилизируются, так как при $u > 10$ мкм в картине напряжений не выявляется существенных отличий.

Расчеты были выполнены при следующих условиях: передний угол реза $\gamma = 0^\circ$, радиус закругления режущей кромки реза $\rho = 0,06$ мм, предел текучести обрабатываемого металла $\sigma_T = 750$ МПа, модуль Юнга $E = 200000$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$. Предполагалось, что скорость резания мала, а режущий инструмент покрыт эффективной смазкой. Поэтому силы трения, температурные и динамические эффекты не учитывались. Полагалось, что остаточные напряжения в обрабатываемом металле отсутствуют.

На рис. 1, а, б представлены для вариантов I и III картины главного напряжения σ_1 для металла, прилегающего к режущей кромке реза. На обеих картинах σ_1 можно выделить три характерные области. Непосредственно к закруглению на режущей кромке прилегает область объемного сжатия. Впереди и несколько ниже режущей кромки располагается передняя область растягивающих напряжений. Позади режущей кромки, сразу за точкой окончания

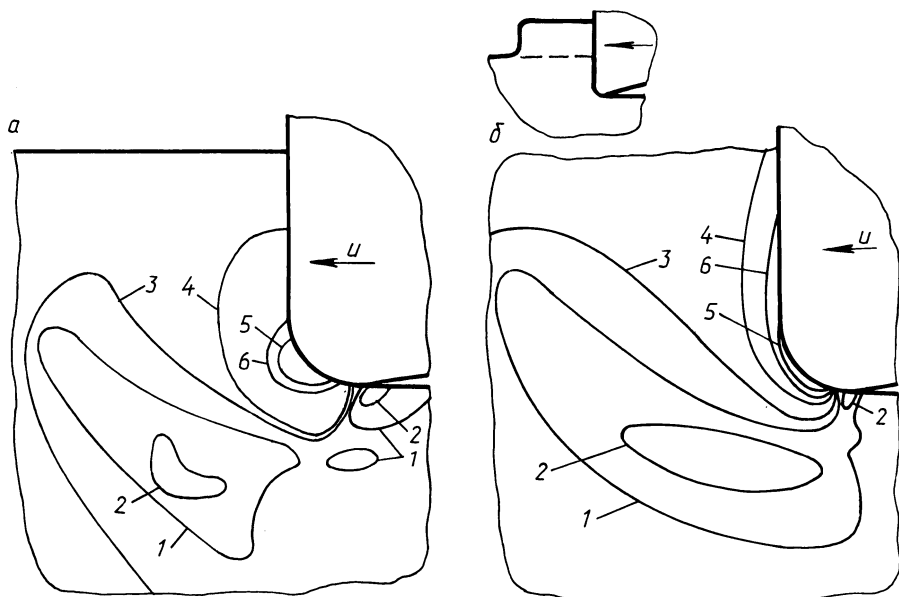


Рис. 1. Изолинии главного напряжения σ_1 около режущей кромки реза при его врезании по I (а) и III (б) вариантам:

1 — 300; 2 — 500; 3 — 100; 4 — (-100); 5 — (-500); 6 — (-300) МПа.

контакта между резцом и металлом, располагается задняя область растягивающих напряжений.

Сравнение картин распределения σ_1 показывает, что для случая с уже сформировавшейся перед резцом стружкой область объемного сжатия оказывается меньшей по размерам, а по форме сплюсненной на закруглении режущей кромки. Одновременно с этим появление стружки приводит к существенному расширению передней области растягивающих напряжений. Так, площадь, охватываемая изолинией "500 МПа" на рис. 1, б, примерно в 4 раза больше, чем на рис. 1, а. Задняя область растягивающих напряжений для случая резания со сформировавшейся стружкой имеет уменьшенные размеры, однако при этом замечается опасная, по-видимому, тенденция к слиянию ее с передней областью растяжения.

Картина напряжения σ_1 для варианта II (в статье не приведена) занимает промежуточное положение между картинками σ_1 для вариантов I и III.

Максимальные значения σ_1 в указанных областях растяжения для всех расчетных вариантов приведены в табл. 1. Видно, что уровни растягивающих напряжений с увеличением размеров стружки монотонно возрастают. Для варианта III максимальное значение напряжения σ_1 увеличилось по сравнению с вариантом I на 15 и 40 % для передней и задней областей растяжения соответственно.

Картинки накопленной пластической деформации для вариантов I и III представлены на рис. 2. Для резания без сформировавшейся стружки область наиболее интенсивных пластических деформаций расположена возле режущей кромки и несколько вытянута под углом $\sim 45^\circ$ к свободной поверх-

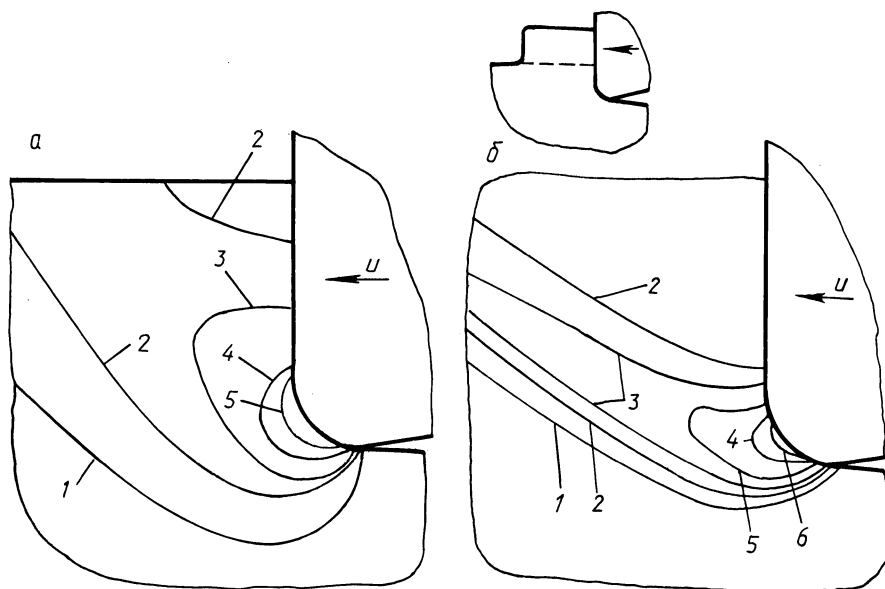


Рис. 2. Распределение накопленной деформации: вариант I — а, вариант III — б. Изолинии накопленной деформации, %: 1 — 1; 2 — 2.5; 3 — 5; 4 — 15; 5 — 10; 6 — 20.

Максимальные значения главного напряжения σ_1 , МПа

Область растяжения	Расчетный вариант		
	I	II	III
Передняя	570	610	660
Задняя	675	890	940

ности перед резцом. В случае резания со сформировавшейся стружкой пластические деформации локализованы в сравнительно узкой зоне, протянувшейся от режущей кромки резца до места, где свободная поверхность обрабатываемого металла переходит в поверхность стружки. Если для варианта I максимальная накопленная деформация при перемещении резца $u = 10$ мкм составила 20 %, то для варианта III при том же перемещении она возросла до 30 %.

Таким образом, основным результатом исследования, выполненного с помощью метода конечных элементов, является установление того факта, что образование стружки в процессе врезания резца в металл приводит к росту растягивающих напряжений и увеличению занимаемых ими областей. Эти изменения для принятых условий резания будут, очевидно, способствовать образованию на обработанной поверхности трещин. Поэтому для блокирования процесса образования этих трещин следует либо уменьшать толщину стружки, либо обеспечивать стружкодробление так, чтобы высота стружки не достигала критической величины. Чтобы уменьшить толщину стружки, можно применить СОЖ с выраженным поверхностно-активным эффектом и увеличить передний угол резца. Как известно, эти приемы приводят к уменьшению коэффициента усадки стружки. Кроме того, для рассматриваемых условий резания они попутно способствуют стружкодроблению.

В ряде случаев представляется также эффективным регулярное принудительное удаление стружки. Отметим, что в этом направлении уже имеется техническое решение, согласно которому при чистовом прошивании рабочих отверстий матриц разделительных штампов режущий инструмент подает вперед небольшими шагами, а в промежутках между шагами вспомогательным инструментом срезают образующуюся стружку. Этот способ обеспечивает получение точных отверстий без поверхностного повреждения обрабатываемого металла.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ БЕЗОТКАЗНОЙ РАБОТЫ ИНСТРУМЕНТА ПРИ СЛУЧАЙНОМ КРИТЕРИИ ИЗНОСА

В производственных условиях любой инструмент, проработавший безотказно время t , может быть снят со станка, если величина его износа h попадает в диапазон случайных величин износа h_c , при которых инструменты данного типа снимаются со станка (рис. 1). В связи с этим возникает задача о прогнозировании вероятности $R(t)$ безотказной работы инструмента до момента t (под вероятностью безотказной работы $R(t)$ здесь понимаем вероятность события, что в момент t инструмент не будет снят со станка). Исходными данными при прогнозировании считаем распределения $f(h)$ и $f(h_c)$. Рассматриваем случай, когда величины h и h_c распределены нормально:

$$f(h) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_h} \exp \left[-\frac{(h - h_0)^2}{2\sigma_h^2} \right];$$

$$f(h_c) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{h_c}} \exp \left[-\frac{(h_c - h_{c0})^2}{2\sigma_{h_c}^2} \right],$$

где h_0 и h_{c0} – средние значения; σ_h и σ_{h_c} – средние квадратические отклонения h и h_c .

Введем новую случайную переменную $H = h_c - h$. Из предположения независимости h и h_c следует, что среднее значение \bar{H} и среднее квадратическое отклонение выражаются зависимостями [1] $\bar{H} = h_{c0} - h_0$ и $\sigma_H = (\sigma_{h_c}^2 + \sigma_h^2)^{\frac{1}{2}}$.

Если величины h и h_c распределены по нормальному закону, то этому же закону подчиняется и случайная величина H .

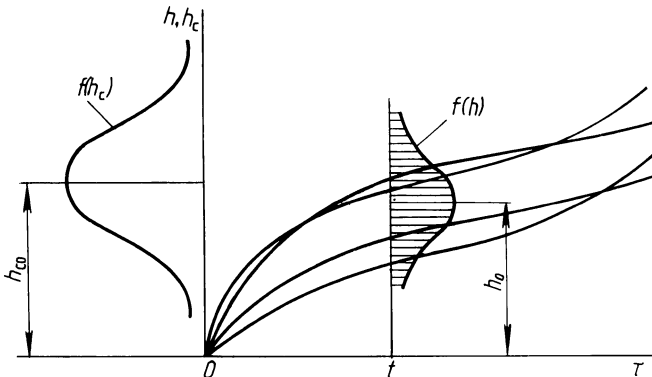


Рис. 1. К расчету вероятности безотказной работы инструмента в момент t

Событие, состоящее в безотказной работе инструмента в момент t , равносильно событию, заключающемуся в том, что $H \geq 0$. Поэтому, исходя из общей теории надежности, можем записать $R(t) = P(H \geq 0) = \int_0^{\infty} f(H) dH$. Здесь $P(H \geq 0)$ обозначает событие, состоящее в том, что $H \geq 0$; $f(H)$ — плотность распределения H .

Из нормальности распределения H следует

$$f(H) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_H} \exp\left[-\frac{(H-\bar{H})^2}{2\sigma_H^2}\right].$$

Вероятность безотказной работы инструмента до момента t

$$R(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_H} \int_0^{\infty} \exp\left[-\frac{(H-\bar{H})^2}{2\sigma_H^2}\right] dH.$$

Введем новую переменную: $Z = (H-\bar{H})/\sigma_H$, тогда

$$R(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{z=0}^{\infty} \exp\left(-\frac{1}{2} Z^2\right) dZ,$$

где

$$z = \frac{H-\bar{H}}{\sigma_H} = \frac{h_{c0} - h_0}{(\sigma_{h_c}^2 + \sigma_h^2)^{\frac{1}{2}}}.$$

При конкретных величинах h_0 , h_{c0} , σ_h и σ_{h_c} значение последнего интеграла легко определяется по таблицам.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория вероятностей. — М., 1973. — 366 с.

УДК 621.95.02.001

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

ВОЗМОЖНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ОБРАБОТКИ ПРИ РОТАЦИОННОМ РАСТАЧИВАНИИ

Одной из важных особенностей ротационного резания является возможность управления качеством обработанной поверхности. Однако этот вопрос изучен недостаточно. Особенно это касается процесса ротационного растачивания. Были проведены исследования на токарно-винторезном станке модели

163 без применения СОЖ при растачивании заготовок с внутренним диаметром 190...200 мм из стали 60 ГОСТ 1050—60 (материал режущей чашки — Т15К6, диаметр — 32 мм). Ротационный резец устанавливался своей вершиной на уровне центров станка по прямой схеме резания второй геометрической схемы установки под двумя углами β_y и φ_y соответственно в вертикальной и горизонтальной плоскостях. В процессе экспериментов исследовалось влияние на степень упрочнения обработанной поверхности параметров режима резания и углов установки инструмента в следующих диапазонах: скорость $v = 0,83...6,1$ м/с, подача $s = 0,18...1,18$ мм/об, глубина резания $t = 0,2...0,8$ мм, угол $\varphi_y = 16...36^\circ$ и угол $\beta_y = 12,5...29,5^\circ$. При этом применен метод ортогонального центрального композиционного планирования с матрицей планирования типа 2^{5-1} .

В каждом опыте соблюдались следующие условия. 1. Резец затачивался по задней поверхности с обеспечением кинематического заднего угла в пределах $3...5^\circ$ (в точке входа резца в обрабатываемый материал), исключающего возникновение вибраций и возможность "затирания" обработанной поверхности. 2. Расстояние от зоны резания до торца патрона станка сохранялось постоянным. Каждый опыт в соответствии с матрицей планирования эксперимента повторялся трижды.

На основании опытных данных было выведено уравнение регрессии для степени упрочнения. Исключив слагаемые с незначимыми коэффициентами из полученного уравнения регрессии и переведя кодовые значения факторов в натуральные путем декодирования, получили следующее уравнение в натуральных переменных:

$$N = -63,49 - 0,36v + 42,43s + 2,71\varphi_y + 2,73\beta_y + 35,1t + 0,9vs - 0,048v\varphi_y - 0,24s\varphi_y - 0,342v^2 - 3,52s^2 - 0,028\varphi_y^2 - 0,053\beta_y^2 - 35,1t^2.$$

На рис. 1 представлены графики зависимости степени упрочнения от исследуемых параметров. Как видно из графиков, изменение глубины резания практически не влияет на степень упрочнения. С увеличением скорости резания продолжительность контакта задней поверхности резца с обрабатываемой поверхностью уменьшается и степень упрочнения последней снижается. Так, при углах установки $\varphi_y = 16^\circ$ и $\beta_y = 12,5^\circ$ с увеличением скорости резания v от 0,83 до 6,1 м/с степень упрочнения снижается на 10 %, а при углах установки $\varphi_y = 36^\circ$ и $\beta_y = 30^\circ$ — на 25 %. С изменением подачи s в диапазоне 0,2...1,0 мм/об наклеп увеличивается в первом случае на 26 %, а во втором на 19 %. Повышение наклепа связано с тем, что увеличение подачи вызывает рост радиальной составляющей силы P_y .

Особенно сильно влияет на степень упрочнения при ротационном растачивании изменение углов установки инструмента φ_y и β_y относительно обрабатываемой детали. При изменении угла φ_y от 16° до 36° радиальная сила P_y растет, в результате степень упрочнения возрастает в 1,3...1,6 раза. С ростом угла β_y передний кинематический угол уменьшается, сила резания увеличивается. В результате и степень упрочнения обрабатываемой поверхности увеличивается. Так, с изменением угла β_y от $12,5^\circ$ до 30° наклеп повышается в среднем в 1,4...1,6 раза. Глубина упрочнения при ротационном растачивании в зависимости от режимов резания и углов установки инструмента изменяется от 0,1 до 0,17 мм.

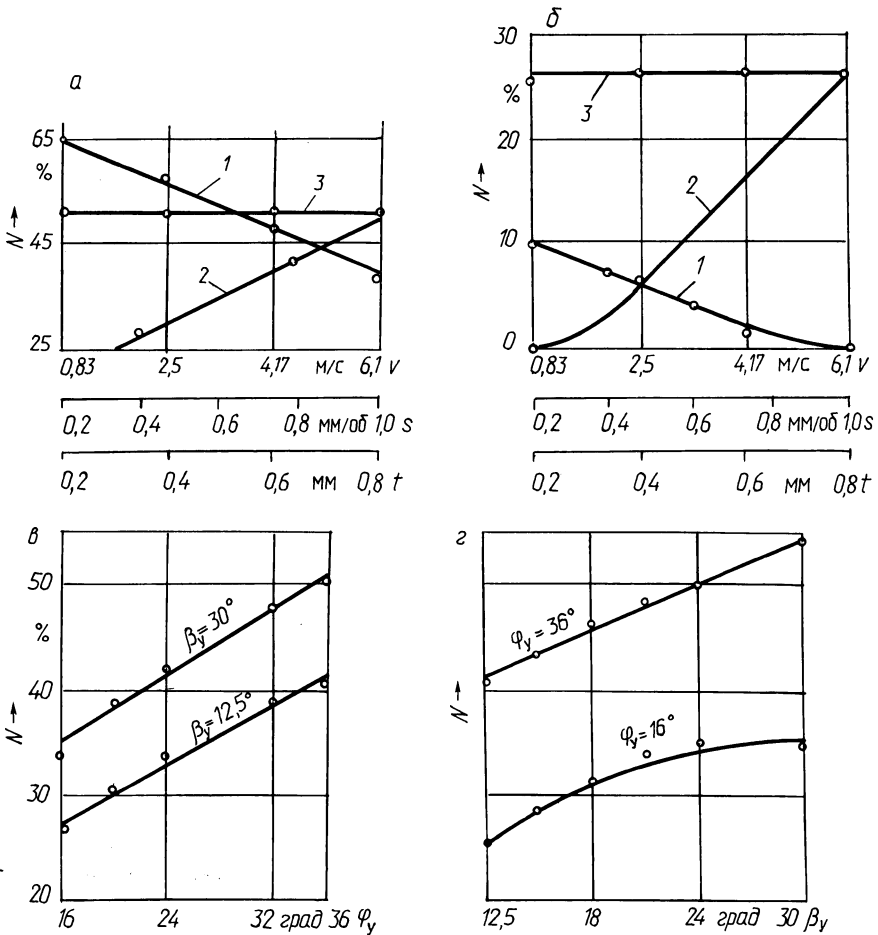


Рис. 1. Зависимости степени упрочнения поверхностного слоя от режимов резания (а, б) и углов установки (а, г): а — $\varphi_y = 16^\circ$; $\beta_y = 12,5^\circ$, $v = 5,83$ м/с, $s = 1,0$ мм/об, $t = 0,8$ мм; б — $\varphi_y = 36^\circ$; $\beta_y = 30^\circ$, $v = 5,83$ м/с, $s = 1,0$ мм/об, $t = 0,8$ мм; в, г — $v = 5,8$ м/с, $s = 1,0$ мм/об, $t = 0,8$ мм, 1 — $N = f(v)$; 2 — $N = f(s)$; 3 — $N = f(t)$

Из приведенного выше следует, что при ротационном растачивании имеется возможность регулирования в широких диапазонах степени и глубины деформации обрабатываемой поверхности, т.е. обеспечивается возможность управления качеством этой поверхности. Так, для деталей, работающих на истирание и при знакопеременных нагрузках, для которых необходимо упрочнение рабочей поверхности, например пневмо- и гидроцилиндров, целесообразно обработку вести при установочных углах $\varphi_y = 30 \dots 36^\circ$ и $\beta_y = 24 \dots 30^\circ$ с увеличенными подачами $s = 0,6 \dots 1,0$ мм/об. Для цилиндров их жаропрочных материалов, требующих получения рабочей поверхности с наименьшей степенью

упрочнения, следует вести обработку при углах $\varphi_y = 16...30^\circ$ и $\beta_y = 12,5...24^\circ$ с подачами $s = 0,2...0,6$ мм/об при скоростях резания $v = 5...6$ м/с.

Таким образом, с помощью полученной математической модели, варьируя режимами резания и углами установки ротационного инструмента, можно прогнозировать и обоснованно управлять процессом упрочнения поверхностного слоя растачиваемых деталей в желаемом направлении.

УДК 621.91

Ю.А.НОВОСЕЛОВ, канд. техн. наук (ГПИ),
Н.Н.ПОПОК (НПИ)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ФРЕЗОТочЕНИЯ

Технологические возможности процесса фрезоточения в значительной мере определяются правильным выбором соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки, конструктивных и других параметров инструмента, обеспечивающих получение цилиндрической поверхности детали без выступов.

Для решения этой задачи рассмотрим схему срезания с поверхности детали выступов, образующихся за счет прерывистости режущей кромки принудительно вращающегося инструмента (рис. 1). В случае обработки инструментом с шириной режущих зубьев B , больше расстояния между зубьями C (рис. 1, а), при повороте заготовки на один оборот инструмент должен повернуться на величину, равную целому числу Z_1 угловых шагов между зубьями инструмента, плюс половина шага, т.е. на величину $t_{\text{окр}}(Z_1 + 1/2)$. Тогда режущая кромка обязательно перекроет оставшийся на поверхности резания выступ с одинаковым вылетом в обе стороны от него. За n оборотов в минуту заготовки инструмент сделает n_T оборотов, т.е.

$$n_T = \frac{nt_{\text{окр}}}{\pi d} \left(Z_1 + \frac{1}{2} \right) = \frac{n}{Z} \left(Z_1 + \frac{1}{2} \right), \quad (1)$$

где n , n_T — соответственно частота вращения заготовки и инструмента; d , $t_{\text{окр}}$, Z — соответственно диаметр, окружной шаг и число зубьев инструмента; Z_1 — число выступов и канавок на продольной развертке поверхности резания за один оборот заготовки.

В более общем случае (рис. 1, б), когда расстояние между зубьями по дуге окружности режущей кромки C больше ширины кромки B , зуб инструмента за один оборот должен повернуться на некоторое целое число Z_1 угловых шагов плюс или минус дополнительный доворот, т.е. $t_{\text{окр}} \left(Z_1 \pm \frac{B - \Delta}{t_{\text{окр}}} \right)$.

За n оборотов заготовки в минуту инструмент сделает n_T оборотов, т.е.

$$n_T = \frac{nt_{\text{окр}}}{\pi d} \left(Z_1 \pm \frac{B - \Delta}{t_{\text{окр}}} \right) = \frac{n}{Z} \left(Z_1 \pm \frac{B - \Delta}{t_{\text{окр}}} \right), \quad (2)$$

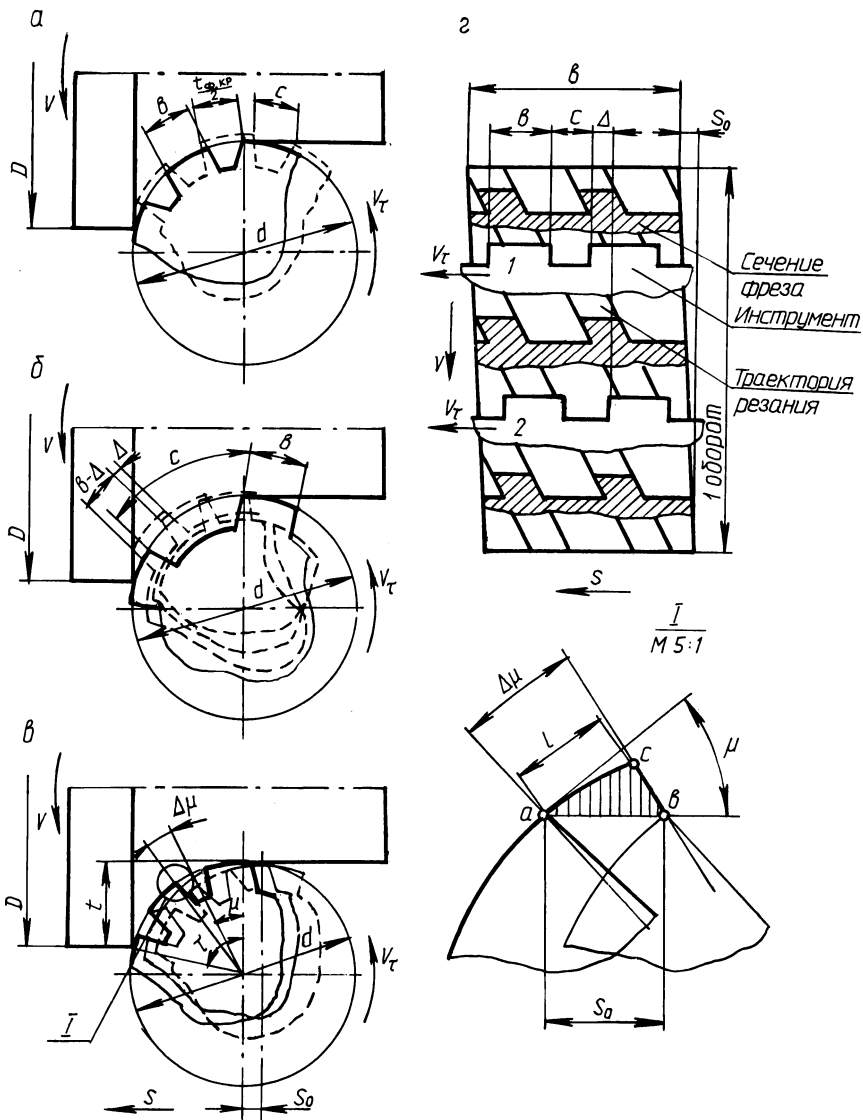


Рис. 1. Схема срезания выступов с поверхности детали

где Δ – величина гарантийного перекрытия режущих кромок, назначаемая произвольно; B – ширина зуба инструмента.

Приняв в этом выражении $K = \frac{t_{\text{окр}}}{B - \Delta}$, получим общую форму для определения n_T :

$$n_T = \frac{n}{Z} \left(Z_1 \pm \frac{1}{K} \right), \quad (3)$$

где K — коэффициент, характеризующий количество положений режущей кромки в пределах одного окружного шага инструмента или количество оборотов, совершаемых заготовкой за время срезания с поверхности резания участка шириной, равной окружному шагу зубьев.

Все предыдущие рассуждения и выведенная формула (3) предполагают, что имеет место только вращательное движение инструмента без перемещения его вдоль оси заготовки. Если инструменту сообщить движение продольной подачи, то необходимое перекрытие режущих кромок, назначенное ранее, кажется в определенной мере нарушенным.

При наличии подачи инструмент смещается в направлении s , в результате чего контур режущей части оказывается повернутым относительно контура, изображенного на рис. 1, в тонкими линиями, на некоторую величину l по дуге окружности в сторону роста угла поворота μ : $l = s_0 \cos \mu$. Для компенсации указанного смещения режущих кромок по дуге окружности инструмента, вызванного продольной подачей, необходимо инструмент доворачивать на некоторый угол $\Delta\mu$ в сторону, противоположную его вращению: $\Delta\mu = 360^\circ s_0 x \times \cos \mu / \pi d$. Практически при равномерном вращении инструмента невозможно сделать такой дополнительный доворот, который зависел бы от положения режущей кромки на дуге контакта. Поэтому найдем среднюю величину доворота на максимальном угле контакта τ :

$$l_{\text{cp}} = 0,5s_0 (1 + \cos \tau) = s_0 (1 - t/d);$$

$$\Delta\mu_{\text{cp}} = 0,5 \frac{360^\circ}{\pi} \frac{s_0}{d} (1 + \cos \tau) = \frac{360^\circ}{\pi} \frac{s_0}{d} \left(1 - \frac{t}{d}\right). \quad (4)$$

Величину l_{cp} удобнее всего ввести в коэффициент K , который примет при этом вид

$$K = t_{\text{окр}} / (B - \Delta - l_{\text{cp}}). \quad (5)$$

Суммарный доворот инструмента, учитывающий наличие впадин на режущей кромке и подачи, приводит к гарантированному перекрытию режущих кромок и последовательному срезанию выступов с поверхности резания (рис. 1, г).

Если выражение $Z_1 \pm 1/k$, являющееся кинематической характеристикой конкретной схемы резания, примем равным m , то формула (3) будет выглядеть:

$$n_\tau = nm/Z, \quad n_\tau/n = m/Z. \quad (6)$$

Тогда отношение кинематической характеристики m к числу зубьев инструмента Z можно обозначить через i и считать своеобразным передаточным отношением между главным движением и вращением инструмента, т.е. $i = m/Z$. Используя формулу (3), можно окружную скорость вращения режущей кромки выразить через скорость главного движения:

$$v_\tau = mdv/ZD. \quad (7)$$

Для проверки полученных теоретических зависимостей было осуществлено техническое моделирование процесса фрезоточения образцов из парафина, ■

Таблица 1

Заданное перекрытие $\Delta_{зад}$, мм	Соотношение частот вращения инструмента и заготовки n_{τ}/n при Z_1 , равном						Измеренное перекрытие $\Delta_{экс}$, мм
	0	1	2	3	4	5	
0	0,048	0,111	0,173	0,236	0,298	0,361	0
2,4	0,033	0,096	0,158	0,221	0,283	0,346	2,58
4,8	0,017	0,08	0,142	0,205	0,267	0,33	4,5
7,2	0,001	0,064	0,126	0,189	0,251	0,314	7,43
9,6	0,014	0,049	0,111	0,174	0,236	0,299	9,6

также из сплава баббита Б83 и свинца С2. Опыты проводились на токарно-винторезном станке 16К20 с использованием устройства для привода резца при следующих условиях: диаметр образцов $D = 100$ мм; параметры инструмента — $d = 49$ мм, $Z = 16$, $B = 7,7$ мм, $\gamma_r = 0$, $\alpha_r = 12^\circ$; элементы режима резания — $s = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм, соотношение частот вращения инструмента и заготовки n_{τ}/n устанавливалось путем расчета по формуле (3) при заданных значениях перекрытия Δ и параметра Z_1 . Так как обрабатываемый материал пластичный, то он позволял останавливать процесс резания в нужный момент без опасности поломки инструмента. Такая остановка давала возможность зафиксировать канавки и выступы на поверхности резания на предыдущем и текущем поворотах заготовки и производить измерения величины полученного перекрытия от последовательных положений режущих зубьев.

Результаты опытов, приведенные в табл. 1, показывают, что отклонения экспериментальных значений перекрытия $\Delta_{экс}$ от заданных $\Delta_{зад}$ не превышают 3...7 %, что свидетельствует о высокой точности полученной формулы (3).

Для определения оптимальных пределов изменения параметров процесса фрезоточения, при которых обеспечивается устойчивое срезание выступов с поверхности детали, была рассчитана по формуле (3) с использованием ЭВМ величина перекрытия Δ для различных условий обработки. В качестве примера на рис. 2 приведена графическая интерпретация одного из фрагментов расчета величины Δ , выраженного в долях окружного шага инструмента $t_{окр}$. Как видно из графиков, с увеличением соотношения n_{τ}/n величина перекрытия уменьшается от максимального значения, равного окружному шагу $t_{окр}$, до нуля. При этом наблюдается периодичность в изменении Δ с периодом, определяемым значениями параметра Z_1 ($Z_1 = 0, 1, 2, \dots, 9$). Наибольшее влияние на Δ оказывает ширина B (рис. 2, в) и число Z (рис. 2, г) зубьев инструмента, а влияние подачи S (рис. 2, а), глубины резания t и диаметра инструмента d (рис. 2, б) незначительно. На эти же графики нанесены данные визуальных наблюдений совпадения (незаштрихованные кружки) и несовпадения (заштрихованные кружки) траекторий движения режущих зубьев, полученные экспериментально при тех же условиях обработки, что и расчетные. Эти данные свидетельствуют о том, что если практически полученные величины перекрытий близки по значениям половине окружного шага $t_{окр}/2$, то совпадения траекторий движений режущих зубьев не происходит. В случае, если значения Δ близки к $t_{окр}$ или 0, траектории движений совпадают. Причем совпадение траекторий наблюдалось даже в тех случаях, когда теоретическая величина

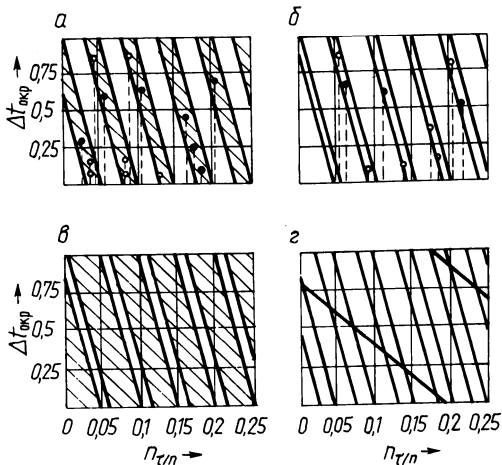


Рис. 2. Графическая интерпретация фрагмента расчета величины перекрытия

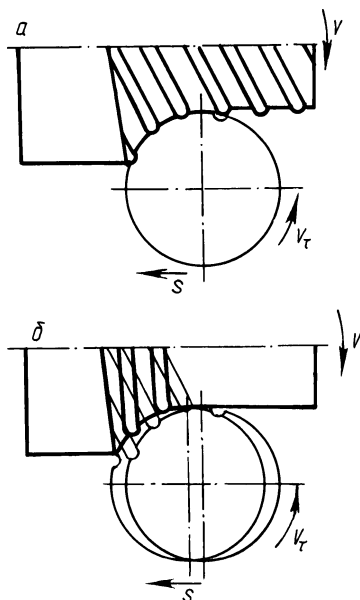


Рис. 3. Схема образования поверхности при фрезоточении

перекрытия казалась достаточной для снятия выступов на поверхности резания. По-видимому, в этом случае сказывалась нестабильность вращения инструмента за счет люфтов в зубчатых зацеплениях устройства для привода инструмента. Когда выступ на поверхности резания приходился не на середину зуба инструмента, а на его край ($\Delta \neq t_{\text{окр}}/2$), происходили срыв и затягивание зуба инструмента в ранее выбранную канавку. В результате все последующие зубья инструмента резали по траекториям ранее выбранных канавок и на обработанной поверхности детали получался одно- или многозаходный винтовой выступ (рис. 3, а, б).

Анализ зависимостей перекрытия от параметров резания показывает, что положительный эффект в виде устранения выступов с поверхности резания может быть достигнут не только путем ступенчатого подбора соотношений $n_{г/п}$, соответствующих оптимальным значениям Δ , но и осуществлением движений инструмента и заготовки с переменным в процессе резания передаточным отношением скоростей i между ними. В этом случае направления винтовых выступов на поверхности резания от предыдущих проходов не совпадают с траекториями перемещений режущих зубьев при последующих проходах и тем самым обеспечивается устойчивое срезание выступов с поверхности резания. Аналогичный эффект может быть достигнут при соответствующем конструктивном оформлении режущей части инструмента: с неравномерным угловым шагом режущих зубьев, с различной шириной зубьев и т.д.

Таким образом, полученные зависимости для соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки позволяют обеспечить устойчивое протекание процесса фрезоточения и формирование цилиндрической поверхности детали без выступов в широком диапазоне изменения параметров обработки.

ОЦЕНКА ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ КОМБИНИРОВАННОГО РОТАЦИОННОГО ИНСТРУМЕНТА В ПРОЦЕССЕ ОБРАБОТКИ ВАЛОВ

Совмещенная обработка деталей резанием и поверхностным пластическим деформированием (ППД), осуществляемая комбинированным ротационным инструментом (КРИ), рабочая часть которого включает в себя чашечный резец и деформирующий шар, обеспечивает высокую производительность обработки за счет сокращения вспомогательного времени. При этом качество обработанной поверхности в значительной мере определяется вибрациями рабочей части КРИ, обусловленными биением режущей кромки инструмента, погрешностями его заточки и установки, а также состоянием подшипникового узла инструмента. В связи с этим определение работоспособности таких инструментов связано с исследованиями колебаний рабочей части КРИ в процессе резания и ППД.

Исследовалась виброустойчивость комбинированного ротационного инструмента при чистовой обработке деталей типа гладких валов диаметром 60...100 мм и длиной 300...400 мм из сталей 20 и 45 с охлаждением 5%-ной эмульсией на токарно-винторезном станке модели 1К62 в условиях устойчивого резания в диапазоне скоростей 80...160 м/мин, подач 0,07...0,3 мм/об, глубины обработки 0,5...1,5 мм и усилий деформирования 500...700 Н.

Установка чашечного резца обеспечивала угол наклона режущего лезвия в вертикальной плоскости $5...18^\circ$, в горизонтальной — порядка 45° , а углы заточки были следующими: передний — $18...20^\circ$, задний — $5...7^\circ$.

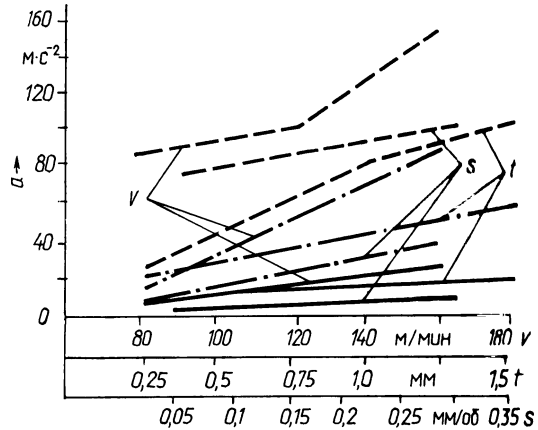
Для сравнения проведены на указанных выше режимах исследования колебаний проходного резца сечением 16x25 мм с напаянной пластинкой Т15К6 с углами заточки режущего лезвия, рекомендуемыми для чистового точения и аналогичными таковым в чашечном резце, изготовленном из стали Р18 (или Р6М5).

Для общей оценки уровня вибраций рабочей части инструментов в качестве измерительного прибора использовался милливольтметр ВЗ-33 в комплекте с пьезоэлектрическим акселерометром типа 4344 фирмы "Брюль и Кьер", который позволяет регистрировать вибрации в широком диапазоне частот от 5 Гц до 40 кГц с точностью $\pm 5\%$.

Оценка уровней вибраций или виброускорений, которые представляют собой ускорения ($\text{м}\cdot\text{с}^{-2}$), производилась в направлении действия главной составляющей силы резания (практически лежащей в вертикальной плоскости). Причем во всех случаях исследования виброустойчивости инструментов датчик вибрации крепился в непосредственной близости от зоны обработки (на расстоянии порядка 30 мм) на рабочей части инструмента.

Анализ результатов исследований показал (рис. 1), что увеличение скорости, подачи и глубины обработки (в указанных выше пределах) вызывает возрастание уровня вибраций как проходного и чашечного резцов, так и ком-

Рис. 1. Изменение уровня вибраций a при обработке валов из стали 45 в зависимости от: скорости обработки v (при $s = 0,1$ мм/об и $t = 1$ мм); подачи s (при $v = 100$ м/мин и $t = 1$ мм); глубины обработки t (при $v = 100$ м/мин и $s = 0,1$ мм/об)



бинированного ротационного инструмента (на рисунке эти зависимости показаны соответственно пунктирными, штрихпунктирными и сплошными линиями). Характер этих зависимостей при обработке валов из сталей 45 и 20 аналогичен, но для стали 20 значения уровней вибраций инструмента всех типов меньше, что объясняется, очевидно, повышенной пластичностью ("вибропоглощением") данного материала и меньшими усилиями, требуемыми на его обработку.

Однако при всех исследованных режимах чистовой обработки валов характерно существенное снижение уровня вибраций чашечного резца по сравнению с проходным (в 2–3 раза), и в еще большей степени заметно снижение уровней вибраций при работе комбинированного инструмента (в 4–6 раз), когда деформирующий шар производит ППД детали.

Последнее обстоятельство можно объяснить, по-видимому, тем, что деформирующий шар в комбинированном ротационном инструменте выполняет роль динамического виброгасителя трения, принцип действия которого основан на рассеивании энергии колебаний системы СПИД.

УДК 621.923

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

ДИНАМИКА ПРОЦЕССА ПЛОСКОГО ШЛИФОВАНИЯ ПЕРИФЕРИЕЙ КРУГА

При рассмотрении динамики плоского шлифования была поставлена задача описать этот процесс при работе периферией круга в реальных условиях обработки математической моделью в виде системы регрессионных зависимостей. Предполагалось, что независимый вход и его место приложе-

ния неизвестны, но зависят от условий шлифования (скорости и глубины резания, продольной подачи, применения СОЖ и т.д.) .

Методики проведения экспериментального исследования и обработки данных приведены в работе [1]. Условия эксперимента охватывали достаточно широкий режимный диапазон: скорость шлифования 18...30 м/с, продольная подача 1...9 м/мин, глубина резания 5...60 мкм. В ходе исследований необходимо было установить количественную взаимосвязь динамической системы СПИД непосредственно с процессом плоского шлифования, учитывая, что его параметры меняются вследствие колебаний формообразующих узлов станка, а также выявить закономерности изменения мгновенных характеристик процесса резания. Уровень и характер колебаний формообразующих узлов станка и сил резания оценивались с помощью величин дисперсий D_y и D_p соответствующих колебаний и их спектральных плотностей.

В табл. 1 в виде многофакторных регрессионных зависимостей приведены результаты обработки полученных экспериментальных данных. Как видно из приведенных сведений, с увеличением скорости шлифования v за счет повышения частоты n вращения шпинделя уменьшается вертикальная составляющая P_v силы резания P и увеличивается ее горизонтальная составляющая P_r , следовательно, изменяется и направление суммарной силы резания. В результате изменяются параметры эквивалентной упругой системы (ЭУС) и возрастает дисперсия относительных колебаний формообразующих узлов станка (см. табл. 1). С увеличением скорости шлифования за счет изменения диаметра круга (при $n = \text{const}$) составляющая силы P_v уменьшается, изменяются параметры ЭУС и снижается дисперсия. Влияние скорости v на параметры собственно процесса шлифования незначительно: связь дисперсии D_p со скоростью статистически незначима, так как взаимовлияние осуществляется через относительные колебания формообразующих узлов станка и статические составляющие силы резания P_r и P_v .

С увеличением продольной подачи $s_{\text{пр}}$ возрастают статические составляющие силы резания, что должно приводить к повышению дисперсии. Однако одновременно происходит сокращение сдвига фаз между относительными колебаниями формообразующих узлов станка и колебаниями мгновенных характеристик процесса шлифования, что должно обуславливать уменьшение дисперсии. Относительно малые значения коэффициентов регрессии при факторе $s_{\text{пр}}$ (см. табл. 1) вызваны в данном случае тем, что степень влияния этого фактора как через статические составляющие силы резания, так и через ее динамическую составляющую примерно одинакова. Аналогичные закономерности выявлены при установлении зависимости некруглости деталей от частоты их вращения на круглошлифовальных бесцентровых станках.

При шлифовании образцов из стали P18 с увеличением $s_{\text{пр}}$ уменьшается дисперсия на всех частотах спектра, а при частоте 215 Гц она увеличивается, что вызывается одновременным увеличением статических составляющих силы резания. В общем случае увеличение подачи $s_{\text{пр}}$ приводит к повышению дисперсии, однако вследствие взаимосвязи факторов режима шлифования роль каждого из них в отдельности сглаживается, и доминирующим по влиянию становится запаздывание динамических составляющих сил резания.

Увеличение глубины шлифования t вызывает (см. табл. 1) увеличение статических составляющих силы резания. В результате должна повышаться

Параметр динамической системы	Условия проведения операции		Коэффициент уравнения регрессии при факторе				
	частота вращения шпинделя n , 1/мин	материал детали	a_0	$a_{сож}$	v , м/с	$s_{пр}$, м/мин	t , мкм
D_p	3150	Сталь У10А	-525	342	-	-	-
P_v	"	"	131	-	-	1,09	1,64
P_r	"	"	68,4	-	-	3,54	0,577
P	"	"	146	-	-	3,37	1,68
D_p	2240	"	45,7	-	-2,09	-	-
P_v	"	"	301	-	-15,2	2	1,59
P_r	"	"	69,6	-	-3,5	1,5	0,72
P	"	"	307	-	-15,5	2,4	1,7
D	Без учета	Сталь Р18	1,24	-	4,21	-	1,29
P_v	"	"	5,41	-	-	2,93	1,88
P_r	"	"	1,94	-	1,07	-	0,789
P	"	"	6,19	-	-	-	2,05
D_p	"	Без учета материала детали	49	250	0,46	-	-
D	"	"	0,46	11,8	1,8	-1,12	-
P_v	"	"	7,7	-	-0,7	4,03	1,59
P_r	"	"	0,43	-	-	2,3	0,63
P	"	"	6,4	-	-0,4	4,9	1,68

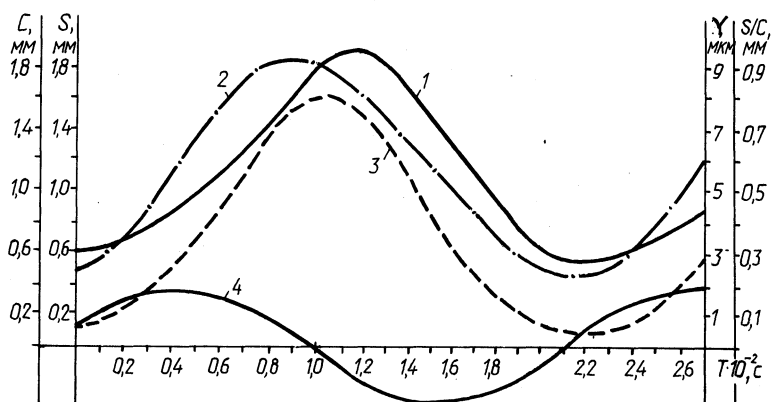


Рис. 1. Закономерности изменения мгновенных характеристик процесса плоского шлифования периферией круга:

1 — длина дуги контакта абразивного круга и обрабатываемой детали C ; 2 — толщина сечения срезаемого слоя S/C ; 3 — площадь сечения срезаемого слоя S ; 4 — величина смещения оси шлифовального круга относительно обрабатываемой детали Y

дисперсия относительных колебаний формообразующих узлов станка, но этого не наблюдается. Данное явление обусловлено тем, что с ростом t увеличиваются постоянные составляющие характеристик процесса шлифования (мгновенная длина дуги контакта, мгновенные толщина и площадь сечения снимаемого слоя) и, следовательно, изменяются параметры динамической системы процесса шлифования (ее упругость и демпфирование).

Значение динамической составляющей силы резания D_p практически не зависит от глубины шлифования. Лишь на отдельных частотах просматривается незначительная связь. Это объясняется тем, что одновременно с глубиной резания изменяются соответствующим образом и характеристики процесса, вызывая равнозначное снижение величины D_p .

Использование при обработке СОЖ приводит к увеличению дисперсии колебаний сил резания и уровня относительных колебаний формообразующих узлов станка, так как в этом случае изменяются динамические характеристики процесса шлифования за счет влияния СОЖ на закономерности разрушения и упругопластических деформаций шлифуемого материала.

На рис.1 приведены полученные расчетным путем для наиболее типичных условий обработки кривые изменения мгновенных характеристик процесса шлифования и процесс колебаний оси абразивного круга относительно обрабатываемой детали. Как видно из рисунка, кривые изменения мгновенных характеристик процесса резания имеют негармонический характер при гармонических колебаниях оси круга относительно обрабатываемой детали, что должно приводить к появлению колебаний сил резания с частотами, отличными от частот возбуждения колебаний. Кроме того, экстремумы мгновенных значений элементов срезаемого слоя сдвинуты во времени по отношению к относительным колебаниям формообразующих узлов, чем обуславливается увеличение уровня их относительных колебаний. Следовательно, факторы, которые увеличивают петлю огибающей семейства дуг образующей шлифовального круга, обеспечивают и сдвиг колебаний сил резания по отношению к колебаниям формообразующих узлов станка. Этим и объясняется характер зависимостей уровня колебаний от величины подачи $s_{пр}$. Повышение подачи ведет к возрастанию силы резания, и уровень колебаний должен увеличиваться, в то же время происходит уменьшение петли огибающей, что приводит к снижению их уровня.

Аналогично объясняется зависимость уровня колебаний станочных узлов от глубины шлифования. Рост t вызывает увеличение силы резания, но и увеличивает дугу контакта абразивного круга с обрабатываемой деталью, что приводит к повышению демпфирования системы и снижению колебаний формообразующих узлов станка.

Таким образом, анализ полученных зависимостей, описывающих динамику процесса плоского шлифования периферией круга, показал, что условия шлифования (режим обработки, применение СОЖ) оказывают влияние на уровень колебаний формообразующих узлов станка преимущественно через параметры эквивалентной упругой системы станка путем изменения величины и направления статической составляющей силы резания. Динамическая составляющая ее зависит от относительных колебаний формообразующих узлов станка, применения СОЖ и, в меньшей мере, от скорости шлифования, что

подтверждает их влияние на характеристики динамического процесса разрушения шлифуемого материала.

Итак, получена модель динамики процесса плоского шлифования периферией круга в виде системы многофакторных регрессионных зависимостей. Данная модель устанавливает количественную взаимосвязь параметров динамической системы СПИД и непосредственно характеристик процесса плоского шлифования периферией круга, что дает возможность назначать обоснованные требования к условиям проведения операции обработки деталей машин при заданных требованиях к качеству их рабочих поверхностей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Прибыльский В.И., Яцура Е.С., Тилигузов Г.В. Исследование влияния динамических характеристик СПИД на формирование геометрии поверхности при шлифовании. — В кн.: Машиностроение. Минск, 1983, № 8, с. 29—33.

УДК 621.951

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

МЕТОДИКА АНАЛИЗА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МИКРОТВЕРДОСТИ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ (С ПРИМЕНЕНИЕМ ЭВМ)

Для исследования напряженно-деформированного состояния зоны резания, которая характеризуется весьма малыми размерами и большим градиентом изменения напряжений, применяются различные методы, основанные на использовании длительных сеток, оптически активных материалов, на измерении микротвердости и др.

Эти методы отличаются значительной трудоемкостью и сложностью. Например, при нанесении сеток на образцы (в связи с анизотропностью материалов) необходимо обеспечить базу ячеек в пределах 0,05...0,1 мм. При нанесении сеток алмазной иглой глубина канавки должна быть не менее 0,05 мм, чтобы исключить влияние образующихся при деформации микронеровностей поверхности на последующие результаты измерений. При напылении сеток следует учесть их контрастность и прочность соединения с образцом и т.д.

Для изучения характера переходной зоны при сверлении сталей шнековыми сверлами с трапецеидальной заточкой передней поверхности, распределения деформаций по сечению стружки нами разработана методика получения линий равной микротвердости, изосклер, путем группировки и последующей обработки на ЭВМ значений микротвердости.

Корни стружек при сверлении на различных скоростях резания получали при мгновенной остановке процесса резания на специальном приспособлении. Затем они фиксировались эпоксидной смолой и разрезались на несколько частей таким образом, чтобы срезы проходили в зоне контакта образца с перемычкой и около уголка сверла. Далее поверхности среза полировались и на них наносилась сетка отпечатков микротвердости с шагом 0,03...0,05 мкм.

Микротвердость измерялась по длине диагонали отпечатка при 400-кратном увеличении. Длины диагоналей отпечатков, полученных при сверлении стали 45, были в пределах 11...35 мкм. В зависимости от задачи исследуемые области с сеткой отпечатков микротвердости фотографировались с увеличением 100, 200 и 400 раз на микроскопе.

При нанесении сетки допускались некоторые отклонения в шагах между отдельными отпечатками микротвердости, так как в дальнейшем фиксировался центр пересечения диагоналей алмазной пирамиды. Для этих целей применялся полуавтоматический прибор для количественного анализа изображений МОР-ЗАМ, Reichert (Австрия); измерялись координаты до 500 значений микротвердости.

Определение координат "x" и "y" каждого отпечатка микротвердости удобнее выполнять на фотографиях поверхностей образцов до травления, где контрастно видно изображение диагоналей. Начало осей координат выбирается произвольно. После определения координат отдельных значений микротвердости исследуемые поверхности протравливаются и на корнях стружки видна картина деформаций структурных составляющих, происходящих при сверлении стали.

Значительные массивы данных, знание координат каждого из значений микротвердости и выявленная затем микроструктура зоны резания позволяют применить регрессионный анализ и аппроксимировать распределение микротвердости в исследуемой зоне полиномами второго и третьего порядка. Как показали исследования, для определения изосклер микротвердости для отдельных структурных составляющих целесообразно использовать полиномы более высокого порядка.

Полученные при сверлении стали 45 изосклеры для отдельных составляющих представлены на рис. 1 (скорость резания 15,5 м/мин, подача 0,17 мм/об, диаметр сверла 12 мм). Данные обработаны на ЭВМ "НАИРИ-2". Для описания распределения микротвердости использовался полином вида:

$$HV = b_1 + b_1 x + b_2 y + b_3 xy + b_4 x^2 + b_5 y^2 + b_6 x^2 y^2 + b_7 xy^2 + b_8 x^3 + b_9 y^3,$$

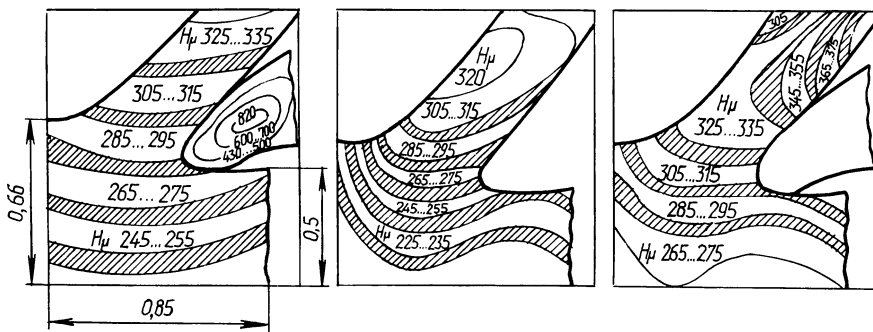


Рис. 1. Зона стружкообразования около уголков шнековых сверл и распределение микротвердости для структурных составляющих стали 45: а — перлит плюс феррит; б — феррит; в — перлит

где HV – микротвердость; x, y – координаты пересечения диагоналей; b – коэффициент полинома.

Коэффициент корреляции для перлитной фазы $R = 0,69$; для ферритной – $0,88$. По приведенному полиному получены сечения поверхностей равного уровня, отражающие распределение микротвердости в зоне резания.

Анализ микроструктуры и изосклер дает представление о переходной зоне между срезаемым слоем металла и стружкой, о распространении деформаций впереди инструмента, об изменении микротвердости по сечению стружки и самого нароста. Кроме того, данная методика позволила выявить “волнообразный” характер распространения деформаций в зоне резания при сверлении стальных шнековыми сверлами.

УДК 621.91

В.И.ХОДЫРЕВ, канд. техн. наук,
В.А.МОЛОЧКОВ (ММИ)

ПОЛУЧЕНИЕ РЕГУЛЯРНОГО МИКРОРЕЛЬЕФА ПРИ ТОЧЕНИИ ВИНТОВЫМ РОТАЦИОННЫМ РЕЗЦОМ

Одним из путей повышения долговечности деталей машин, работающих в условиях трения, является формирование на поверхности регулярного микрорельефа (РМР) с дискретным расположением неровностей.

При точении винтовым ротационным резцом (ВРР) создаются благоприятные условия получения РМР. Это обусловлено, с одной стороны, высокой размерной стойкостью формообразующего витка и с другой – периодическим изменением расстояния между осью детали и формообразующим витком при его перемещении вдоль оси ВРР. Скорость этого перемещения $V_{p0} = n_p i h$, где i – число заходов режущей кромки с шагом h ; n_p – частота вращения режущей части. В простейшем случае оси инструмента и детали скрещиваются под прямым углом, а межосевое расстояние определяется из формулы

$$A = R_0 + r - R,$$

где R_0 – радиус заготовки; r – радиус режущей части инструмента; R – высота элемента поверхности.

Время формирования элемента $\tau = h/v_{p0}$, а его длина $l = \tau(v \pm v_{p0})$, где v – окружная скорость заготовки. Верхний знак соответствует правому направлению винтовых режущих кромок, а нижний – левому. Обозначив соотношение частот вращения режущей части и детали через $K_n = n_p/n$, после преобразований получим наибольшую высоту элемента поверхности, его ширину и длину:

$$\begin{aligned} R_{\max} &\approx R_0 - \sqrt{R_0^2 - h^2/4}; \\ b &\approx 2\sqrt{r^2 - (r - R)^2}; \\ l &\approx 2\sqrt{R_0^2 - (R_0 - R)^2} \left(\frac{2\pi R_0}{K_n i h} \pm 1 \right). \end{aligned}$$

Количество элементов по периметру детали k определяется целой частью величины $K_n i$, а их взаимное расположение — дробной частью. При целом значении $K_n i$ элементы на смежных оборотах не смещены и расположены вдоль прямолинейных образующих цилиндрической поверхности. Если дробная часть величины $K_n i$ меньше, чем 0,5, то при правом направлении винтовой режущей кромки элементы располагаются по левым винтовым линиям, при левом направлении винтовой режущей кромки — по правым. Если дробная часть величины $K_n i$ больше, чем 0,5, — то наоборот. Величина соотношения K_n выбирается по зависимости

$$K_n = \left(1 \pm \frac{s \operatorname{ctg} \theta}{2\pi R_0} \right) \cdot \frac{k}{i},$$

где s — подача на оборот; θ — угол направления неровностей. Положительное значение угла соответствует правому направлению линий.

Величина подачи выбирается с учетом перекрытия ширины элементов и их взаимного расположения.

С целью снижения истинной скорости резания резец может быть повернут относительно вектора скорости v на некоторый угол ϵ в сторону подачи. Размеры элементов при увеличении угла уменьшаются.

Приведенные рассуждения и зависимости справедливы при обработке частично регулярных микрорельефов (ЧРМР). Полностью регулярные микрорельефы (ПРМР) образуются лишь при определенных сочетаниях условий

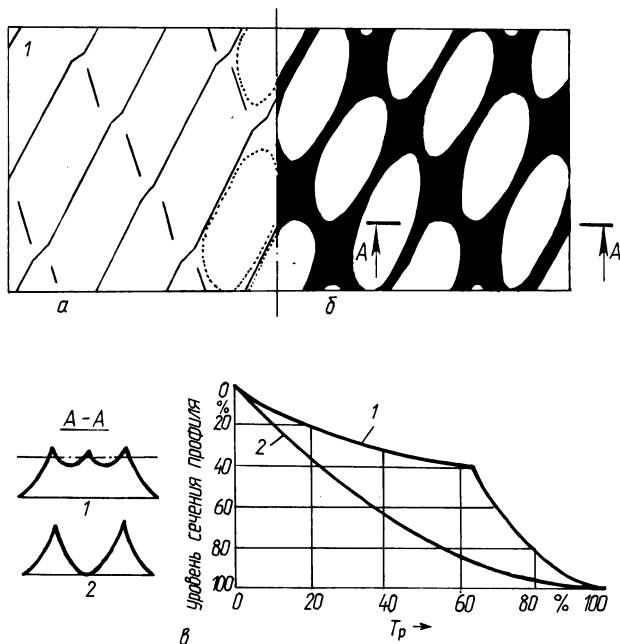


Рис. 1. Схема микрорельефа поверхности до (а) и после (б) приработки и кривые опорных поверхностей (в), обработанных винтовым (1) и чашечным (2) ротационными резцами

обработки, когда элементы поверхности располагаются в шахматном порядке и между ними отсутствуют площадки с исходной шероховатостью. В результате имитационного моделирования процесса формообразования установлено, что ПРМР образуется при выполнении условия

$$K_n = m \pm 0,8i + j/i,$$

где $m = 1, 2, 3, \dots$; $j = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots, \pm i$. На рис. 1 показана схема ПРМР до (а) и после (б) приработки и кривая опорной поверхности (в), обработанной однозаходным ВРР ($R_0 = 32,5$ мм; $h = 6$ мм; $i = 1$; $\epsilon = 25^\circ$; $s = 0,78$ мм/об; $r = 20$ мм; $K_n = 12,8$). Результаты моделирования хорошо согласуются с экспериментом. В зависимости от условий обработки размеры лунок могут изменяться в следующих пределах: $R = 3 \dots 20$ мкм; $l = 0,5 \dots 50$ мм; $b = 0,5 \dots 5$ мм.

Использование ВРР при обработке ПРМР обеспечивает значительное упрощение кинематики, заключающейся в сообщении резцу вращательного и прямолинейного движений, согласованных с вращением детали. Способ может осуществляться на шлицефрезерных, зубофрезерных и токарных станках. Последние при этом оснащаются приводом инструмента.

Повышение эксплуатационных свойств поверхностей с ПРМР, а также технологическая простота получения таких поверхностей при обработке ВРР определяют целесообразность использования ВРР при чистовой обработке.

УДК 621.914.1

**П.С.ЧИСТОСЕРДОВ, канд. техн. наук,
А.И.КРЕЗ (ММИ)**

ЭЛЕМЕНТЫ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ И СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ РАДИУСНЫХ СИНУСОИДАЛЬНЫХ КАНАВОК

В Могилевском машиностроительном институте разработан принципиально новый редуктор с синусошариковым зацеплением, который успешно внедряется в производство. Основной конструктивной особенностью редуктора являются замкнутые синусоидальные канавки, выполненные на наружной и внутренней цилиндрических поверхностях его деталей. Профиль канавок в нормальном к ним сечении соответствует дуге окружности определенного радиуса.

Получение канавок такого типа основано на сообщении цилиндрической заготовке относительно концевой фрезы со сферической головкой сложного движения (равномерного вращения вокруг своей оси и возвратно поступательного перемещения вдоль этой оси). В результате сложения этих двух движений точка пересечения оси фрезы с цилиндрической поверхностью заготовки диаметром D (рис. 1) описывает на этой поверхности кривую, параметрические уравнения которой в развертке имеют вид

$$x = 0,5 D \varphi, \quad y = A \sin k\varphi, \quad (1)$$

где A — амплитуда воспроизводимой синусоиды; k — целое число, равное числу периодов синусоиды на цилиндре; φ — угол поворота заготовки.

Основной величиной, характеризующей различные стороны процесса фрезерования, является подача на зуб фрезы. В общем случае ее значение определяется по формуле

$$S_z = 2\pi v / Z\omega_\phi, \text{ мм/зуб}, \quad (2)$$

где v — скорость движения фрезы относительно заготовки, мм/с; Z — число зубьев фрезы; ω_ϕ — угловая скорость фрезы, с^{-1} .

В нашем случае абсолютная скорость движения фрезы относительно заготовки равна геометрической сумме двух ее составляющих, параллельных осям x и y . На основании уравнений движения (1) :

$$v = \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} = \omega_3 \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 + (Ak \cos k\varphi)^2}, \text{ мм/с}, \quad (3)$$

где ω_3 — угловая скорость заготовки, с^{-1} .

После подстановки формулы (3) в выражение (2) последнее примет вид

$$S_z = \frac{2\pi\omega_3}{Z\omega_\phi} \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 + (Ak \cos k\varphi)^2}, \text{ мм/зуб}. \quad (4)$$

Анализ полученного выражения показывает, что величина подачи непрерывно изменяется в зависимости от угла поворота заготовки, достигая максимума при $\varphi = a\pi/k$, где a — любое целое число. Эти углы соответствуют прохождению фрезой осевой линии синусоиды.

Из выражения (4) следует также, что величина подачи различна для различных рабочих участков фрезы в зависимости от их высоты над ее вершиной. Это обусловлено ее увеличением при возрастании диаметра обработки, изменяющегося в пределах глубины канавки h .

Таким образом, максимальное значение подачи на зуб фрезы при фрезеровании синусоидальной канавки на цилиндрической поверхности

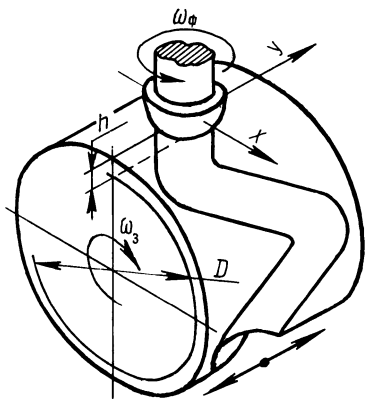


Рис. 1. Схема фрезерования радиусной синусоидальной канавки на поверхности цилиндра

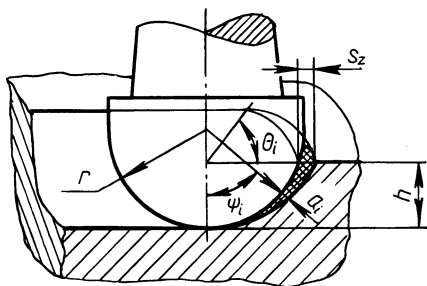


Рис. 2. Схема для определения элементов срезаемого слоя при фрезеровании радиусной канавки концевой фрезой со сферической головкой

$$S_{r_{\max}} = \frac{2\pi n_3}{Z n_{\phi}} \sqrt{\left(\frac{D_{\max}}{2}\right)^2 + (Ak)^2}, \text{ мм/зуб}, \quad (5)$$

где n_3 и n_{ϕ} — частота вращения в минуту соответственно заготовки и фрезы.

Под входящим в выражение (5) D_{\max} следует понимать максимальный диаметр обработки, который в случае фрезерования канавок на наружной поверхности равен диаметру заготовки, а при фрезеровании на внутренней поверхности — диаметру, определяемому по впадинам канавки.

Второй важнейший элемент, характеризующий процесс обработки — это скорость резания, определяемая окружной скоростью периферийных точек вращающейся фрезы. В нашем случае она равна скорости режущих кромок, участвующих в процессе резания и расположенных на наибольшем расстоянии от оси вращения:

$$v_p = \frac{\pi n_{\phi}}{1000} \sqrt{h(d-h)}, \text{ м/мин}, \quad (6)$$

где n_{ϕ} — частота вращения фрезы в минуту; h — глубина фрезеруемой канавки, мм; d — диаметр сферической головки концевой фрезы, мм.

Отметим, что для определения элементов срезаемого слоя основными допущениями, принятыми при их выводе, являются: замена циклоидальной кривой, представляющей собой траекторию движения режущих кромок, окружностями и перенос процесса обработки синусоидальных канавок на наружных и внутренних поверхностях цилиндра на плоскую поверхность. Последнее допущение обусловлено тем, что плоскость в этом случае является как бы усредненным вариантом.

С учетом этого текущее значение толщины срезаемого слоя в положении, определяемом углами ψ и θ (рис. 2), выразится: $a_i = S_z \sin \theta_i \sin \psi_i$. Максимальную же толщину при фрезеровании канавки глубиной h необходимо определять по формуле:

$$a_{\max} = S_z \frac{\sqrt{h(2r-h)}}{r}, \text{ мм}. \quad (7)$$

Площадь поперечного сечения срезаемого припуска

$$F_h = r^2 \arcsin \frac{\sqrt{h(2r-h)}}{r} - (r-h) \sqrt{h(2r-h)}, \text{ мм}^2. \quad (8)$$

Зная эту величину, легко определить объем слоя металла, снимаемого одним зубом фрезы за оборот инструмента:

$$W_z = S_z F_h, \text{ мм}^3. \quad (9)$$

Площадь поверхности резания при фрезеровании концевой фрезой со сферической головкой радиусной канавки глубиной h

$$S_p = \pi r h, \text{ мм}^2. \quad (10)$$

Известно, что средняя толщина слоя металла, срезаемого зубом любой фрезы, равна $a_{\text{ср}} = W_z / S_p$ [2]. Зная по выражениям (9) и (10) величины W_z и S_p , получим:

$$a_{\text{ср}} = \frac{S_z}{\pi r h} \left[r^2 \arcsin \frac{\sqrt{h(2r-h)}}{r} - (r-h) \sqrt{h(2r-h)} \right], \text{ мм.}$$

Полученные зависимости являются основой для расчетов при поиске оптимальных режимов обработки и для силового анализа процесса фрезерования радиусных синусоидальных канавок на деталях синусошарикового редуктора.

Г л а в а II. ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНСТРУКЦИИ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

УДК 621.91.01

В.И.ХОДЫРЕВ, канд. техн. наук,
Н.Д.ДОБОРОВЛЬСКИЙ (ММИ)

ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫЕ РОТАЦИОННЫЕ ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ УДАЛЕНИЯ ДЕФЕКТНЫХ СЛОЕВ МЕТАЛЛА

Дефектные слои металла при производстве литья и проката снимаются главным образом механической обработкой заготовок. Производительность таких процессов довольно низка, поскольку режущие инструменты работают в весьма неблагоприятных условиях (наличие корок, твердых включений и т.д.). Для подобных условий на кафедре "Металлорежущие станки и инструменты" Могилевского машиностроительного института созданы конструкции многолезвийных ротационных резцов с винтовыми режущими кромками, позволяющими в несколько раз повысить стойкость инструмента.

На рис. 1 показаны схемы обработки винтовыми ротационными резцами цилиндрических поверхностей. В случае, когда необходимо снять дефектный слой металла глубиной t со всей цилиндрической поверхности (рис. 1, а), следует применять цилиндрические винтовые резцы. Режущая часть такого резца представляет собой многозаходный червяк из инструментального материала. Ось режущей части наклонена на угол ϵ к вектору скорости главного движения в направлении продольной подачи и в процессе точения вращается под действием сил резания. В работе одновременно находятся несколько витков режущей кромки, между которыми разделяется срезаемый припуск. За счет винтовой формы режущих лезвий их активные участки перемещаются в направлении оси режущей части при ее вращении. В результате создается циклическая прерывистость резания и обеспечивается кинематическое дробление стружки при любых условиях обработки. Винтовые ротационные резцы имеют целый ряд преимуществ перед известными чашечными резцами и позволяют значительно повысить производительность обработки, обеспечивая получение транспортальной и безопасной стружки.

Когда требуется удалить дефекты в виде наплывов металла, облоя и т.д., не нарушая при этом цилиндрическую поверхность диаметра D (рис. 1, б), следует применять глободные винтовые резцы. Режущая часть в этом случае выполняется в виде глободного червяка, причем, образующие глобоида должны совпадать с поверхностью детали. Деталь в сечении осевой плоскостью резца имеет форму эллипса, который в пределах угла ψ контакта резца с деталью хорошо описывается участком окружности с радиусом R_r . Глободные винтовые резцы позволяют значительно экономить металл, срезая только дефекты, искажающие цилиндрическую форму детали.

Для обработки внутренних цилиндрических поверхностей применяются бочкообразные винтовые резцы. Их режущая часть выполнена в виде круговой бочки, на боковой поверхности которой располагаются винтовые режущие кромки. Если требуется снять дефектный слой по всей цилиндрической поверхности отверстия, режущая часть должна иметь кривизну, большую, чем кривизна обрабатываемой поверхности. За счет этого срезаемый припуск будет распределяться между несколькими рабочими витками и процесс резания будет аналогичен обработке цилиндрическим винтовым резцом. При

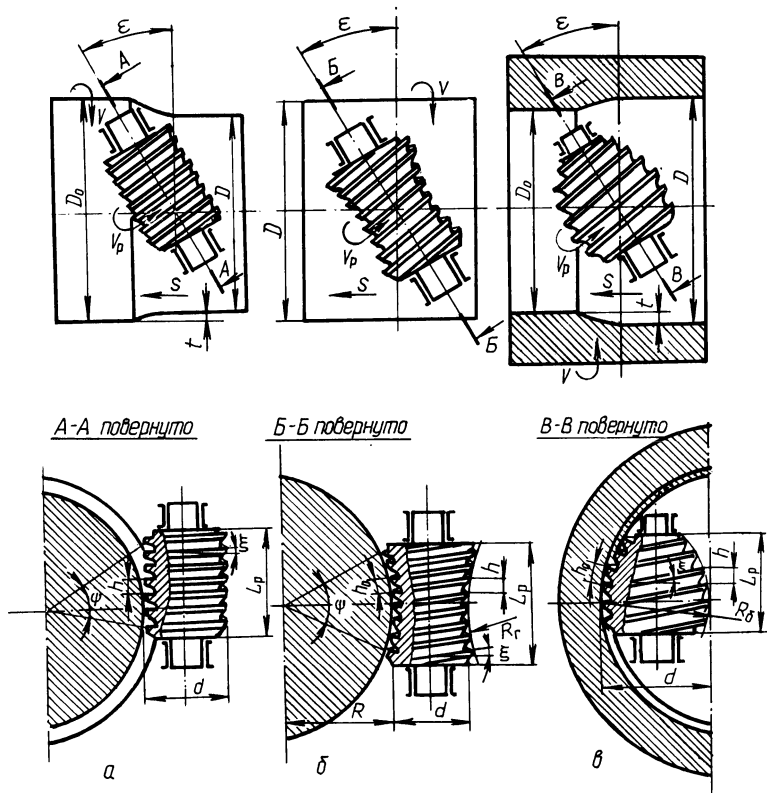


Рис. 1. Схемы обработки винтовыми ротационными резцами цилиндрических поверхностей

необходимости сохранить цилиндрическую поверхность неповрежденной и удалить только дефекты, искажающие ее форму, следует принять радиус R_6 образующей бочки равным радиусу обрабатываемой поверхности в пределах угла контакта резца с деталью. В этом случае схема обработки негативно отображает схему обработки наружной цилиндрической поверхности глобидным винтовым резцом.

К конструктивным и геометрическим параметрам режущей части винтовых ротационных резцов относятся: наружный диаметр (d); длина (L_p); шаг (h); число заходов (i) и направление режущей кромки; форма канавки; угол наклона оси резца (ϵ); передний угол (γ) и задний угол (α) рабочих витков.

Наружный диаметр режущей части следует выбирать минимально допустимым условиям жесткости и прочности державки и размерами подшипниковых узлов. При обработке деталей диаметром до 120...150 мм можно рекомендовать $d = 40...45$ мм. Длина резца определяется углом его контакта с деталью (ψ). Она должна быть достаточной для перекрытия снимаемого припуска и вывода из работы крайних неполных витков резца. При глубине резания $t \leq 10$ мм достаточно $L_p = 50...60$ мм. Шаг винтовой режущей кромки определяется необходимой толщиной рабочего витка и шириной стружечной канавки, объем которой должен быть достаточным для размещения срезаемой стружки, а форма должна обеспечивать хорошее стружкозавивание. Для указанных выше условий обработки можно принимать шаг $h = 6...8$ мм. У глобидных и бочкообразных резцов постоянным сохраняется шаг по образующей режущей части h_o , а осевой шаг режущей кромки является переменной величиной.

Число заходов винтовой кромки (i) позволяет регулировать процесс стружкодробления. Чем больше заходов, тем меньше время цикла резания и короче отделяемые элементы стружки. Обычно у винтовых резцов $i = 2...4$. Направление винтовой кромки определяется осевым перемещением ее активных участков. При наклоне оси резца по направлению подачи (см. рис. 1, а) витки правой винтовой кромки будут перемещаться сверху вниз, а левой — снизу вверх. Таким образом, в первом случае виток перемещается при срезании припуска от обрабатываемой поверхности к обработанной аналогично схеме попутного фрезерования, во втором — наоборот, от обработанной поверхности к обрабатываемой, как при встречном фрезеровании. При наличии поверхностных упрочненных слоев, корок и т.д. выгоднее с точки зрения стойкости резца левое направление кромки, а в остальных — правое.

Угол наклона оси резца имеет оптимальные значения в пределах $\epsilon = 20...35^\circ$. Он должен обеспечивать стабильное "самовращение" режущей части и свободный сход стружки.

Конструктивное оформление винтовых резцов можно рассмотреть на примере цилиндрических резцов (рис. 2). Резец имеет державку 10, выполненную в виде вилки. Режущая часть 5 расположена на оси 8, установленной в конических роликовых подшипниках 9 и 3 (рис. 2, а). Определенная герметизация подшипниковых узлов достигается с помощью экрана 6 и уплотнений 7 и 4. Осевой натяг в системе создается с помощью крышки 2 и регулируемой прокладки 1. Применение радиальных игольчатых подшипников (рис. 2, б) позволяет уменьшить габариты подшипниковых узлов. Осевая нагрузка

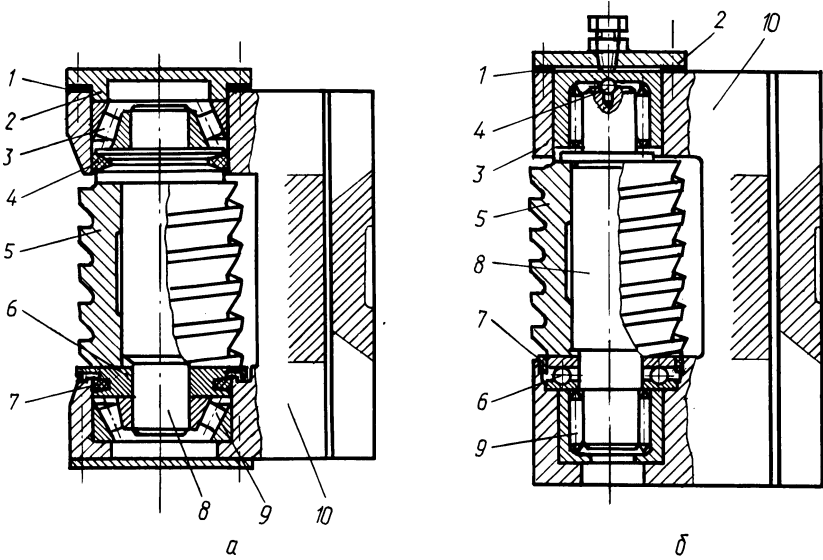


Рис. 2. Конструкции винтовых резцов с цилиндрической режущей частью

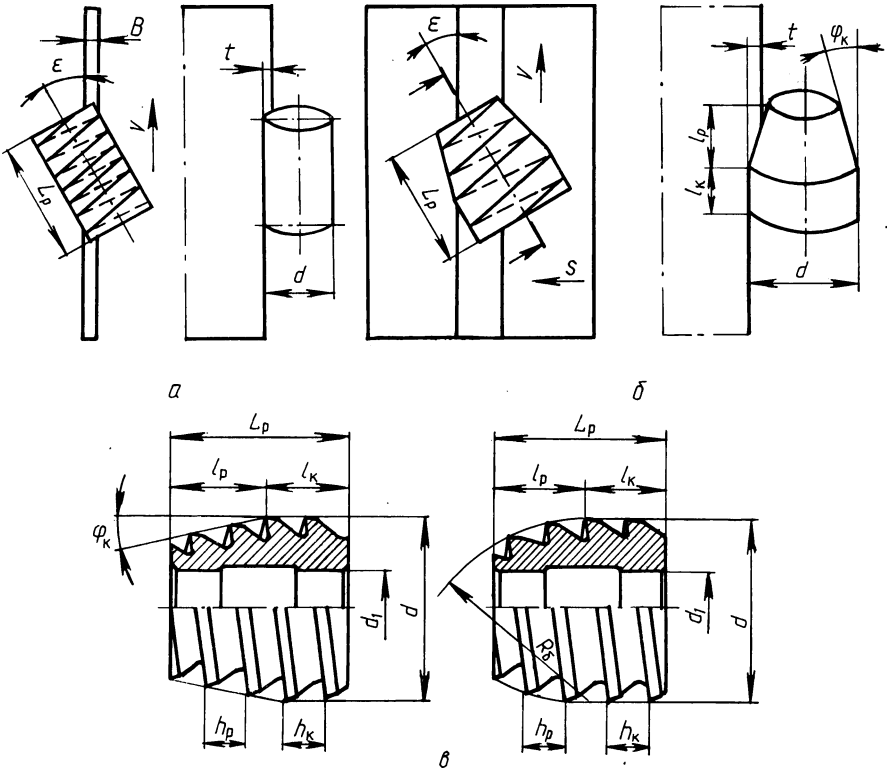


Рис. 3. Схемы обработки винтовыми ротационными резцами плоских поверхностей и конструкции режущих частей для них

воспринимается в этом случае упорным подшипником 6. Державка 10 имеет хвостовик в виде ласточкиного хвоста для закрепления в резовой головке. Если применяются универсальные токарные станки, хвостовик может быть стержневым под стандартный резцедержатель.

Цилиндрическими винтовыми резцами можно также обрабатывать узкие плоские поверхности строганием или протягиванием (рис. 3, а). Например, можно с большой эффективностью строгать кромки листов и полос при $B \leq 20$ мм. Ось реза в этом случае также наклоняется на угол ϵ к вектору скорости главного движения. Наибольшая эффективность достигается при установке винтовых резцов в головках непосредственно на прокатном стане и при протягивании кромки полосы или листа в процессе прокатки.

Винтовые резцы для строгания плоских поверхностей большой ширины (рис. 3, б) должны иметь заборную (режущую) и калибрующую части. Режущая часть может быть выполнена в виде конуса с углом φ_k или круговой бочки с радиусом образующей R_6 (рис. 3, в). Режущая часть имеет несколько рабочих витков, между которыми распределяется срезаемый припуск. Калибрующая часть, предназначенная для уменьшения шероховатости обработанной поверхности, выполняется цилиндрической и располагается так, что ее образующая совпадает с обработанной плоскостью. Число витков калибрующей части $n_k = 2 \dots 3$.

Винтовые ротационные резцы с заборной частью можно применять и для торцового фрезерования поверхностей. В этом случае 6–12 резцов располагают на торце фрезы под углом ϵ к вектору скорости главного движения. Форма и конструктивно-геометрические параметры резцов аналогичны строгальным (рис. 3, в).

Режимы обработки винтовыми ротационными резцами, как и при традиционной резании, зависят от многих параметров: свойств обрабатываемого материала, материала режущей части и пр. При равном периоде стойкости с обычным призматическим резцом винтовой ротационный резец позволяет за счет увеличения скорости резания и подачи повысить производительность обработки в 2–3 и больше раза.

УДК 539.3 + 621. 9

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

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ЗЕРНА ШЛИФОВАЛЬНИКА В ОБЛАСТИ СОЕДИНЕНИЯ ЕГО СО СВЯЗКОЙ

Для надежной работы шлифовально-копировальных инструментов необходимо обеспечить прежде всего прочность соединения зерна со связующим материалом. Особенно важное значение это условие приобретает для процесса шлифования при обработке оптических стекол, где применяются шлифовальники с алмазными связанными зернами. Наибольшую опасность представляет собой явление разрушения прочности соединения зерна со связующим материалом (связкой), т.е. выпадение зерен из шлифовальных инструментов.

Ниже рассматривается построение математической модели соединения зерна со связкой и определение на основе построенной модели напряжений в точках контакта со связкой инструмента. При построении математической модели соединения зерна со связкой предполагается, что зерно инструмента представляет собой абсолютно твердое тело, находящееся в упругом связующем материале. Пусть $F(x, y, z) = 0$ есть уравнение поверхности корня зерна. Тогда упругие перемещения в области контакта зерна и связующего материала определяются по формуле

$$\vec{u} = (F + 1) [\vec{u}_0 + \vec{\varphi}_x (\vec{r} - \vec{r}_0)],$$

где $\vec{u}_0 = iu_0 + jv_0 + kw_0$ – вектор поступательного перемещения зерна; $\vec{\varphi} = i\varphi_x + j\varphi_y + k\varphi_z$ – вектор поворота зерна; \vec{r} – радиус-вектор точки контакта зерна со связкой; \vec{r}_0 – радиус-вектор центра сопротивления (полюса) зерна.

Для точек, лежащих на поверхности корня зерна, получаем перемещение зерна как абсолютную твердого тела. Пусть в процессе резания к зерну приложена произвольная сила \vec{P} в точке с координатами x_p, y_p, z_p . Отметим точки приложения сил, под действием которых зерно получает лишь поступательные перемещения вдоль осей координат. Указанные точки назовем центрами сопротивления. Благодаря введению центров сопротивления значение поступательных перемещений u_0, v_0 и w_0 зерна вдоль осей координат и углов поворота φ_x, φ_y и φ_z вокруг осей координат определяются независимо друг от друга. Для этого записываем условия равенства нулю главного вектора и главного момента всех сил, действующих на зерно, в том числе и напряжений, возникающих на поверхности корня зерна.

$$\int_F \vec{n} T ds - \vec{P} = 0, \quad \int_F (\vec{r} - \vec{r}_0) (\vec{n} T) ds - \vec{m} = 0,$$

где \vec{n} – вектор нормали к поверхности $F = 0$, $\vec{n} = \text{grad } F$;

$$|\vec{n}| = n = \sqrt{\left(\frac{\partial F}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial F}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial F}{\partial z}\right)^2};$$

\vec{P} – главный вектор внешних сил; \vec{m} – главный момент внешних сил; T – тензор напряжений на поверхности корня зерна; ds – элемент поверхности корня зерна.

В качестве примеров рассмотрим две формы корня зерна, одна из которых представляет эллиптический двуполостный гиперboloид, а вторая – пирамиду с сечением в виде ромба (рис. 1). Сравним результаты расчета для гладкой поверхности и для поверхности с изломами. Из условия равенства нулю главного вектора всех сил находим перемещения зерна и координаты центров сопротивления, а из условия равенства нулю главного момента всех сил – углы поворота. В частности, для модели в виде эллиптического гиперboloида получаем следующие формулы:

$$\sigma_n = \frac{\vec{n}}{n^2} (\vec{n} T); \quad \tau_{ns} = \frac{\vec{s}}{ns} (n T), \quad \tau_{nt} = \frac{(\vec{n} \times \vec{s})}{ns} (\vec{n} T);$$

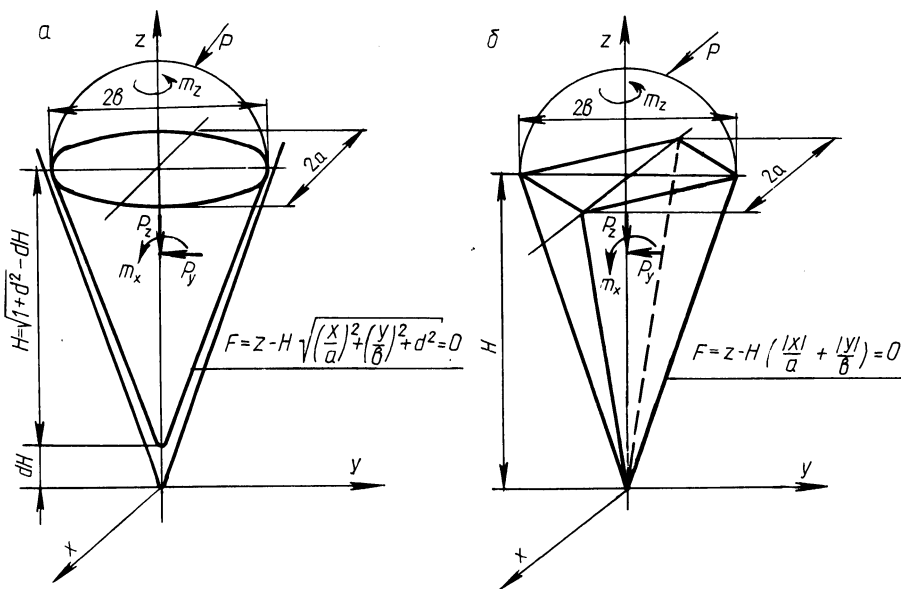


Рис. 1. Модели корня зерна:

а – в виде эллиптического двуполостного гиперболоида $z = H\sqrt{\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + d^2}$; б – пирамидальной формы с основанием в виде ромба $z = H\left(\frac{|x|}{a} + \frac{|y|}{b}\right)$

$$\vec{n} = i \frac{H^2 x}{a^2 z} + j \frac{H^2 y}{b^2 z} + k; \quad \vec{s} = ix + jy + k \left(z - \frac{H^2 d^2}{z} \right).$$

Аналогично находим параметры перемещений и напряжения для зерна пирамидальной формы:

$$2GH^2 u_0 \left(\frac{a}{b} + \frac{\gamma b}{a} + \frac{ab}{H^2} \right) = P_x; \quad z_b = \frac{2H \left[\frac{b}{a} + \frac{\gamma a}{b} + \frac{(\gamma+1)ab}{2H^2} \right]}{3 \left(\frac{b}{a} + \frac{\gamma a}{b} + \frac{ab}{H^2} \right)}$$

$$2GH^2 w_0 \left(\frac{a}{b} + \frac{b}{a} + \frac{\gamma ab}{H^2} \right) = P_z;$$

$$4GH^3 \varphi_x \left\{ H \left(1 + \frac{b^2}{H^2} \right) \left(\frac{a}{b} + \frac{b}{a} + \frac{\gamma ab}{H^2} \right) - 2z_b \left[\frac{2b}{a} + \frac{2\gamma a}{b} + \frac{(\gamma+1)ab}{H^2} \right] \right\} =$$

$$= 3[\gamma P_z - (z_p - z_b) P_y];$$

$$\gamma ab \varphi_z \left[a^2 + b^2 + \gamma H^2 \left(\frac{a^2}{b^2} + \frac{b^2}{a^2} \right) + H^2 (3-\gamma) \right] = 3(x_p P_y - \gamma P_x);$$

$$\sigma_n = \gamma G \left[H \left(\frac{u_0}{a} \operatorname{sign} x + \frac{v_0}{b} \operatorname{sign} y \right) + w_0 + \frac{H}{b} \varphi_x \left[\frac{by}{H} + \right. \right.$$

$$\begin{aligned}
& + (z - z_b) \operatorname{sign} y] + \frac{H}{a} \varphi_y \left\{ \frac{ax}{H} + (z - z_a) \operatorname{sign} x \right\} + \\
& + H \varphi_z \left(\frac{y \operatorname{sign} x}{a} - \frac{x \operatorname{sign} y}{b} \right) \Big\} ; \\
\tau_{ns} = & \frac{Gn}{s} \left\{ u_0 x + v_0 y + w_0 z + \varphi_x y z_b + \varphi_y x z_a + \frac{H^2 (b-a) \varphi_z}{abn^2} \right. \\
& \times \left. \left[\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} \right) \operatorname{sign} x \operatorname{sign} y - \frac{xy(a+b)}{ab} \right] \right\} ; \\
\tau_{nt} = & \frac{Gn}{s} \left\{ \left(y + \frac{Hz}{b} \operatorname{sign} y \right) [u_0 - \varphi_y (z - z_a)] + \left(x + \frac{Hz}{a} \operatorname{sign} x \right) \times \right. \\
& \times [v_0 - \varphi_x (z - z_b)] + H \left(\frac{x \operatorname{sign} y}{b} - \frac{y \operatorname{sign} x}{a} \right) (w_0 + \varphi_x y - \varphi_y x) + \frac{s^2 \varphi_z}{n} \Big\} ; \\
n = & \sqrt{\frac{H^2}{a^2} + \frac{H^2}{b^2} + 1} ; \quad s = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2} .
\end{aligned}$$

В вышеприведенных формулах σ_n — нормальные напряжения на поверхности корня зерна; τ_{ns} — касательные напряжения вдоль образующих указанной поверхности; τ_{nt} — касательные напряжения вдоль направляющей поверхности; $\gamma = \frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}$ — упругая постоянная; ν — коэффициент Пуассона; G — модуль сдвига.

Формулы для v_0 , φ_y и z_a получаются заменой a на b , b на a , P_x на P_y и m_x на m_y как для зерна в виде эллиптического гиперboloида, так и для зерна пирамидальной формы. Следует отметить, что при $d = 0$ получаем из

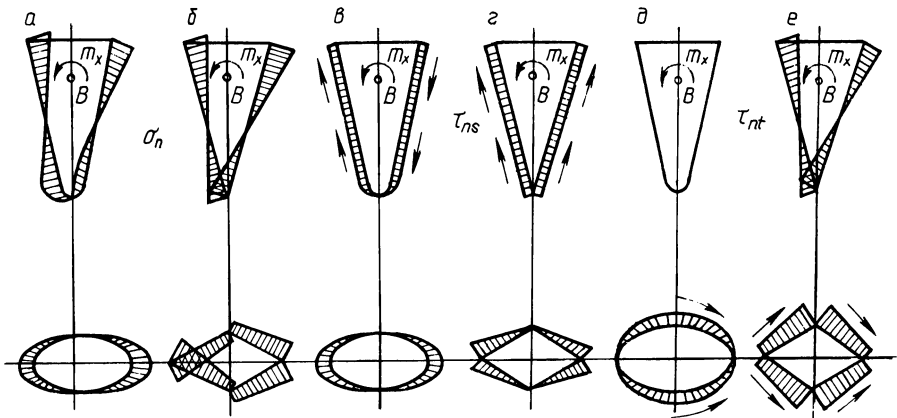


Рис. 2. Эпюры напряжений на поверхности корня зерна при действии изгибающего момента:

а — нормальные напряжения σ_n для зерна в виде эллиптического гиперboloида; б — нормальные напряжения σ_n для пирамидальной формы зерна; в — продольные касательные напряжения τ_{ns} для зерна в виде эллиптического гиперboloида; г — продольные касательные напряжения τ_{ns} для зерна пирамидальной формы; д — поперечные касательные напряжения τ_{nt} для зерна в виде эллиптического гиперboloида; е — поперечные касательные напряжения τ_{nt} для зерна пирамидальной формы

вышеприведенных формул формулы для зерна в виде эллиптического конуса, а для зерна в виде кругового конуса $a = b$.

Анализ полученных формул и эпюр напряжений, построенных при действии на зерно изгибающего момента (рис. 2) позволяет высказать некоторые соображения о прочности зерна. Наиболее существенным параметром, оказывающим влияние на прочность зерна шлифовальника, является глубина закрепления зерна H в связующем материале. Все напряжения обратно пропорциональны квадрату глубины. Поэтому при уменьшении глубины в два раза напряжения возрастают в четыре раза, при уменьшении в 10 раз — в 100 раз и т.д. Отметим, что зерна должны быть удлиненной формы со значительной глубиной закрепления в связке.

В поперечном сечении зерна не должны иметь полярную симметрию, т.е. не должны быть круглыми, квадратными и т.д. Это объясняется тем, что для зерен с полярной симметрией в сечении многие компоненты тензора напряжений обращаются в нуль, увеличивая тем самым значения других напряжений. При применении зерен эллиптической (овальной) формы или в виде ромба при действии одной и той же силы возникает объемное напряженное состояние, уровень которого значительно меньше уровня, возникающего при использовании зерен с полярной симметрией.

Сравнение зерен эллиптической формы и зерен с сечением в виде ромба показывает, что уровень напряжений последних несколько меньше. Однако при применении зерен с сечением в виде ромба возникают концентрации (перепады) напряжений в зонах, прилегающих к ребрам и вершине пирамиды. Концентрацию напряжений можно уменьшить, если закруглить пирамидальные зерна вдоль ребер и вершины.

Немаловажное значение имеет и ориентация зерен в шлифовальнике. Их следует ориентировать так, чтобы большая ось эллипса или большая диагональ ромба лежали в одной плоскости с силой резания. При этом опасные растягивающие напряжения на поверхности корня зерна уменьшаются.

УДК 621.91.01

В.А.ПЛОТНИКОВ,

М.Л.ЕРЕМЕНКО, канд. техн. наук (БПИ)

УГЛЫ ЗАТОЧКИ РОТАЦИОННОГО РАСТОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА

Эффективность использования ротационного режущего инструмента на операциях полустачки и чистовой растачивания деталей во многом зависит от правильного выбора углов его заточки.

Влияние на величину заднего угла заточки углов установки реза и режимов резания исследовалось на токарно-винторезном станке модели 163 без применения СОЖ при обработке деталей из стали 60 (материал режущей чашки — твердый сплав Т15К6). Отношение диаметров растачиваемого отверстия и режущей чашки принималось равным 5...7. Инструмент устанавливался своей вершиной относительно обрабатываемой поверхности на уровне центров станка по прямой схеме резания второй геометрической схемы установки под

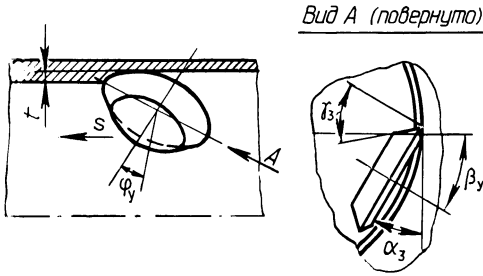


Рис. 1. Геометрические параметры ротационного расточного инструмента

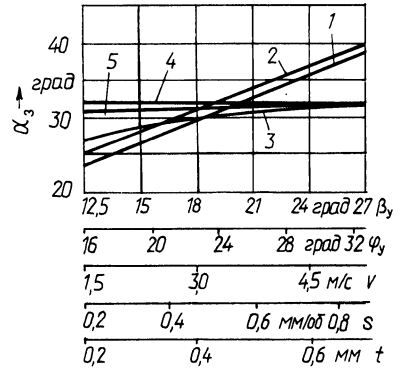


Рис. 2. Графики зависимости заднего угла заточки α_3 реза от углов его установки φ_y (1), β_y (2) и режимов обработки t (3), v (4), s (5) ($\beta_y = 18^\circ$, $\varphi_y = 24^\circ$, $s = 1,0$ мм/об, $v = 5,83$ м/с, $t = 0,8$ мм)

двумя углами β_y и φ_y соответственно в вертикальной и горизонтальной плоскостях (рис. 1).

Использовался метод ортогонального центрального композиционного планирования эксперимента с применением матрицы планирования типа 2^{5-1} . Переменные варьировались на пяти уровнях. В табл.1 приведены исследуемые факторы, их интервалы и уровни варьирования.

В каждом опыте соблюдались следующие условия:

1. Резец затачивался по задней поверхности с обеспечением кинематического заднего угла в пределах $3...5^\circ$ (в точке входа резца в обрабатываемый материал), исключающего возникновение вибраций и возможность "затирания" обработанной поверхности.

2. Угол заострения резца выдерживался равным 85° .

Таблица 1

Фактор	Уровень варьирования					Интервал варьирования
	минимальный -1,547	нижний -1,0	средний 0	верхний +1,0	максимальный +1,547	
Угол установки в горизонтальной плоскости φ_y , град.	16	19,5	26,0	32,5	36,0	6,5
Угол установки в вертикальной плоскости β_y , град.	12,5	15,5	21,0	26,5	29,5	5,5
Глубина резания t , мм	0,2	0,3	0,5	0,7	0,8	0,2
Скорость резания v , м/с	0,83	1,77	3,47	5,17	6,1	1,7
Подача s , мм/об	0,18	0,36	0,68	1,0	1,18	0,32

3. Параметр шероховатости Ra обработанной поверхности выдерживался в пределах 1,2...2,3 мкм.

4. Расстояние от зоны резания до торца патрона станка сохранялось постоянным.

5. Каждый опыт проводился трижды.

На основании полученных данных было выведено уравнение регрессии, представляющее собой полином второй степени в кодированном виде, который всесторонне статически анализировался. С помощью критерия Кохрена установлено, что гипотеза об однородности дисперсии для выбранного уровня значимости (0,04) справедлива. Проверка гипотезы о значимости коэффициентов полученного уравнения проводилась по критерию Стьюдента. С помощью критерия Фишера установлено, что полученная математическая модель адекватно отражает результаты эксперимента. Исключив слагаемые с незначимыми коэффициентами из полученного уравнения регрессии и переведя кодовые значения факторов в натуральные путем декодирования, было получено следующее уравнение в натуральных переменных:

$$\alpha_3 = -52,12 + 1,363v + 7,544s + 20,02t + 2,872\varphi_v + 2,269\beta_v - 0,108\varphi_v\beta_v - 0,197v^2 - 5,547s^2 - 14,2t^2 + 0,03\beta_v^2.$$

На рис. 2 представлены графики зависимости заднего угла заточки от исследуемых параметров. Анализ графиков показывает, что изменение скорости обработки и подачи влияет на величину заднего угла заточки незначительно. Больше влияние оказывают глубина резания и особенно углы установки инструмента. С увеличением их задний угол заточки необходимо увеличивать.

Предлагаемое выражение позволяет легко и с достаточной точностью определить для различных комбинаций режимов обработки и углов установки расточного ротационного инструмента величину заднего угла заточки. Передний угол заточки следует назначать из условия необходимой и достаточной прочности режущего лезвия: $\gamma_3 = \alpha_3 + (2...5^\circ)$.

УДК 621.951:621.762.8

Е.Э.ФЕЛЬДШТЕЙН, канд. техн. наук,
В.М.СЛЫШ (БПИ)

СРАВНИТЕЛЬНЫЕ ИСПЫТАНИЯ СПИРАЛЬНЫХ СВЕРЛ ПРИ СВЕРЛЕНИИ ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА ЖГр2

Ниже излагаются результаты исследований по определению интенсивности износа спиральных сверл при сверлении порошкового материала ЖГр2. Определялась зависимость интенсивности износа и разбивки отверстия от скорости сверления, подачи, технологического метода изготовления сверл, инструментального материала, метода крепления сверл, величины вылета сверла и наличия СОЖ.

Испытывались сверла (ГОСТ 10902–78 и 966–78) диаметром 5 мм, имевшие вылет соответственно 10 и 20d на вертикально-сверлильном станке 2Б125 с бесступенчатым регулированием частоты вращения шпинделя. Станок обеспечивает частоту вращения шпинделя 170...1870 об/мин и подачу 0,104...0,837 мм/об. Указанные параметры не позволяют производить исследования сверлами малых диаметров. Для расширения технологических возможностей станка 2Б125 была произведена его модернизация. Для привода главного движения был установлен двухскоростной асинхронный двигатель 4А100S4/2У3 с частотой вращения 1440 и 2820 об/мин. Наличие такого двигателя, клиноременного вариатора и трехступенчатой зубчатой передачи (рис. 1) обеспечивает частоту вращения шпинделя станка 2Б125 в пределах от 165 до 4400 об/мин. Для контроля и регулирования частоты вращения шпинделя на станке установлен цифровой автоматический тахометр ЦАТ-3М.

Привод механизма подачи для более гибкого регулирования выполнен независимым от привода шпинделя. Установлен двигатель постоянного тока МИ-32У4 (максимальная частота вращения выходного вала 3000 об/мин и

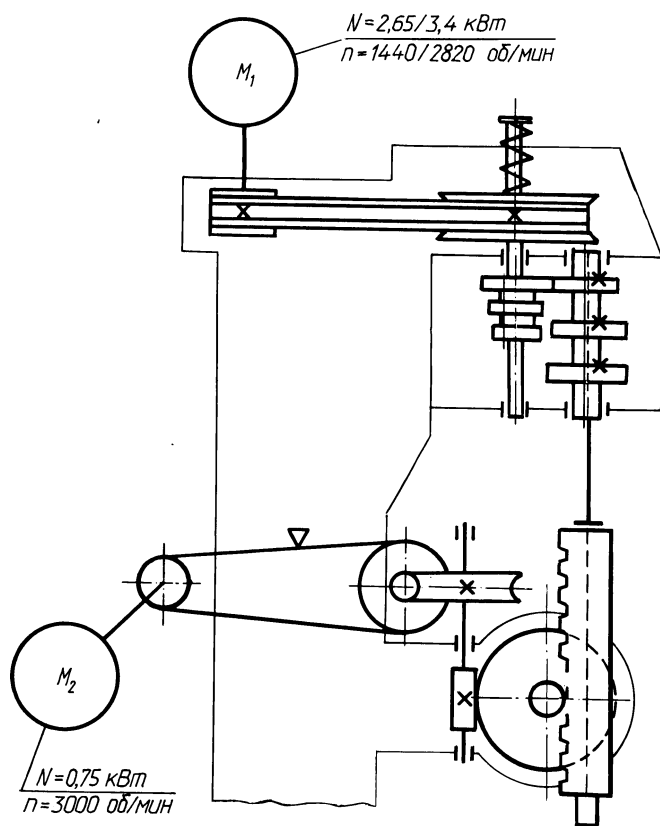


Рис. 1. Кинематическая схема вертикально-сверлильного станка 2Б125 после модернизации

мощность 0,75 кВт) с клиноременной передачей и червячным редуктором (см. рис. 1). Для питания двигателя постоянного тока и регулирования частоты его вращения собрана электрическая схема, состоящая из лабораторного автотрансформатора, выпрямителя и реостата. Регулирование скорости двигателя осуществлялось за счет изменения питающего напряжения и тока в цепи якоря или обмотки возбуждения. Таким образом обеспечивалось плавное регулирование частоты вращения двигателя в пределах 300...3000 об/мин и подач — 25...250 м/мин. Для сверл диаметром 5 мм это обеспечило выбор любых подач в пределах 0,02...0,34 мм/об. Для контроля и регулирования подач на входном валу червячного радиуса установлен тахометр ЦАТ-3М.

Значения подач рассчитывались по формуле

$$s = n_n l / (i_{м.п} i_ч n_{ш}),$$

где s — подача, мм/об; n_n — частота вращения входного вала червячного редуктора механизма подач, об/мин; l — ход шпинделя за один оборот приводной шестерни, мм/об; $i_{м.п}$ — передаточное число червячного механизма подач; $i_ч$ — передаточное число установленного червячного редуктора; $n_{ш}$ — частота вращения шпинделя, об/мин.

Образцы из порошкового материала ЖГр2 имеют твердость 900...1000 МПа, пористость 10...12 % и структуру перлит + феррит + раздробленная сетка цемента.

Интенсивность износа вычислялась по формуле

$$I = h / \tau,$$

где I — интенсивность износа, мм/мин; h — величина износа, мм; τ — время работы сверла до наступления износа, мм.

Износ сверл и размеры просверленных отверстий для вычисления разбивки последних определялись с помощью инструментального микроскопа. Износ фиксировался по уголкам, задней поверхности и у перемычки сверла. На основании научных и нормативных рекомендаций предельно допустимый износ принят равным 0,08д. Эксперименты повторялись трижды.

Ожидаемый уровень стойкости сверл оценивался по формуле

$$\tilde{T} = ([h] - h_{пр}) / I,$$

где $[h]$ — максимальная величина износа, мм; $h_{пр}$ — износ за время приработки 0,05 мм.

При оценке сверл из различных инструментальных материалов установлено, что целесообразнее использовать сталь Р6АМ5, хотя она и уступает твердому сплаву (рис. 2). Указанное обстоятельство соответствует мнению о по-

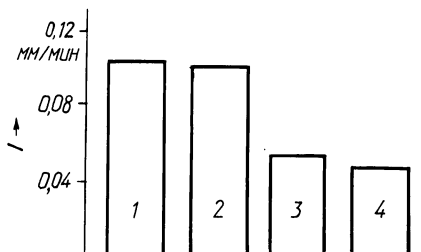


Рис. 2. Интенсивность износа сверл из различных материалов по уголкам: 1 — Р6М3; 2 — Р6М5; 3 — Р6АМ5; 4 — ВК8

вышенных эксплуатационных свойствах инструментов из сталей, легированных азотом. Сверла из сталей Р6М3 изнашиваются более интенсивно и использование их при сверлении порошкового материала ЖГр2 нецелесообразно.

В настоящее время распространены три технологических метода образования канавок сверл: фрезерование, продольно-винтовая прокатка и шлифование. Шлифованные сверла в 1,5–3 раза дороже, чем фрезерованные и катаные. При сверлении порошкового материала ЖГр2 преимущества шлифованных сверл не зафиксированы, что вызвано особенностями микроструктуры и наличием пор.

Сравнение методов крепления сверла (в трехкулачковом патроне и цанге) выявило преимущество цангового зажима, что объясняется лучшим центрированием сверла и вследствие этого уменьшением неравномерности радиальных сил и биения. Использование СОЖ повышает износостойкость сверл из быстрорежущих сталей в 1,5 раза, а твердосплавных – в 2.

При сверлении порошкового материала ЖГр2 с подачей 0,10 мм/об и различными скоростями наблюдается резкое снижение стойкости при скоростях свыше 25 м/мин для сверл из быстрорежущей стали Р6АМ5 и при скоростях свыше 40 м/мин – для сверл из твердого сплава ВК8 (рис. 3). Особенно интенсивно протекает изнашивание при отсутствии СОЖ.

Ожидаемый уровень стойкости сверл определялся по приведенной выше формуле. Полученные данные позволяют определить влияние скорости резания и подачи на стойкость сверл (рис. 3, 4).

При сверлении порошковых материалов на основе железа сверлами из быстрорежущих сталей последние изнашиваются преимущественно по задним поверхностям. Характер износа достаточно стабильный, площадка его равномерно увеличивается от центра к периферии сверла, более резко – вблизи уголков и несколько – в зоне перемычки. Предельно допустимый износ по задней поверхности равен 0,06d (мм). При дальнейшем износе происходит скругление уголков и сверло теряет работоспособность. При работе твердо-

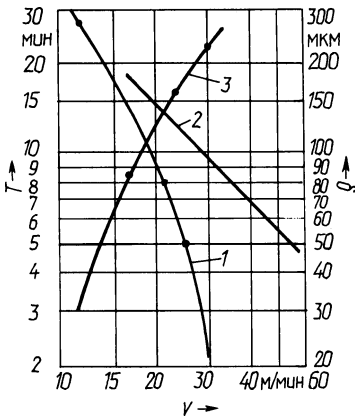


Рис. 3. Предполагаемое влияние скорости на стойкость сверл (1 – Р6АМ5; 2 – ВК8) и разбивку отверстия (3)

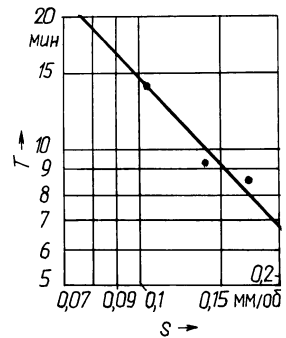


Рис. 4. Предполагаемое влияние подачи на стойкость сверл

сплавными сверлами наибольший износ наблюдается в зоне перемычки, тогда как на задних поверхностях он невелик.

Результаты выполненных исследований позволяют считать, что при сверлении отверстий диаметром 5 мм в порошковом материале ЖГр2 погрешности размеров равняются 13...14 квалитетам точности. Увеличение вылета сверла увеличивает разбивку отверстия на 15...20 %. При сверлении отверстий повышенной точности или под последующую обработку предельно допустимый износ следует уменьшить на 25–30 %, поскольку, как показали исследования, при больших износах увеличивается разбивка отверстия.

Таким образом, в результате проведенных исследований установлено, что наиболее целесообразным инструментальным материалом для сверления отверстий в порошковом материале ЖГр2 является быстрорежущая сталь Р6АМ5, а оптимальные режимы сверления находятся в пределах: скорость 20...35 м/мин, подача 0,06...0,20 мм/об.

В качестве предельно допустимых величин износа следует принимать для сверл из быстрорежущей стали: ширину площадки износа по задней поверхности $h_z = 0,06d$ мм (при черновой обработке), $h_z = 0,04...0,045d$ мм (в случае необходимой последующей обработки); для сверл из твердого сплава — величину износа перемычки $h_{п1} = 0,08d$ мм.

УДК 621.9.06

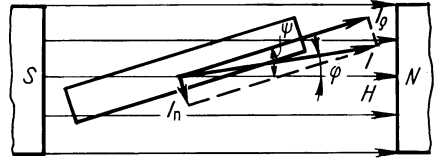
П.И.ЯЩЕРИЦЫН, акад. (АН БССР),
М.Т.ЗАБАВСКИЙ, канд. техн. наук,
Л.М.КОЖУРО, канд. техн. наук (БИМСХ)

РАСЧЕТ ТОЛЩИНЫ ФЕРРОМАГНИТНОГО ПОКРЫТИЯ АЛМАЗНЫХ ЗЕРЕН, ОБЕСПЕЧИВАЮЩЕЙ ИХ ОРИЕНТАЦИЮ В ПОСТОЯННОМ МАГНИТНОМ ПОЛЕ

Экспериментальные исследования показали, что интенсивность тепловыделения в зоне резания можно уменьшить, создав оптимальные условия резания для каждого из зерен путем их предварительной металлизации и последующей ориентации при изготовлении шлифовальных кругов. Целью настоящей работы было установление минимальной толщины металлизированного слоя зерен, обеспечивающего их ориентацию в постоянном магнитном поле.

Рассмотрим частицу (алмазное зерно), находящуюся под действием внешнего поля H . Для теоретического расчета примем допущение, что частица имеет форму полого цилиндра. В сильном магнитном поле этот цилиндр будет стремиться повернуться так, чтобы вектор его намагниченности I совпал с направлением магнитного поля. Такому повороту препятствует механический момент, обусловленный внутренним трением немагнитной среды (связки), в которую помещена частица. Вследствие наличия силы сцепления связки частица установится под некоторым малым углом к направлению действия магнитного поля (рис. 1). При этом наступает равенство моментов механического $M_{\text{мех}}$ и магнитного $M_{\text{магн}}$ полей:

Рис. 1. Схема сил, действующих на зерно в процессе его ориентации



$$M_{\text{мех}} = C\psi; M_{\text{магн}} = IVH \sin \varphi,$$

где C — удельный момент поворота частицы; ψ — угол между осью частицы и внешним полем; I — намагниченность пленки в эрстедах; V — объем пленки в см^3 ; H — напряженность магнитного поля в эрстедах; φ — угол между намагниченностью I и полем H в радианах.

Под действием магнитного момента частица поворачивается по направлению действия поля H и устанавливается под углом ψ к полю (см. рис. 1). Учитывая равенство крутящих моментов, можно записать

$$IVH \sin \varphi = C\psi. \quad (1)$$

Ввиду малости φ можно принять $\sin \varphi \approx \varphi$. Из выражения (1) имеем

$$I = C\psi / VH\varphi. \quad (2)$$

В области сильных магнитных полей, где имеется процесс вращения вектора намагниченности I , угол φ может отличаться от ψ . Это происходит вследствие того, что в частице существует продольное I_p и поперечное I_n намагничивание. В указанном случае для вычисления угла φ следует учесть энергию, вызванную формой частицы, и энергию внешнего поля:

$$E_\varphi = 1/2 [I_p^2 N_p + I_n^2 N_n];$$

$$I_p = I \cos(\psi - \varphi); I_n = I \sin(\psi - \varphi),$$

где N_p — размагничивающий фактор вдоль пленки; N_n — размагничивающий фактор в направлении, перпендикулярном пленке и оси ее вращения.

Энергия внешнего поля $E_n = -IH \cos \varphi$. Вектор I установится под углом φ , соответствующим минимуму суммарной энергии:

$$E = E_\varphi + E_n,$$

$$\frac{\partial E}{\partial \varphi} = \frac{1}{\partial \varphi} \left\{ \frac{1}{2} I^2 [N_p \cos^2(\psi - \varphi) + N_n \sin^2(\psi - \varphi)] - IH \cos \varphi \right\}.$$

Считая, что I не зависит от φ , получим

$$\frac{\partial E}{\partial \varphi} = -NI^2 \sin(\psi - \varphi) \cos(\psi - \varphi) + IH \sin \varphi = 0, \quad (3)$$

где $N = N_n - N_p$.

Полагая, что $\cos(\psi - \varphi) = 1$, из выражения (3) получим

$$NI^2 (\sin \psi \cos \varphi - \cos \psi \sin \varphi) - IN \sin \varphi = 0.$$

Отсюда, имея в виду, что $\cos \psi = \cos \varphi = 1$, $\sin \varphi = \sin \psi / (1 + \frac{H}{NI})$, или

$$\varphi = \psi / (1 + \frac{H}{NI}). \quad (4)$$

Подставляя выражение (4) в уравнение (2), получим

$$I = C(NI + H)/(VNI^2 - CI),$$

Заменяя $I = \kappa H$, имеем

$$N = C/(VH^2 \kappa^2 - C\kappa), \quad (5)$$

где κ – магнитная восприимчивость в системе СГСМ.

Как сказано выше, $N = N_n - N_p$. Для получения значений N_n и N_p для алмазного зерна (частицы), покрытого ферромагнитным материалом – никелем, примем в качестве расчетной схемы полый цилиндр с диаметром и высотой, равными среднестатистическим размерам алмазного зерна.

Для расчета величины N_p в полом цилиндре существует зависимость:

$$N_{p,пол} = N_{p,спл} (1 - \Delta^2), \quad (6)$$

где $N_{p,спл}$ – размагничивающий фактор сплошного цилиндра, намагниченого вдоль продольной оси; $\Delta = R_1/R_2$; R_1 – внутренний радиус цилиндра; R_2 – внешний радиус цилиндра.

Размагничивающий фактор короткого сплошного цилиндра, намагниченого по диаметру

$$N_{п.спл} = 4\pi / (2 + \frac{D}{l}), \quad (7)$$

где D, l – диаметр и длина частицы.

Для определения величины размагничивающего фактора короткого полого цилиндра, намагниченого по диаметру, воспользуемся отношением размагничивающих факторов для сплошного и полого цилиндров, намагниченных продольно, полученным из уравнения (6).

Так как $N_{p,пол}/N_{p,спл}$ и $N_{п.пол}/N_{п.спл}$ равны, то

$$\frac{N_{p,пол}}{N_{p,спл}} = \frac{N_{п.пол}}{N_{п.спл}} = 1 - \Delta^2.$$

Тогда для $N_{п.пол}$ с учетом (7) можно записать

$$N_{п.пол} = \frac{4\pi}{2 + \frac{D}{l}} (1 - \Delta^2). \quad (8)$$

Принимая размеры алмазных зерен $D = 100$ мкм, $l = 150$ мкм и учитывая выражения (6) и (8), получим:

$$N_{п.пол} - N_{р.пол} = 2,85 (1 - \Delta^2). \quad (9)$$

Подставляя уравнение (5) в выражение (9), получим

$$2,85 (1 - \Delta^2) = C / (VH^2\kappa^2 - C\kappa). \quad (10)$$

Имея в виду, что для никеля $\kappa = 10$, а для бронзового сферического порошка $\kappa = 0,94$, из выражения (10), задавшись объемом, подсчитаем толщину ферромагнитного материала, достаточную для обеспечения поворота алмазного зерна в постоянном магнитном поле. Так, для алмазного зерна с зернистостью 100...125 мкм и объемом $V = 0,003$ см³ толщина ферромагнитного материала, согласно выражению (10), будет равна 0,0023 мм.

УДК 621.9.02.013

Ю.А.НОВОСЕЛОВ, канд. техн. наук (ГПИ),
Н.Н.ПОПОК (НПИ)

ОПТИМИЗАЦИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ФРЕЗОТЧЕНИИ

Ранее авторами были получены формулы для расчета переднего, заднего углов и угла наклона режущей кромки инструмента:

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{(\bar{v}_e \bar{n}_n \bar{\tau}_\kappa) |\bar{v}_e|}{(\bar{v}_e \bar{n}_n) |[\bar{v}_e \bar{\tau}_\kappa]|}; \quad (1)$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{(\bar{v}_e \bar{n}_z) |[\bar{v}_e \bar{\tau}_\kappa]|}{(\bar{v}_e \bar{n}_z \bar{\tau}_\kappa) |\bar{v}_e|}; \quad (2)$$

$$\operatorname{tg} \lambda = \frac{\bar{v}_e \bar{\tau}_\kappa}{|[\bar{v}_e \bar{\tau}_\kappa]|}, \quad (3)$$

где \bar{v}_e — вектор скорости резания; \bar{n}_n , \bar{n}_z , $\bar{\tau}_\kappa$ — векторы, касательные соответственно к передней, задней поверхностям и режущей кромке инструмента.

Используя общие векторные соотношения (1) ... (3), определим геометрические параметры ротационного инструмента с прерывистой режущей кромкой (рис. 1). Для этого выразим основные векторы геометрического анализа \bar{v}_e , \bar{n}_n , \bar{n}_z и $\bar{\tau}_\kappa$ через их проекции на координатные оси $x_1 y_1 z_1$. Вектор скорости резания \bar{v}_e может быть представлен своими координатами v_{ex1} , v_{ey1} и v_{ez1} :

$$v_{ex1} = v_{x1} + v_{\tau x1}; \quad v_{ey1} = v_{y1} + v_{\tau y1}; \quad v_{ez1} = v_{z1} + v_{\tau z1}. \quad (4)$$

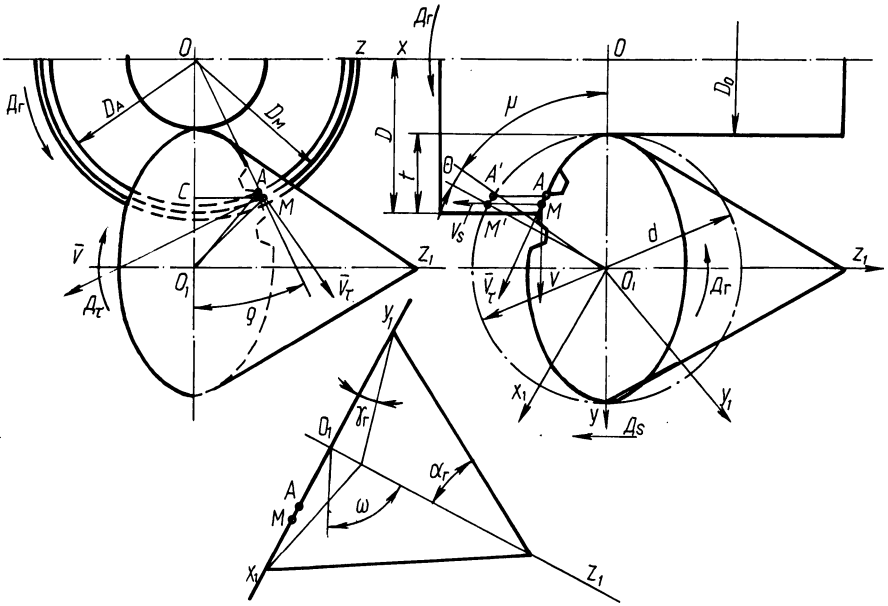


Рис. 1. Схема для расчета углов режущей части ротационного инструмента с прерывистой режущей кромкой в процессе резания

В эти соотношения не включены проекции вектора скорости подачи в связи с его малостью. Найдем каждую из проекций системы (4) :

$$\begin{aligned} v_{ex1} &= v \sin \rho \sin \mu - v \cos \rho \sin \mu \cos \omega + v_{\tau} \cos \theta; \\ v_{ey1} &= v \sin \rho \cos \mu + v \cos \rho \sin \mu \sin \omega + v_{\tau} \sin \theta; \\ v_{ez1} &= -v \cos \rho \cos \omega. \end{aligned}$$

Выразим соотношения проекций скорости резания

$$\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} = -\operatorname{tg} \rho \frac{\sin \mu}{\cos \omega} + \operatorname{tg} \omega \cos \mu - \xi \frac{n_{\tau}}{n} \frac{\cos \theta}{\cos \rho \cos \omega}; \quad (5)$$

$$\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} = -\operatorname{tg} \rho \frac{\cos \mu}{\cos \omega} - \operatorname{tg} \omega \sin \mu + \xi \frac{n_{\tau}}{n} \frac{\sin \theta}{\cos \rho \cos \omega},$$

где

$$\xi = \frac{1}{\sqrt{[1 + D/d - \cos(\mu + \theta)]^2 + \sin^2(\mu + \theta) \sin^2 \omega}};$$

$$\operatorname{tg} \rho = \frac{\sin(\mu + \theta) \sin \mu}{1 + D/d - \cos(\mu + \theta)}.$$

Для отыскания нормальных векторов \bar{n}_n и \bar{n}_3 необходимо записать уравнения соответствующих поверхностей. Поскольку поверхности резца в рассматриваемом случае конические, координаты векторов \bar{n}_n , \bar{n}_3 и $\bar{\tau}_\kappa$ будут:

$$\begin{aligned} \bar{n}_n & \left\{ -\sin\theta; \cos\theta; -\text{ctg}\gamma_r \right\}; \\ n_3 & \left\{ \sin\theta; -\cos\theta; \text{tg}\alpha_r \right\}; \\ \tau_\kappa & \left\{ \cos\theta; \sin\theta; 0 \right\}. \end{aligned}$$

Определим в формуле (1) каждый сомножитель в отдельности:

$$(v_e n_n \tau_\kappa) = \begin{vmatrix} \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} & \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} & 1 \\ -\sin\theta & \cos\theta & -\text{ctg}\gamma_r \\ \cos\theta & \sin\theta & 0 \end{vmatrix} = \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta \text{ctg}\gamma_r -$$

$$- \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \text{ctg}\gamma_r - 1;$$

$$|v_e| = \sqrt{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}}\right)^2 + \left(\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}}\right)^2};$$

$$(v_e n_n) = \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta + \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta - \text{ctg}\gamma_r;$$

$$[v_e \tau_\kappa] = \begin{vmatrix} i & j & k \\ \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} & \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} & 1 \\ \cos\theta & \sin\theta & 0 \end{vmatrix} = i \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} 0 - \sin\theta \right) =$$

$$- j \left(\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} 0 - \cos\theta \right) + k \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right);$$

$$[v_e \tau_\kappa] \left\{ -\sin\theta; \cos\theta; \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right) \right\};$$

$$|[v_e \tau_\kappa]| = \sqrt{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right)^2}.$$

Подставляя расписанные сомножители в векторное соотношение (1), получим:

$$\text{tg}\gamma_r = \frac{\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta + \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta}{1 + \text{tg}\gamma_r \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right)} \sqrt{\frac{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}}\right)^2 + \left(\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}}\right)^2}{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta\right)^2}}. \quad (6)$$

Аналогично записываются выражения для углов α и λ :

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\operatorname{tg} \alpha_r + \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin \theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos \theta}{1 - \operatorname{tg} \alpha_r \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin \theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos \theta \right)} \sqrt{\frac{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin \theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos \theta \right)^2}{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \right)^2 + \left(\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \right)^2}}; \quad (7)$$

$$\operatorname{tg} \lambda = \frac{\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \cos \theta + \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \sin \theta}{\sqrt{1 + \left(\frac{v_{ex2}}{v_{ez1}} \sin \theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos \theta \right)^2}}. \quad (8)$$

Анализ зависимостей (6) ... (8) показывает, что наибольшее влияние на кинематические углы γ , α и λ оказывают соотношение частот вращения инструмента и заготовки n_r/n , углы установки оси вращения инструмента в вертикальных плоскостях ω и η , угол контакта инструмента с заготовкой μ , которые при определенном сочетании их значений создают условия, не обеспечивающие благоприятного резания. Поэтому возникает задача поиска таких значений независимых параметров, при которых возможно получение оптимальных кинематических углов режущей части инструмента.

Методика поиска оптимальных значений углов заключалась в том, что в формулы (6) ... (8) подставлялись заданные в некоторых пределах значения факторов, оказывающих наиболее сильное влияние на параметры оптимизации, и определялись значения этих параметров. Затем по принятым факторам и полученным значениям параметров оптимизации строились пространственные зависимости, которые в силу малости принятых диапазонов факторов и параметров принимались линейными. На полученных таким образом совокупностях участков плоскостей, отражающих искомые зависимости, определялось направление оптимизации, по которому в дальнейшем и производился поиск оптимальных значений кинематических углов режущей части инструмента.

Как видно из построенной по рассчитанным на ЭВМ данным совокупности участков плоскостей, отражающих зависимости углов γ , α и λ от изменяющихся факторов (рис. 2, а), очень важно для отыскания направления оптимизации обратить внимание на одновременность соответствия трех углов заданным пределам оптимизации: $0 \leq \gamma \leq 15^\circ$, $5^\circ \leq \alpha \leq 15^\circ$, $-15^\circ \leq \lambda \leq 15^\circ$ (заштрихованные плоскости). Так, например, для того, чтобы угол γ попал в заданную область, абсолютные значения углов η и ω надо увеличивать, а чтобы задний угол α попал в эту область, необходимо увеличивать угол η и уменьшать абсолютное значение угла ω . Для угла наклона режущей кромки λ следует уменьшать абсолютное значение угла ω , не изменяя значений установочного параметра η . На основании анализа построенных зависимостей были установлены направления оптимизации одновременно трех параметров γ , α и λ , которые обозначены на рис. 2, а стрелками.

Затем с учетом установленных таким образом направлений оптимизации изменялись значения установочных параметров ω и η : $\omega = -30 \dots -3^\circ$, $\eta = -24 \dots -13^\circ$. По результатам расчетов значений углов γ , α и λ для этих значе-

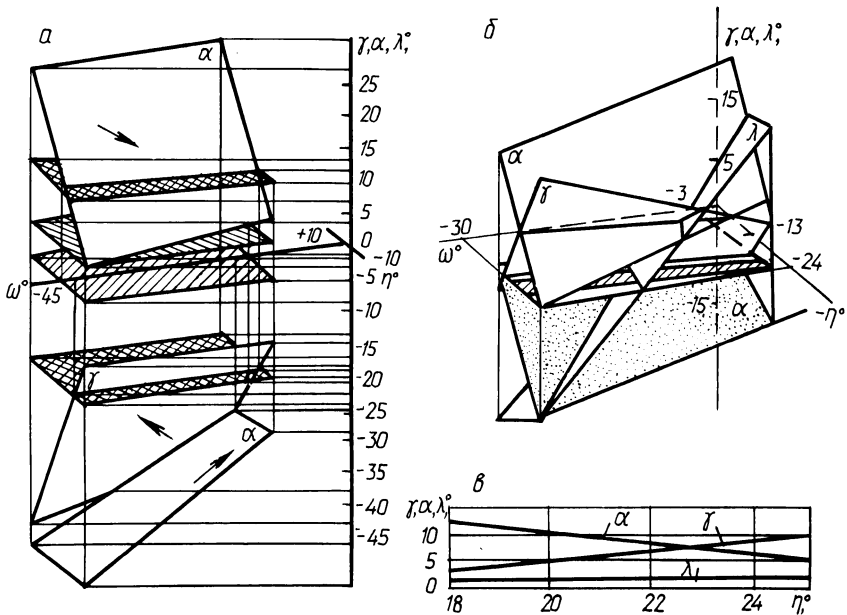


Рис. 2. Оптимизация углов режущей части инструмента γ , α и λ по параметрам ω и η при:
 а — $\gamma_r = -20^\circ$, $\alpha_r = 20^\circ$, $\mu = 0$, $\theta = 0$, $\omega = -15 \dots -45^\circ$, $\eta = -10 \dots 10^\circ$, $D/d = 1,67$, $n_r/n = 0$;
 б — то же при: $\alpha_r = 20$ и 35° , $\omega = -30 \dots -3^\circ$, $\eta = -24 \dots -13^\circ$; в — то же при: $\gamma_r = 15^\circ$,
 $\alpha_r = 30^\circ$, $\omega = 0$, $\eta = -18 \dots -25^\circ$

ний параметров ω и η были построены плоскости, представленные на рис. 2, б. Как видно из графика, для данных условий обработки имеется общая область (заштрихованная) значений ω и η , определяющая близкие к оптимальным значения кинематических углов γ , α и λ . Например, при $\omega = -3^\circ$ и $\eta = -24^\circ$ кинематические углы принимают значения $\gamma = 6^\circ$, $\alpha = 9^\circ$, $\lambda = 17^\circ$. Исходя из этого была еще более сужена область изменения установочных параметров ($\omega = 0$ и $\eta = -18 \dots -25^\circ$) и несколько изменены геометрические углы ($\gamma_r = -15^\circ$ и $\alpha_r = 30^\circ$). Результаты расчета значений кинематических углов γ , α и λ по этим условиям обработки представлены на рис. 2, в. Полученные в данном случае значения кинематических углов отвечают принятым ограничениям и, следовательно, в качестве оптимальных можно рекомендовать значения установочных углов $\omega = 0$ и $\eta = -22^\circ$.

Аналогично проводилась оптимизация кинематических углов γ , α и λ по углу контакта μ , установочному параметру η и соотношению частот n_r/n . Анализ графических зависимостей показал, что наиболее близкими к оптимальным пределам являются значения кинематических углов $\gamma = 7^\circ$, $\alpha = 8^\circ$, $\lambda = -5^\circ$ при $\eta = -22^\circ$, $n_r/n = 0,145$, $D/d = 1,667$ на входе зуба инструмента в зону резания и $\gamma = -2^\circ$, $\alpha = 16^\circ$, $\lambda = -9^\circ$ на выходе зуба инструмента из зоны резания.

Таким образом, полученные зависимости для расчета кинематических углов режущей части ротационного инструмента с прерывистой режущей кромкой позволили провести анализ изменения этих углов в процессе фрезерования и с использованием расчетно-графического метода оптимизировать геометрию инструмента.

УДК 621.9.02–187:621.833+621.923.6.06

В.И.ШАГУН, канд. техн. наук (БПИ),
И.Д.МЕНИЦКИЙ, В.М.ХОДЬКОВ, канд. техн. наук (ВТИ)

ВЛИЯНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ СТАНКА НА ТОЧНОСТЬ ЗАТОЧКИ ЗУБОРЕЗНЫХ ГОЛОВОК

Большое влияние на точность нарезаемых конических зубчатых колес с круговыми зубьями оказывает форма и положение главной боковой режущей кромки резцов зуборезной головки. Режущая кромка должна быть прямой и лежать на образующей кругового конуса в плоскости, проходящей через ось головки.

Так как резцы по задней поверхности затылованы, то если плоскость заточки П-П (рис. 1) проходит через вершину O прямого конуса, образованного режущими кромками, и наклонена на некоторый расчетный угол γ_e к оси головки, указанные выше требования выполняются. Образующую конуса совмещают с плоскостью заточки перемещением бабки изделия.

Погрешность смещения бабки изделия приведет к тому, что плоскость заточки П-П не будет проходить через вершину прямого конуса, а режущая кромка резца не будет лежать на его образующей (см. рис. 1).

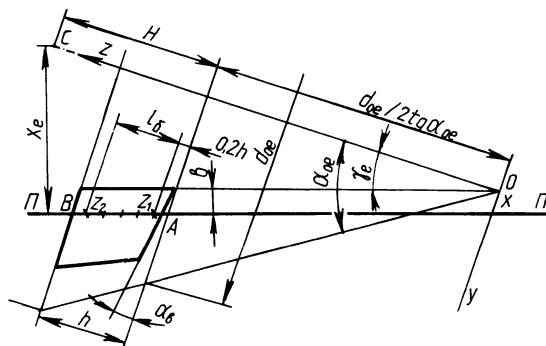


Рис. 1. Смещение вершины конуса с теоретической плоскости заточки

Уравнение режущей кромки резца в рассматриваемом случае

$$\left\{ \begin{array}{l} x = \rho \cos \varphi; \\ y = \rho \sin \varphi; \\ z = \frac{\rho}{\operatorname{tg} \alpha_{\text{oe}}} + \frac{d_{\text{oe}} \operatorname{tg} \alpha_{\text{b}}}{2} (\varphi - \varphi_0); \\ y = z \operatorname{tg} \gamma_{\text{e}} + \frac{b}{\cos \gamma_{\text{e}}}, \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} (1) \\ (2) \\ (3) \\ (4) \end{array}$$

где ρ — радиус-вектор точки, лежащей на боковой поверхности резца головки; φ — текущая угловая координата указанной точки; φ_0 — начальная угловая координата вершины резца; α_{b} — задний угол на вершине резца; b — смещение плоскости заточки; d_{oe} — наружный образующий диаметр головки; α_{oe} — угол профиля рабочей стороны наружных резцов.

Зависимости (1...3) представляют собой уравнение задней боковой поверхности резца в параметрической форме. Зависимость (4) — уравнение плоскости заточки.

Наибольшая разность между параметрами ρ и z базового и промежуточного резцов соответственно определяет радиальное и торцовое биение головки.

Находим наибольшее отклонение режущей кромки от прямолинейности. Для этого выбираем на режущей кромке две точки z_1 и z_2 , расстояние между которыми равно базовой длине измерения $l_{\text{б}}$ по ГОСТ 11906—77. Первую точку выбираем на расстоянии $0,2h$ от вершины резца (h — высота резца от вершины до торца корпуса головки).

Координаты выбранных точек соответственно равны:

$$z_1 = \frac{d_{\text{oe}}}{2 \operatorname{tg} \alpha_{\text{oe}}} + 0,2h; \quad z_2 = z_1 + l_{\text{б}} \cos \alpha_{\text{oe}};$$

x и y определяются из вышеприведенной системы уравнений.

Проводим через найденные точки прямую

$$\frac{x - x_1}{x_2 - x_1} = \frac{y - y_1}{y_2 - y_1} = \frac{z - z_1}{z_2 - z_1}.$$

Разделив расстояние $l_{\text{б}}$ между точками 1 и 2 на несколько равных частей, найдем координаты промежуточных точек. В плоскостях, перпендикулярных оси головки и проходящих через найденные промежуточные точки, находим расстояния между соответствующими точками режущей кромки и прямой

$$a_i = \sqrt{(x_{\text{икр}} - x_{\text{инп}})^2 + (y_{\text{икр}} - y_{\text{инп}})^2},$$

где $x_{\text{икр}}, y_{\text{икр}}$ — координаты точки на режущей кромке; $x_{\text{инп}}, y_{\text{инп}}$ — координаты точки на прямой линии, соединяющей точки 1 и 2.

По наибольшей величине a_{imax} находим погрешность профиля $\Pi = a_{\text{imax}} \times \cos \alpha_{\text{oe}}$.

Отклонение режущей кромки от плоскости, проходящей через ось головки, определяем следующим образом. Находим координаты точки В режущей кромки у основания резца и проводим плоскость через эту точку и ось z:

$$y = \frac{y_B}{x_B} x.$$

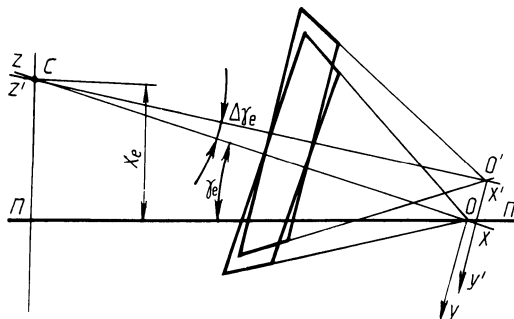


Рис. 2. Погрешность угла наклона оси шпинделя бабки изделия

Таблица 1

Расчет ошибок заточки зуборезных головок, вызванных погрешностями заточного станка

Точностные параметры станка		Погрешности параметров головки, мкм			
наименование	допускаемые отклонения	радиальное биение	торцовое биение	отклонение профиля	отклонение от плоскости, проходящей через ось
Ошибка высоты оси бабки изделия, мм	0,01			1,36	7,138
Ошибка угла наклона оси бабки изделия	0°01'			2,041	16,128
Осевое биение шпинделя бабки изделия, мм	0,003	0,031	0,091	0,003	0,027
Радиальное биение шпинделя бабки изделия, мм	0,004	0,121	0,359	0,001	0,196
Торцовое биение шпинделя бабки изделия, мм	0,004	0,124	0,368	1,728	24,816
Ошибка шага делительного диска, мм	0,003	0,264	0,783	0,002	0,249
Ошибка совмещения шлифовального круга с теоретической плоскостью заточки, мм	0,007	0,656	1,944	0,134	7,129
Общая погрешность		1,196	3,545	4,045	55,683

Затем определяем координаты точки А режущей кромки у вершины резца и расстояние от нее до выше найденной плоскости:

$$\lambda = \frac{y_B x_A - x_B y_A}{\sqrt{y_B^2 + x_B^2}}.$$

Величина λ характеризует отклонение режущей кромки от плоскости, проходящей через ось головки.

Отклонение $\Delta\gamma_e$ угла наклона оси головки приведет к тому, что плоскость П-П заточки не будет проходить через вершину О' инструментального конуса (рис. 2). Определяем уравнение режущей кромки в системе координат z'x'y'. Дальнейший порядок расчета погрешностей заточки подoben приведенному выше.

Аналогично установлено влияние на точность заточки зуборезных головок других параметров станка.

В качестве примера в табл.1 приводятся данные расчета на ЭВМ "Наири" ошибок заточки зуборезных головок номинальным диаметром 500 мм при условии отсутствия погрешностей головки, поданной на заточку.

В ы в о д ы. 1. Наибольшее влияние на радиальное и торцовое биение резцов зуборезной головки оказывает погрешность совмещения шлифовального круга с теоретической плоскостью заточки (более 50 %).

2. Погрешность профиля режущей кромки резца и отклонение ее от плоскости, проходящей через ось головки, зависят в основном от ошибки угла наклона оси бабки изделия и торцового биения шпинделя бабки изделия.

3. Для повышения точности заточки зуборезных головок целесообразно повысить точность подвода шлифовальной бабки на заточку после деления и повысить точность наклона оси шпинделя бабки изделия.

УДК 621.753.5

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПЛОЩАДИ КОНТАКТА ПРИ НАКАТЫВАНИИ НАРУЖНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ И ТОРЦОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РОЛИКОВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

В Могилевском машиностроительном институте разработано новое устройство для высокопроизводительной обработки накатыванием деталей, имеющих совокупность торцовых и цилиндрических поверхностей.

При выборе технологических параметров процесса ППД и конструктивных элементов инструмента необходимо уметь определять площадь контакта деформирующего ролика с обрабатываемой поверхностью. Существующие методики определения площади пятна контакта накатного ролика с обрабатываемой поверхностью не учитывают угол наклона ролика к обрабатываемой поверхности, что дает значительную погрешность в вычислениях.

Площадь контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью имеет форму, изображенную на рис. 1. Торовой ролик с радиусом R и радиусом профиля r расположен под углом α к обрабатываемой поверхности. Радиус обрабатываемой поверхности — R_0 . Полная глубина внедрения ролика — h , упругая деформация — h_y . Пластическая деформация равна $h_n = h - h_y$. Продольная подача инструмента — s . O_1 — центр профильной окружности тора предыдущего прохода с учетом упругого восстановления.

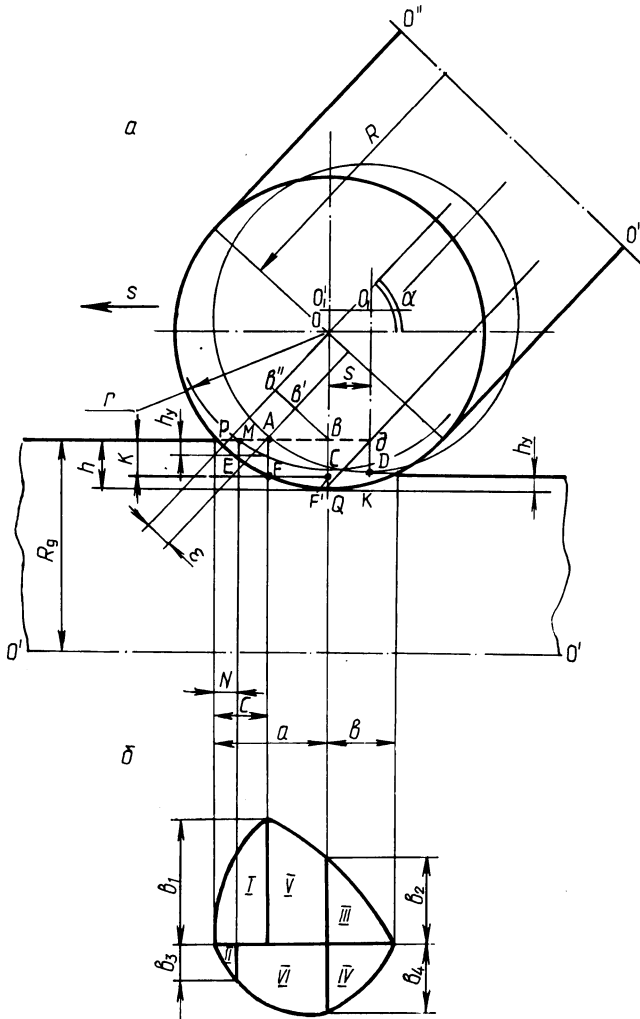


Рис. 1. Формирование поверхностного слоя при накатывании:
 а — схема взаимодействия накатного ролика с обрабатываемой поверхностью; б — форма пятна контакта

Площадь контакта при накатывании представляет сферическую поверхность. Для определения площади пятна контакта делим проекцию площади на ряд элементарных участков, и находим границы

$$a = \sqrt{2rh - h^2}; \quad b = \sqrt{2rh_y - h_y^2};$$

$$c = \sqrt{2rh - h^2} + s + \sqrt{2rh_n + h_n^2};$$

$$N = \sqrt{2rh - h^2} - \sqrt{2rh_n - h_n^2}.$$

Определяем максимальную глубину внедрения ролика с учетом предыдущего прохода инструмента

$$k = \sqrt{r^2 - (\sqrt{2rh_n - h_n^2} - s)^2 - (r - h)}.$$

Для определения радиуса окружности, проходящей через точку А, необходимо найти ε_1 — расстояние от максимальной окружности тора до окружности, проходящей через точку А:

$$\varepsilon_1 = |(r-h) \cos \alpha - (a-c) \sin \alpha|.$$

Аналогично для определения радиуса окружности, проходящей через точку М, определяем ε_3 , а через точку С — ε_2 :

$$\varepsilon_3 = |(r-h) \cos \alpha - (a-N) \sin \alpha|;$$

$$\varepsilon_2 = |(r-h) \cos \alpha|.$$

Радиусы окружности, проходящие через точки А, М, С, определяются:

$$R_A = R + \sqrt{r^2 + \varepsilon_1^2};$$

$$R_M = R + \sqrt{r^2 + \varepsilon_3^2};$$

$$R_C = R + \sqrt{r^2 + \varepsilon_2^2}.$$

Находим длину пятна контакта в различных сечениях (рис. 2):

$$b_1 = \sqrt{2R_d n} \quad \text{или} \quad b_1 = \sqrt{2R_x m}.$$

Приравнивая эти уравнения, получим

$$R_d n = R_x m.$$

(1)

Радиус окружности, проходящий через точку F':

$$R_x = R + \sqrt{r^2 - (\varepsilon + n \cos \alpha)^2}.$$

Радиус окружности, проходящий через точку F:

$$R_F = R + \sqrt{r^2 - (\varepsilon + k \cos \alpha)^2}.$$

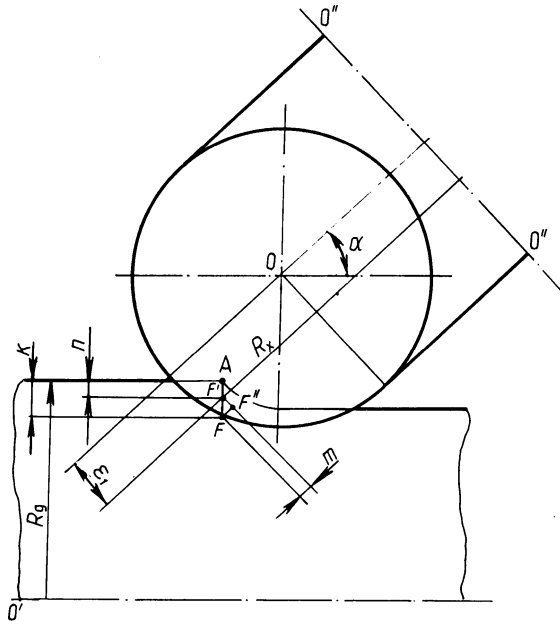


Рис. 2. Схема для расчета площади контакта ролика с цилиндрической поверхностью

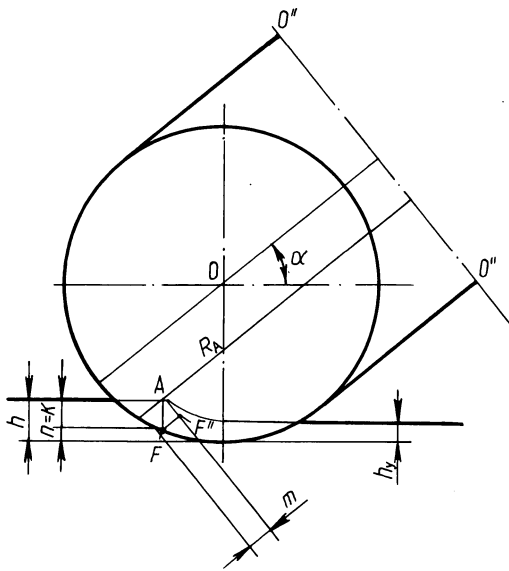


Рис. 3. Схема для расчета площади контакта ролика с торцовой поверхностью

Определяем m :

$$m = \sqrt{r^2 - (\varepsilon + n \cos \alpha)^2} - \sqrt{r^2 - (\varepsilon \cos \alpha)^2} + (k-n) \sin \alpha. \quad (2)$$

Из выражения (1) окончательно определяем m :

$$m = R_d n / R_x.$$

Выразив уравнение (2) относительно n , получим:

$$h^2 \left(\frac{R_d^2}{R_x^2} + 2 \frac{R_d}{R_x} \sin \alpha + 1 \right) + 2n \left[\left(\frac{R_d}{R_x} + \sin \alpha \right) \sqrt{r^2 - (\varepsilon_1 + k \cos \alpha)^2} - \right. \\ \left. - k \sin \alpha + \varepsilon_1 \cos \alpha \right] + k^2 - 2 \varepsilon_1 k \cos \alpha - 2 \sqrt{r^2 - (\varepsilon_1 + k \sin \alpha)^2} k \sin \alpha = 0.$$

Решив уравнение (3) относительно n_1 , при $R_x = R_A$, определим b_1 :

$$b_1 = \sqrt{2R_d n_1}.$$

Приняв $R_x = R_C$, $k = h_y$ и решив уравнение (3) относительно n_2 , определим b_2 :

$$b_2 = \sqrt{2R_d n_2}.$$

Аналогично при $R_x = R_M$, $k = h_y$, решив уравнение (3), определим n_3 :

$$b_3 = \sqrt{2R_d n_3}.$$

При обработке торцовых поверхностей $R_d \rightarrow \infty$ и b_1, b_2, b_3 определяются следующим образом (рис. 3):

$$b_1 = \sqrt{2R_A m}; \\ m_1 = \sqrt{r^2 - \varepsilon_1^2} - \sqrt{r^2 - (\varepsilon_1 + n \cos \alpha)^2} + n \sin \alpha.$$

Аналогично определяем b_2 и b_3 :

$$b_2 = \sqrt{2R_C (\sqrt{r^2 - \varepsilon_2^2} - \sqrt{r^2 - (\varepsilon_2 + h_y \cos \alpha)^2} + h_y \sin \alpha)}; \\ b_3 = \sqrt{2R_M (\sqrt{r^2 - \varepsilon_2^2} - \sqrt{r^2 - (\varepsilon_3 + h_y \cos \alpha)^2} + h_y \sin \alpha)}.$$

Определим площадь проекции пятна контакта. Примем допущение, что линия, ограничивающая участки I, II, III, IV, является параболой, а участки V, VI – дугами окружностей большого радиуса.

$$\text{Участок I: } y^2 = px; \quad y = b_1 \sqrt{\frac{x}{c}}; \quad S_1 = \int_0^c b_1 \sqrt{\frac{x}{c}} dx = \frac{2}{3} b_1 c.$$

$$\text{Аналогично участки II, III, IV: } S_2 = \frac{2}{3} b_3 N; \quad S_3 = \frac{2}{3} b_2 b; \quad S_4 = \frac{2}{3} b_2 b.$$

Площадь участков V, VI равна: $S_5 = (a-c) \frac{b_1+b_2}{2}$; $S_6 = (a-N) \frac{b_3+b_2}{2}$.

Полная площадь пятна контакта равна: $S = \frac{2}{3} (b_1 c + 2b_2 b + b_3 N) + ab_2 + \frac{1}{2} [a (b_1 + b_2) - N (b_2 + b_3)]$.

Полученные теоретические значения площади по приведенным формулам практически совпадают с экспериментальными данными (погрешность составляет менее 5 %).

Глава III. ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНСТРУКЦИИ УЗЛОВ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ОБОРУДОВАНИЯ

УДК 621.892:621.822

Ю.М.ПИКУС, канд. техн. наук (БПИ)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ПЕРЕХОДНОГО ТЕМПЕРАТУРНОГО ПРОЦЕССА В ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ НАПРАВЛЯЮЩИХ С ДРОССЕЛЬНЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ

В металлорежущих станках проходит определенное время до установки стационарного температурного режима в системе гидростатической смазки. Характеристиками переходного процесса являются его длительность t_{\max} и устанавливающаяся в конце максимальная температура смазочной среды θ_{\max} . Рассмотрим их определение для применяемых в станках [1, 2] гидростатических незамкнутых направляющих с дросселями трения.

Используем общий метод, излагаемый в [3], — составление и решение дифференциального уравнения теплового баланса. При этом положим, что система питания и направляющие представляют собой единую емкость, внутри которой находится смазочная жидкость с усредненной по всему объему избыточной температурой θ .

Уравнение теплового баланса представим в виде

$$\Phi_K + \Phi_c = \Phi_D, \quad (1)$$

где Φ_K — количество тепла, отводимое за время dt в окружающую среду и определяемое площадью теплопередающих поверхностей F_j и значениями коэффициентов теплопередачи через них K_j ,

$$\Phi_K = \sum K_j F_j \theta dt; \quad (2)$$

Φ_c — количество тепла, потребное для повышения температуры гидростатиче-

ского механизма на величину $d\theta$ и определяемое теплоемкостью его элементов c_i :

$$\Phi_c = \sum c_i d\theta; \quad (3)$$

Φ_D — количество тепла, выделяющееся за время dt вследствие вязкого трения и определяемое затратами мощности на прокачку смазки $N_{пр}$ и перемещение направляющих $N_{тр}$:

$$\Phi_D = (N_{пр} + N_{тр}) dt. \quad (4)$$

После совместного преобразования (1) ... (4) получим дифференциальное уравнение теплового баланса

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{1}{\sum c_i} [(N_{пр} + N_{тр}) - \theta \sum K_j F_j]. \quad (5)$$

Используем известные [1–3] формулы несущей способности, расхода, затрат мощности, полученные для изотермического стационарного процесса гидростатической смазки. Будем полагать их справедливыми для переходного температурного режима при условии, что входящая в эти выражения вязкость масла μ соответствует температуре θ смазочного слоя в данный момент времени. Указанные формулы представим в форме, пригодной для расчета любых незамкнутых направляющих, выразив особенности геометрии опор через коэффициенты мощности C_N , расхода C_Q , несущей способности C_W . Значения этих коэффициентов для прямоугольных направляющих с центральными продольными карманами [1] и круговых направляющих с кольцевым карманом [2] приведены в табл. 1.

Здесь R_1 — наружный радиус, R_2 — внутренний радиус, R_3 и R_4 — размеры кольцевой камеры круговых направляющих; L и B — длина и ширина опоры прямоугольных направляющих, l и b — длина и ширина контура, образованного карманом или карманами.

Изменение вязкости масла с температурой и давлением представим в виде

$$\mu = \mu(\theta, p) = \mu_0 \exp\left(-\frac{\theta}{m} + ap\right), \quad (6)$$

Таблица 1

Геометрические коэффициенты несущей способности C_W , расхода C_Q , мощности C_N

Коэффициент	Прямоугольные направляющие с продольными карманами	Круговые направляющие с кольцевым карманом
C_W	$\frac{1}{6}(2LB + lB + 2lb + Lb)$	$\frac{\pi}{2} \left(\frac{R_1^2 - R_2^2}{\ln R_1/R_2} - \frac{R_3^2 - R_4^2}{\ln R_3/R_4} \right)$
C_Q	$\frac{1}{3} \left[\frac{l}{(B-b)} + \frac{b}{(L-l)} \right]$	$\frac{\pi}{6} \left(\frac{1}{\ln R_1/R_2} + \frac{1}{\ln R_3/R_4} \right)$
C_N	$(BL - bl)$	$\frac{\pi}{2R_1^2} [(R_1^4 - R_2^4) + (R_3^4 - R_4^4)]$

где μ_0 — значение μ при $\theta = 0$ и атмосферном давлении $p = 0$; m — температурный коэффициент вязкости; α — пьезокэффициент вязкости.

Общепринятым является предположение о постоянстве теплофизических коэффициентов c_j , K_j . Для инженерных расчетов можно принять условие равенства коэффициентов K_j разных поверхностей $K_1 = K_2 = \dots = K_j = K$, причем для металлических стенок значение $K = 9 \dots 14 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{град}$.

Исходными данными для расчета являются нагрузка на опору W ; давление перед дросселями p_n (давление питания); производительность объемного насоса $Q_{\text{нас}}$; размеры направляющих.

Общие затраты мощности на прокачку смазки складываются из потерь в гидроаппаратуре, дросселях, непосредственно в зазоре направляющих и равны

$$N_{\text{пр}} = p_n Q_{\text{нас}}. \quad (7)$$

Тепловыделение при перемещении поверхностей трения со скоростью v (для круговых направляющих v находится по наружному радиусу) можно определить по затратам мощности, зависящим от θ и p и равным

$$N_{\text{тр}} = C_N \frac{\mu v^2}{h}. \quad (8)$$

Для нахождения зависимости $h = f(\theta, p)$ используем выражения для несущей способности W и равенство расходов через направляющие θ и дроссели трения $Q_{\text{др}}$. Соответствующие формулы имеют вид [1–3], причем μ в них определяется соотношением (6).

$$W = C_W p_k; \quad (9)$$

$$Q = C_Q \frac{p_k h^3}{\mu}; \quad (10)$$

$$Q_{\text{др}} = \frac{i K_{\text{др}} (p_n - p_k)}{\mu}, \quad (11)$$

где i — число дросселей в системе питания; $K_{\text{др}}$ — геометрический коэффициент дросселя (для дросселей типа цилиндрических капилляров длиной L_k и радиусом R_k величина $K_{\text{др}} = \pi R_k^4 / 8 L_k$).

Согласно уравнению (9) давление в камере подачи масла p_k определяется только нагрузкой W и размерами опоры и не меняется в процессе установления температуры. Поскольку в дросселях оно изменяется от p_n на входе до p_k на выходе, а в зазоре направляющих от p_k до нуля, введем в формулу (6) вместо текущего среднего давления $p_{\text{ср}}$, равное $\frac{1}{2} (p_n + p_k)$ для течения в дросселях и $p_k/2$ — для течения в зазоре. Формулу для зазора получим, приравняв уравнение (10) и (11) с подстановкой μ согласно соотношению (6) и введя вместо p соответствующие значения $p_{\text{ср}}$:

$$h = \left[\frac{iK_{др} (p_H - p_K)}{C_Q p_K} \right]^{1/3} \exp\left(-\frac{\alpha p_H}{6}\right) = h_0 \exp\left(-\frac{\alpha p_H}{6}\right), \quad (12)$$

где величина h_0 (при $\theta = 0, p = 0$) равна

$$h_0 = \left[\frac{iK_{др} (p_H - p_K)}{C_Q p_K} \right]^{1/3}.$$

Подставляя формулу (12) в уравнение (8) и вводя μ из соотношения (6)

с использованием для течения в зазоре $p = p_{ср} = \frac{p_K}{2}$, получим

$$\begin{aligned} N_{тр} &= \frac{\mu_0 v^2 C_N}{h_0} \exp\left[-\frac{\theta}{m} + \frac{\alpha}{6} (3p_K + p_H)\right] = \\ &= N_{тр0} \exp\left[-\frac{\theta}{m} + \frac{\alpha}{6} (3p_K + p_H)\right], \end{aligned} \quad (13)$$

где

$$N_{тр0} = \mu_0 v^2 C_N / h_0.$$

Подстановка уравнений (7) и (13) в выражение (5) дает дифференциальное уравнение нестационарного теплового процесса в гидростатических направляющих с дросселями трения

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{1}{\Sigma C_i} \left\{ p_H Q_{нас} + N_{тр0} \exp\left[-\frac{\theta}{m} + \frac{\alpha}{6} (3p_K + p_H)\right] - \theta K \Sigma F_j \right\}. \quad (14)$$

Решение нелинейного уравнения (14) возможно только на основе численного интегрирования. В первом приближении используем решение, полученное в результате разложения показательной функции, содержащей переменную θ , в степенной ряд с сохранением первых двух членов. Тогда

$$\frac{d\theta}{dt} = A - B\theta, \quad (15)$$

где коэффициенты A и B равны:

$$\begin{aligned} A &= \frac{1}{\Sigma C_i} \left\{ p_H Q_{нас} + N_{тр0} \exp\left[\frac{\alpha}{6} (3p_K + p_H)\right] \right\}; \\ B &= \frac{1}{\Sigma C_i} \left\{ K \Sigma F_j + N_{тр0} \exp\left[\frac{\alpha}{6} (3p_K + p_H)\right] \cdot \frac{1}{m} \right\}. \end{aligned}$$

Решение (15) имеет вид

$$\theta = \frac{A}{B} [1 - \exp(-Bt)]. \quad (16)$$

Максимальная избыточная температура, устанавливающаяся в конце переходного процесса, определяется из уравнения (16) при $t \rightarrow \infty$

$$\theta_{\max} = A/B. \quad (17)$$

Длительность этого процесса t_{\max} оценивалась по времени, необходимому для достижения $0,9 \theta_{\max}$:

$$t_{\max} = \frac{2,3}{B}. \quad (18)$$

Формулы (16...18) справедливы для величины избыточного нагрева $\theta_{\max} \leq 20...35^{\circ} \text{C}$, что достаточно для гидростатических опор.

ЛИТЕРАТУРА

1. Детали и механизмы металлорежущих станков /Под ред. Д.Н.Решетова. — М., 1972, т.1. — 664 с. 2. Проектирование гидростатических подшипников/Под ред. Г.Риппела: Пер. с англ. — М., 1967. — 136 с. 3. П и к у с Ю.М. Гидростатическая смазка вязкопластичными и вязкими жидкостями. — Минск, 1981. — 192 с.

УДК 621.753.5.001

Н.И.ЖИГАЛКО, канд. техн. наук (БПИ),
П.Л.РОЗЕНТАЛЬ, Б.И.СИНИЦЫН, канд-ты
техн. наук (ИТК АН БССР)

ПРОГРАММНАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ЧЕРЧЕНИЯ СХЕМ НАЛАДОК АГРЕГАТНЫХ СТАНКОВ

САПР наладок агрегатных станков и автоматических линий при ее разработке должна включать два комплекса программ — проектирования и вычерчивания. Хотя в результате этапа проектирования мы имеем достаточно полную информацию об инструментальной наладке в виде спецификации и табуляграммы сведений, получаемых на АЦПУ, тем не менее эта информация является не наглядной и не дает представления об общем виде (сборочном чертеже) наладки.

Чертеж общего вида наладки строится из отдельных схем, которые отличаются по видам обработки и шифры которых могут быть заданы во входной информации на проектирование. Исходными данными для программ вычерчивания инструментальной наладки являются параметры, получаемые в результате реализации программ комплекса "Проектирование". Это сведения о наладке и о схемах инструмента. К сведениям о наладке относятся: циклы работы силовых узлов и резьбонарезных шпинделей, технические требования. Эти данные заимствуются из общих сведений о наладке, находящихся в бланке исходных данных.

Параметры, необходимые для программирования вычерчивания схем инструмента, подразделяются на три вида: линейные, диаметральные и параметры, проставляемые на выносках (принятые обозначения оригинальных или стандартных режущих и вспомогательных инструментов). Программирование вычерчивания ряда линий, не заданных на соответствующей схеме, выполняется или реализацией некоторой функции от заданных параметров или эвристически.

Например, комплекс "Проектирование" не дает сведений для вычерчивания наружного диаметра шпинделя, имеется только внутренний диаметр шпинделя $D_{ш}$. Поэтому информацию о наружных диаметрах концов шпинделей в зависимости от $D_{ш}$ необходимо получить из таблицы соответствия и т.п.

Программирование простановки размеров и выносок с обозначениями инструментов должно вестись таким образом, чтобы, по возможности, были исключены их взаимные пересечения. Программа проектирования на выходе имеет ряд признаков (R, B_1, B_2, B_3, B_4) , определяющих характер надписи на выноске. Каждый из этих признаков может принимать значения

$$R, B_1, B_2, B_3, B_4 = \begin{cases} 0, & \text{если инструмент нормализованный,} \\ 1, & \text{если инструмент оригинальный.} \end{cases}$$

Здесь R — признак оригинальности режущего инструмента; B_1, B_2, B_3, B_4 — признаки оригинальности вспомогательных инструментов.

Если $R, B_1, B_2, B_3, B_4 = 0$, то нормализованное обозначение требует удлиненной выноски, в противном случае длина выноски может быть сокращена. Содержание обозначения заимствуется из соответствующих результатов программы проектирования.

Перед программированием вычерчивания схем наладок программист проводит их анализ на предмет выделения максимального числа общих типовых изображений (ТИ). Простановка размеров также может служить примером ТИ. Каждое ТИ программируется как отдельный модуль. Эти модули могут найти применение при вычерчивании различных схем обработки. Каждое ТИ имеет свою автономную систему координат. Компоновка ТИ для отдельной схемы инструмента ведется относительно принятой системы координат данной схемы инструмента. Системы координат схем задаются относительно системы координат формата листа. Последовательность реализации модулей вычерчивания: сначала реализуются модули, формирующие шпиндель, затем модули, выполняющие простановку размеров, выносных линий и вычерчивание выносок.

При вычерчивании на графопостроителе "ИТЕКАН-2М" максимальный формат-24 (594x841). Если наладка размещается на меньшем формате, то ее следует вычерчивать на 23-м (594x631) или 22-м (594x420) формате. Номер формата может быть определен при задании исходных данных или на основании данных, выводимых на дисплей программой проектирования.

Схемы по длине необходимо делать сокращенными для возможности размещения их на соответствующем формате. Сокращение длин производится по шпинделям и удлинительям.

Структура программ вычерчивания схем инструмента приведена на рис. 1. Здесь n — число схем в одной наладке ($m = 1, \dots, n$); S_x — шифр схемы инструмента (задается в исходных данных); $S_x = 101v102v\dots v199$ — схемы сверления; $S_x = 201v202v\dots v299$ — схемы зенкерования; $S_x = 301v302v\dots v399$ — схемы развертывания; CERSV, CERZN, CERRZ, CERRB — соответственно модули вычерчивания схем сверления, зенкерования, развертывания и резьбонарезания. Каждый из перечисленных модулей позволяет выйти на получение чертежа любой типовой схемы, шифр которой указан в исходных данных.

Программа вычерчивания каждого шпинделя (кроме резьбонарезных) должна учитывать наличие или отсутствие быстросменности. Также должно

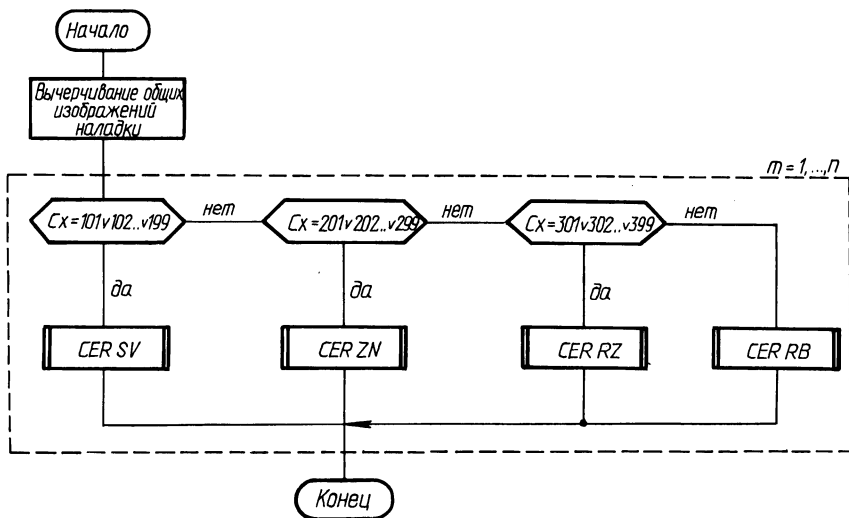


Рис. 1. Схема управляющего алгоритма вычерчивания инструментальных наладок

учитываться расположение шпинделей инструментальной наладки. Если имеется программа вычерчивания какого-либо ТИ в собственной системе координат, то при необходимости получения изображения, повернутого на определенный угол, используется программа вращения и сдвига из PAD-EC [1] – ZNGM. Обращение к ней следующее:

CALL ZNGM (B, X, Y, ANGLE, A M),

где B – одномерный массив B (6); X, Y – координаты точки относительно системы координат, куда нужно поместить систему координат шпинделя; ANGLE – угол поворота системы координат шпинделя (если поворот по часовой стрелке, то ANGLE < 0, если против часовой стрелки, то ANGLE > 0); AM – масштабный коэффициент (при масштабе 1 : 1 AM = 1). Восстановление системы координат производится с помощью программы ZKGM. Обращение к ней – CALL ZKGM (B).

Рассматриваемые варианты решения отдельных задач автоматического вычерчивания схем наладок агрегатных станков и автоматических линий имеют достаточно универсальный характер и могут быть использованы для вычерчивания аналогичных видов инструментальных наладок и операционных схем в различных автоматизированных системах технологической подготовки производства.

К РАСЧЕТУ ЗУБЧАТО-РЕМЕННЫХ ПЕРЕДАЧ

Причиной преждевременного выхода зубчатых ремней из строя является повышенная нагруженность зубьев, обусловленная назначением нагрузки вне зависимости от числа зубьев шкива и числа зубьев на дуге его обхвата. В принятом расчете [1, 2, 3] зубчато-ременных передач (ЗРП) рекомендуемые числа зубьев меньших шкивов соответствуют ремням с более высокими значениями физико-механических характеристик по сравнению с серийными. Ввиду этого для обеспечения долговечности передач порядка 3000 и более часов наряду с увеличением рекомендуемого числа зубьев меньшего шкива необходимо расчет удельного (приходящегося на единицу ширины ремня) окружного усилия проводить не только в зависимости от числа Z_m зубьев меньшего шкива и числа Z_0 зубьев на дуге его обхвата, но и с учетом скорости передачи и длины ремня.

Нагруженность ремня, и следовательно, его долговечность определяется его шириной [3]:

$$B = F_p / F_y, \text{ мм}, \quad (1)$$

где F_p — передаваемое расчетное окружное усилие; F_y — удельное расчетное окружное усилие.

Удельное расчетное окружное усилие, являясь, как видно из формулы (1), параметром, ответственным за долговечность, определяется формулой [3]

$$F_y = [F_0] C_u C_z C_n, \quad (2)$$

где $[F_0]$ — допускаемое удельное окружное усилие; C_u — коэффициент, учитывающий передаточное число; C_z — коэффициент, учитывающий число зубьев на дуге обхвата меньшего шкива, определяемый выражением $C_z = 1 - 0,2(6 - Z_0)$; C_n — коэффициент, учитывающий наличие натяжного ролика.

Нагруженность зубьев ремня, характеризуемая отношением F_p / Z_0 , является основным фактором, определяющим долговечность. Влияние числа зубьев дуги обхвата на их нагруженность учитывается в формуле (2) коэффициентом C_z , который принимает значение, меньшее единицы, лишь для случая $Z_0 < 6$. Для $Z_0 \geq 6$ (в том числе как для $Z_0 = 6$, так и для $Z_0 = 12$) коэффициент C_z равен единице. Очевидно, что принятые значения коэффициента C_z [1–3] не учитывают в должной мере различную нагруженность и, следовательно, различную долговечность зубьев. Испытания показали, например, что при нагрузках на один зуб, отличающихся друг от друга в два раза (при $Z_0 = 6$ и $Z_0 = 12$), значения долговечности ЗРП отличаются почти на порядок. Следовательно, коэффициент C_z , используемый в расчете нагрузки, должен более широко учитывать число Z_0 .

Попыткой отразить в расчете нагрузки влияние нагруженности зубьев на долговечность было уменьшение [3] значения допускаемого окружного

усилия для ремней с модулем 4...10 мм в среднем на 25 % по сравнению с принятым ранее [1, 2]. Однако и при уменьшенных нагрузках для передач с малым числом зубьев шкивов и особенно при малых межцентровых расстояниях наблюдались случаи быстрого выхода зубчатых ремней из строя.

Долговечность ЗРП в значительной мере зависит также от числа Z_M зубьев меньшего шкива не только из-за возможности получения малых чисел Z_0 , но и из-за затрудненного вследствие интерференции входа зубьев в зацепление. Входное трение, вызывающее износ зубьев ремня, возрастает с уменьшением числа зубьев шкива. Отсутствие в формуле (2) коэффициента, который учитывает число Z_M , допустимо в том случае, если число зубьев шкива назначается в узком интервале (например, $Z_M = 16...18$ или $Z_M = 20...22$), соответствующем незначительному изменению нагруженности зубьев. При значительно отличающихся числах зубьев (например, $Z_M = 16$ и $Z_M = 22$), но прочих равных условиях (например, $Z_0 = 7$) значения долговечности из-за различного входного трения отличаются друг от друга в 2,5...3 раза. Таким образом, чис-

Таблица 1

u	1	1,0–0,8	0,8–0,6	0,6–0,4	0,4–0,3	0,3
C_u	1,00	1,00–0,98	0,98–0,93	0,93–0,85	0,85–0,80	0,80

Таблица 2

Z_M	15–18	18–21	21–25	27–31	31–35
C_{Z_M}	0,85–0,90	0,9–0,93	0,93–0,95	0,95–0,98	0,98–1,00

Таблица 3

Z_0	4–5	5–7	7–9	9–11	11–13
C_{Z_0}	0,60–0,70	0,70–0,85	0,85–0,90	0,90–0,96	0,96–1,00

Таблица 4

$a, \text{мм}$	200–250	250–350	350–500	500–700	700
C_a	0,80–0,85	0,85–0,88	0,88–0,94	0,94–0,98	1,0

Таблица 5

$v, \text{м/с}$	до 5	5–10	10–15	15–20	20–25	25–30	30
C_v	1,0	1,0–0,9	0,9–0,8	0,8–0,7	0,7–0,6	0,6–0,5	0,4

ло зубьев шкива является важным параметром, который необходимо учитывать при расчете нагрузок.

Длина ремня или межцентровое расстояние передачи, определяя частоту нагружения зубьев ремня, также оказывает заметное влияние на долговечность. Дополнительное снижение долговечности, связанное с уменьшением длины ремня, обусловлено нагревом ремня из-за возрастания частоты пробегов, а также повышением неравномерности нагрузки вдоль длины зубьев ремня. Последнее вызвано одинаковым допуском на непараллельность осей валов для различных межцентровых расстояний [1, 2, 3].

Величина окружного усилия согласно формуле (2) рассчитывается практически независимо от скорости, в то время как повышенный износ зубьев ремня при высоких скоростях требует уменьшения нагрузки. Формула, предложенная в [1, 2, 3], которая требует увеличения ширины ремня с возрастанием скорости из-за действия центробежных сил, явно неудачна, так как не отражает действительного влияния скорости на процесс утраты работоспособности. Представляется рациональным при расчете окружного усилия вместо указанной формулы использовать в формуле (2) коэффициент C_v , значения которого, учитывающие влияние скорости на износ ремня, установлены опытными путем при испытаниях.

С учетом изложенного и результатов многочисленных ресурсных испытаний для обеспечения долговечности порядка 3000 и более часов рекомендуется при расчете удельного окружного усилия пользоваться зависимостью

$$F_y = [F_0] C_u C_n C_a C_{z_0} C_{z_m} C_v \quad (3)$$

Коэффициенты, входящие в формулу (3) и отличающиеся по своим значениям от рекомендуемых в [1, 2, 3], приведены в табл. 1–5. При определении ширины ремня по формуле (1) следует иметь в виду, что из всех спиралей металлотроса, расположенных с шагом навивки 2 мм в поперечном сечении ремня, крайние не могут в полной мере воспринимать нагрузку. Поэтому формула (1) приобретает вид $B = F / F_y + 5$, мм. Дальнейшие последовательность и содержание расчета ЗРП соответствуют приведенным в ОСТ 38.05227–81.

ЛИТЕРАТУРА

1. Справочник металлста /Под ред. С.А.Чернавского и В.Ф.Решетова. — М., 1976, т.1, с. 549–555. 2. В о р о б ь е в И.И. Ременные передачи. — М., 1979, с. 116–155. 3. ОСТ 38 05227–81. Передачи зубчатым ремнем. Метод расчета.

СИЛА РЕЗАНИЯ ПРИ МОДУЛИРОВАННОМ ИЗМЕНЕНИИ ПОДАЧИ

Процесс резания с модулированной подачей протекает под действием ряда факторов, в результате которых значение и направление силы резания носят переменный характер. К этим факторам в первую очередь относятся: периодическое изменение толщины среза; изменение кинематики процесса; периодическое перемещение режущей кромки резца в слое металла, наклепанного в меньшей степени, чем при точении с постоянной подачей. Действие указанных факторов приводит к существенному изменению физических процессов, протекающих в зоне пластического деформирования металла. Одновременно происходит непрерывное изменение условий трения по передней и задней поверхностям инструмента.

Периодическое изменение толщины среза, которая пропорциональна подаче s , на изменение силы резания влияет более существенно, чем другие факторы. Известно, что сила резания связана с глубиной резания и подачей нелинейной зависимостью

$$P = C_p t^{x_p} s^{y_p}. \quad (1)$$

Значения постоянных коэффициентов C_p и показателей степени x_p и y_p зависят от свойств обрабатываемого материала, геометрических параметров режущей части резцов, условий смазки, охлаждения и т.д. Практически для всех конструкционных сталей общего назначения величина y_p находится в пределах $0,5 < y_p < 1$. Это указывает на то, что удельная сила резания с ростом толщины среза уменьшается. По этой причине среднее значение силы резания при модулированной подаче должно быть меньше силы резания при точении с постоянной подачей, равной среднему значению модулированной.

При модулированном изменении подачи текущее значение подачи на оборот в случае ее возрастания от минимума до максимума может быть подсчитано по формуле

$$s_o = \frac{s_H \Delta L}{\Delta s} \left(1 - \frac{1}{e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_o}} \right) e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_s}, \quad (2)$$

где s_H — начальная скорость подачи, мм/мин; Δs — величина одного наброса подачи, мм/мин; ΔL — длина обработки между набросами подачи, мм; t_o — время одного оборота детали; t_s — текущее время обработки с переменной подачей.

Подставляя в зависимость (1) значение s_o из выражения (2), получим формулу для расчета текущего значения, например, тангенциальной составляющей силы резания P_z при возрастании подачи:

$$P_z = C_P t^x P_P \left[\frac{s_H \Delta L}{\Delta S} \left(1 - \frac{1}{e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_s}} \right) \right] Y_P. \quad (3)$$

Проинтегрировав выражение (3) по времени t_s изменения подачи от минимума до максимума и разделив на длину интервала интегрирования, получим формулу для расчета среднего значения P_z :

$$\bar{P}_z = C_P t^x P_P \left[\frac{s_H \Delta L}{\Delta S} \left(1 - \frac{1}{e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_o}} \right) \right] Y_P \frac{1}{t_s} \int_0^{t_s} e^{\frac{\Delta s t_s}{\Delta L}} Y_P dt_s.$$

После преобразований

$$\bar{P}_z = C_P t^x P_P \left[\frac{s_H \Delta L}{\Delta S} \left(1 - \frac{1}{e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_o}} \right) \right] \frac{\Delta L}{Y_P \Delta S t_s} \left(e^{\frac{Y_P \Delta S t_s}{\Delta L}} - 1 \right).$$

Для случая изменения подачи от $s_H = 0,2$ мм/об до $s_K = 0,4$ мм/об на длине 0,4 мм при точении заготовок из стали 45 диаметром 70 мм среднее расчетное значение составляющей силы резания P_z составило 90,6 % от силы P_z , полученной при точении с постоянной подачей, равной среднему значению модулированной.

Изменение подачи приводит к изменению углов γ и α . Наибольшее влияние на силу резания оказывает угол γ . Периодическое увеличение (уменьшение) переднего угла приводит к изменению деформаций в зоне резания (происходит периодическое изменение величины угла скалывания β). С ростом угла скалывания уменьшается коэффициент усадки стружки, что указывает на уменьшение интенсивности сдвига, т.е. на облегчение процесса резания. С изменением переднего угла изменяются также условия трения стружки о переднюю поверхность. Увеличение γ ведет к уменьшению силы трения. Это осуществляется за счет уменьшения площади контакта передней поверхности со стружкой. Уменьшение интенсивности сдвига и силы трения обеспечивает в результате уменьшение удельной силы резания.

Изменение заднего угла α на величину силы резания влияет в меньшей степени. С уменьшением α увеличивается площадь контакта задней поверхности резца с упруговосстанавливающимся металлом обрабатываемой детали, что ведет к увеличению силы трения, а следовательно, и силы резания. Интенсивность влияния угла α на силу резания по сравнению с влиянием угла γ незначительна.

При точении с модулированной подачей фактическая толщина срезаемого слоя определяется относительным положением поверхностей резания на предыдущем и последующем оборотах детали, т.е. зависит от параметров модулированной подачи и частоты вращения детали. При определенном соотношении параметров модулированной подачи и частоты вращения шпинделя (наличии

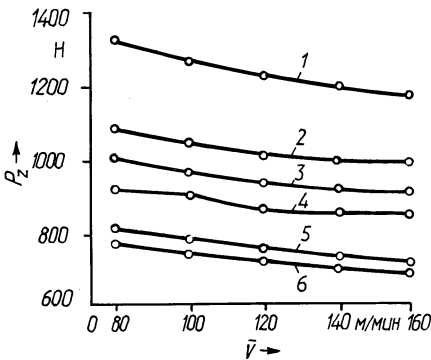


Рис. 1. Зависимости составляющей силы резания P_z от скорости резания при точении с постоянной и модулированной подачами:

1 — $s_{const} = 0,4$ мм/об; 2 — $s_{max} = 0,4$ мм/об при модулированном изменении подачи; 3 — $s_{const} = 0,3$ мм/об; 4 — $s_{cp} = 0,3$ мм/об при модулированном изменении подачи; 5 — $s_{const} = 0,2$ мм/об; 6 — $s_{min} = 0,2$ мм/об при модулированном изменении подачи

сдвига фаз траекторий перемещения режущей кромки резца на двух смежных оборотах детали) можно добиться явления, когда большая толщина среза будет совпадать с большим действительным углом γ , а малая — с меньшим. В этом случае средняя сила резания будет меньше, чем при точении с постоянной подачей, равной среднему значению модулированной.

Наличие сдвига фаз приводит также к уменьшению среднего значения силы резания вследствие периодического перемещения режущей кромки резца в ненаклепанном или менее наклепанном на предыдущем обороте детали слое металла. Подобное явление наблюдается при точении с вибрациями в направлении подачи.

Изменение силы резания при точении с модулированной подачей исследовали при точении заготовок из стали 45 на различных режимах резания. Зависимости составляющих силы резания P_z от скорости резания при точении с постоянной и модулированной подачей приведены на рис. 1. Графики построены по средним значениям десяти замеров. Параметры модулированной подачи были приняты следующими $s_{min} = 0,2$ мм/об; $s_{max} = 0,4$ мм/об; $L = 0,4$ мм; $\Delta L = 0,01$ мм; $\Delta s = 1,2$ мм/мин. Из графиков видно, что при точении с модулированной подачей средние значения составляющей силы резания P_z по сравнению с обычным резанием уменьшаются во всем диапазоне исследуемых скоростей. Это указывает на уменьшение работы, совершаемой при точении с модулированной подачей, что также благоприятно сказывается на условиях работы инструмента. Пиковые значения составляющей силы резания P_z также меньше составляющей силы резания P_z при точении с постоянной подачей, равной пиковому значению модулированной подачи. Причем больше всего это выражено для верхнего пикового значения подачи. Предполагается, что это связано с тем, что скорость изменения подачи по мере приближения к ее верхнему пиковому значению возрастает, поэтому эффект отставания силы резания от подачи проявляется в большей степени.

КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ШАРИКОВ НОВЫМИ СПОСОБАМИ

Постоянно растущие требования к качеству обработанной поверхности и производительности процесса изготовления тел качения подшипников поставили задачу разработки принципиально новых методов, обеспечивающих снижение металлоемкости шарикообрабатывающего оборудования, уменьшение энергозатрат и интенсификацию процесса обработки. В этом плане перспективными являются способы обработки шариков во взвешенном состоянии торцевой поверхностью шлифовального круга, которые можно классифицировать по характеру движения шариков в рабочей зоне (рис. 1).

Разработанные способы и устройства с использованием свойств среды под давлением позволяют не только значительно упростить конструкции станков для обработки шариков, снизить их металлоемкость и повысить культуру производства, но и обеспечить принципиально новую схему формообразования сферической поверхности при вращении шариков вокруг их центра масс, что очень важно при использовании их в высокоскоростных устройствах. Предлагаемая схема формообразования сферической поверхности обеспечивает нанесение следов инструмента при отсутствии жесткого силового замыкания с рабочими поверхностями и некотором отличии в соотношении скоростей вращения и резания по сравнению с традиционными методами.

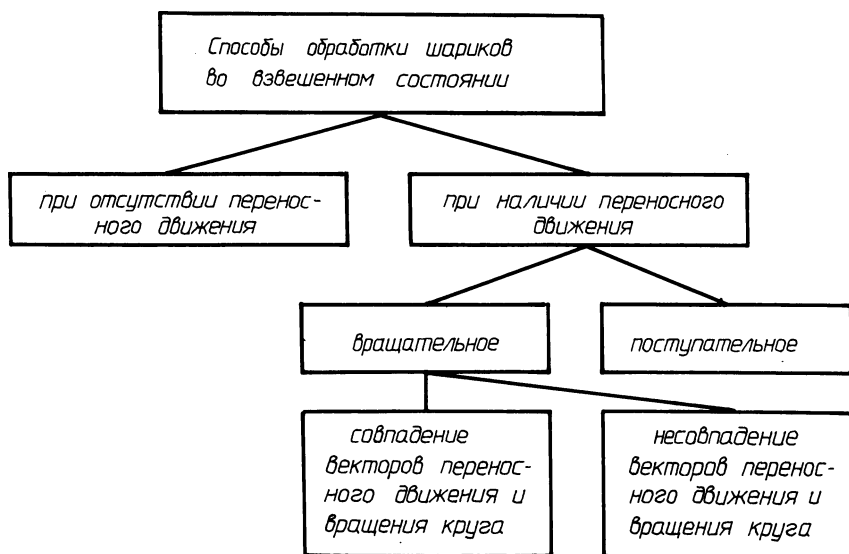


Рис. 1. Классификация способов обработки шариков во взвешенном состоянии

В процессе обработки шариков 2 (рис. 2), уложенных в отдельных вращающихся втулках 1 и поджатых к шлифовальному кругу 3 с кольцевыми канавками средой под давлением, они вращаются вокруг оси, наклоненной к горизонту под углом α , равным:

$$\alpha = \text{arctg } D/l,$$

где D — диаметр расположения шариков; l — расстояние от центра шарика до мгновенной оси вращения OO_1 шарика.

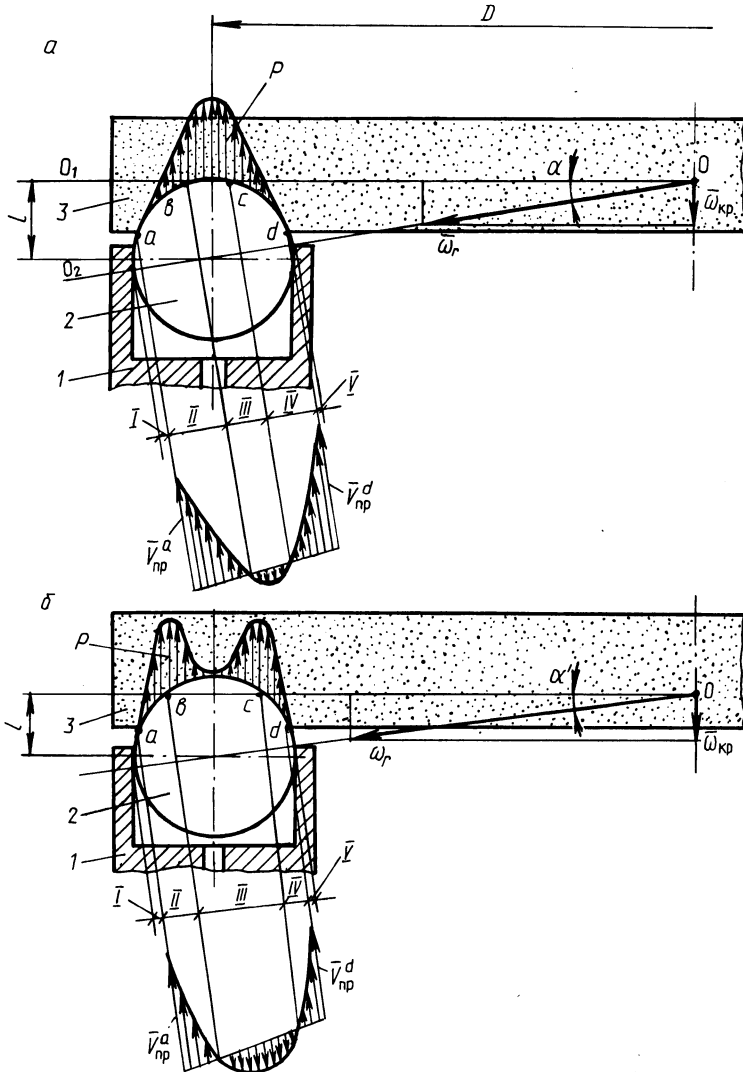


Рис. 2. Распределение скоростей проскальзывания и давления в зоне контакта шарика со шлифовальным кругом

Положение мгновенной оси вращения шарика OO_1 относительно инструмента зависит от размеров площадки контакта, распределения давления P в зоне контакта, состояния поверхностей шарика и канавки круга, а также наличия СОЖ в зоне обработки и др. В начале обработки максимальное значение давления приходится на дно канавки (рис. 2, а). По мере износа дна канавки давление будет перераспределяться и положение мгновенной оси вращения шарика изменится (рис. 2, б), а следовательно, изменяется и величина скорости вращения шарика ω_r , которая будет равна

$$\omega_r = \omega_{кр} / \sin \alpha,$$

где $\omega_{кр}$ — угловая скорость вращения круга.

В процессе обработки положение мгновенной оси вращения шарика будет постоянно меняться, то занимая положение ближе к касательной к поверхности шарика, то углубляясь в его тело.

Съем припуска с обрабатываемой поверхности происходит за счет наличия проскальзывания ее относительно шлифовального круга. Распределение скоростей проскальзывания по дуге ad представлено на рис. 2, а, б. Оно аналогично процессу обработки шариков между двумя дисками в кольцевых канавках [3]. Как видно из рисунков, скорости проскальзывания в точках a и d , т.е. $V_{пр}^a$ и $V_{пр}^d$, не равны между собой.

Ось вращения шарика OO_2 в процессе обработки занимает стабильное положение, лишь незначительно покачиваясь в пределах изменения угла α , и на поверхности шарика образуются участки с различной интенсивностью съема припуска. Так участки I и V практически не подлежат обработке, а участок III имеет низкую интенсивность съема припуска. Для равномерного съема припуска со всей поверхности шарика и улучшения условий формообразования его сферической поверхности необходимо постоянно изменять положение оси вращения шарика в пространстве, например, за счет дополнительного вращения вокруг вертикальной оси, вращением втулки 1 (см. рис. 2). Для этого необходимо изменять соотношение сил трения в зонах контакта шарика с кругом и втулкой, что в условиях массового производства трудно реализовать. Повысить качество обработки можно также за счет переориентации шарика при отсутствии контакта его с кругом. Это условие может быть обеспечено периодической подачей среды под давлением во внутреннюю полость втулки и разворотом шарика вращающейся втулкой или же струей среды под давлением в момент начала ее ввода через наклонные или несоосные сопла.

Угловая скорость шарика ω_r достигает значительных величин (например, при вращении круга с линейной скоростью в точках контакта его с шариками в 35...50 м/с ω_r принимает значения, равные 2800...3800 с⁻¹ для шарика диаметром в один дюйм) и при торможении шарика возникает инерционный момент $M_{ин}$, равный

$$M_{ин} = I \cdot \epsilon,$$

где I — момент инерции шара относительно оси симметрии; ϵ — угловое ускорение шара.

Инерционный момент $M_{ин}$ уравновешивается моментом сил трения $M_{тр}$ шарика о дно втулки

$$M_{\text{тр}} = G f_{\text{пр}} d/2,$$

где G — вес шара; $f_{\text{пр}}$ — приведенный коэффициент трения скольжения шара о втулку.

До полной остановки шарика необходимо выдержать промежуток времени, исчисляемый секундами и даже десятками секунд, что снижает производительность процесса. Уменьшить же нерабочее время, т.е. время торможения, можно, увеличив момент трения $M_{\text{тр}}$ (например, за счет создания кратковременного разряжения во внутренней полости втулки). Однако это усложнит конструкцию станка, реализующего данный способ обработки.

Таким образом, при обработке шариков во взвешенном состоянии при неподвижном их центре практически трудно обеспечить постоянное изменение положения оси вращения шариков в рабочей зоне.

Этого недостатка лишен способ обработки шариков при их вращении вместе с втулками 1 (рис. 3) вокруг оси круга 2 со скоростью ω_e . В этом случае собственная ось вращения шарика ω_r поворачивается в пространстве вместе с шариком, причем в численном значении $\omega_r = (\omega_{\text{кр}} \pm \omega_e) \sin \alpha$. При этом возникает гироскопический момент M_r

$$M_r = I \omega_r \omega_e \sin \theta, \quad (1)$$

где θ — угол между векторами $\bar{\omega}_r$ и $\bar{\omega}_e$.

Гироскопический момент стремится развернуть шарик вокруг оси $\bar{\tau}$, касательной к траектории центра. Для разворота шарика вокруг оси $\bar{\tau}$ необходимо, чтобы гироскопический момент превысил суммарный момент сил трения в зонах контакта с кругом и втулкой. При использовании в качестве рабочей среды сжатого воздуха и без учета его аэродинамического сопротивления требуется выполнение условия

$$M_r > M_{\text{тр}}^{\Sigma} = N_f f_{\text{пр}}^f d/2 + \sqrt{(N_f f_{\text{пр}}^f)^2 + P_{\text{ц}}^2} f'_{\text{пр}} d/2, \quad (2)$$

где N_f — нормальная сила в зоне контакта шарика с кругом; $f_{\text{пр}}^f$ — приведенный коэффициент трения шарика о круг; $f'_{\text{пр}}$ — приведенный коэффициент трения скольжения шара о втулку; $P_{\text{ц}}$ — центробежная сила.

$$P_{\text{ц}} = \frac{G \omega_e^2}{g} \frac{D}{2}, \quad (3)$$

где g — ускорение свободного падения.

Таким образом, подбором марки шлифовального круга, глубины канавки, скорости вращения круга и втулки вместе с шариками вокруг оси инструмента при минимальной силе прижима шариков к шлифовальному кругу можно добиться гарантированного проворота шариков вокруг оси $\bar{\tau}$. Поэтому данный способ может быть реализован в случаях, когда может быть обеспечено условие, выраженное уравнением (2).

Кроме этого, целесообразно обеспечить постоянное изменение направления оси абсолютного вращения шарика, а следовательно, и качественное формообразование его сферической поверхности за счет изменения направления силового воздействия шлифовального круга на шарик. Это осуществляется, например, в способе обработки шариков при наличии вращательного перенос-

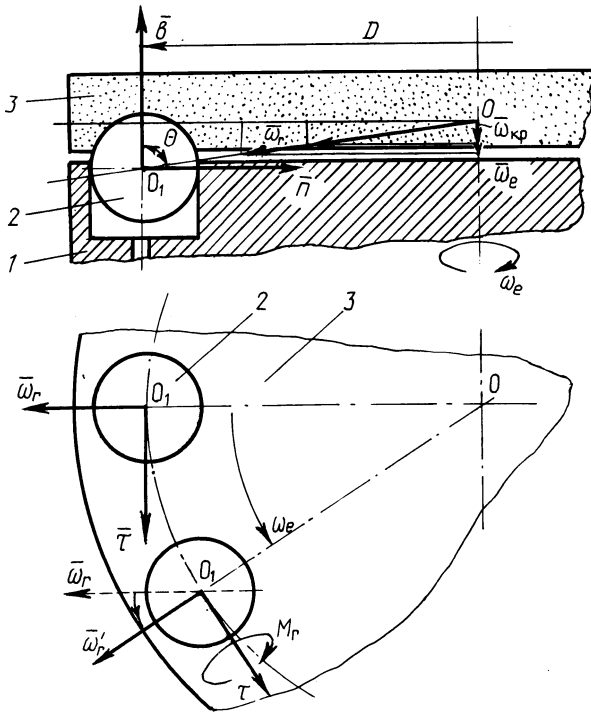


Рис. 3. Способ обработки шариков при вращении их вокруг оси инструментов

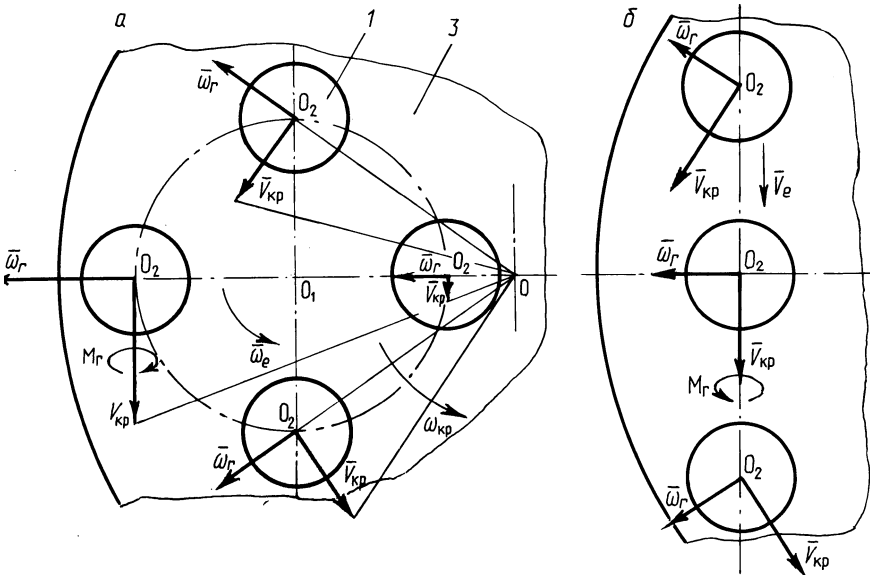


Рис. 4. Способы обработки шариков при наличии их переносного движения, не совпадающего с вектором вращения круга

ного движения, вектор которого параллелен вектору угловой скорости шлифовального круга (рис. 4, а), и в способе с перемещением шариков по прямолинейным траекториям (рис. 4, б). Кроме того, в обоих способах осуществляется дополнительное верчение шариков вокруг осей, направленных по касательным к траекториям движения шариков за счет гироскопического момента.

Проскальзывание поверхности шарика относительно шлифовального круга, а следовательно, и процесс резания осуществляются за счет инерционного момента, который стремится сохранить прежнее направление оси вращения шарика, а силы трения (резания) в зоне контакта его со шлифовальным кругом будут стремиться придать шарикау новое направление оси вращения. Поэтому происходит постоянное изменение соотношения этих моментов, в результате чего интенсивность съема припуска периодически изменяется. Частота этого изменения зависит от скорости вращения шлифовального круга $\omega_{кр}$, которая влияет на инерционный момент, и от скорости вращения шариков ω_e по круговой траектории или от линейной скорости движения шариков V_e при прямолинейной траектории их движения.

УДК 621.822.71.002:65.011.56

**И.П.ФИЛОНОВ, канд. техн. наук (БПИ),
Л.А.ОЛЕНДЕР, канд. техн. наук (МРТИ),
А.Х.БУКЕНГОЛЬЦ (БПИ)**

АВТОМАТИЧЕСКОЕ УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ОБРАБОТКИ ШАРИКОВ

В настоящее время создание новых моделей станков для обработки шариков повышенной жесткости и точности, инструментов высокой стойкости привело к тому, что в роли доминирующих факторов, порождающих погрешности обработки, оказались случайные факторы и в первую очередь колебание припуска и твердости материала шариков, изменение глубины резания и температуры, затупление режущего инструмента. В отличие от традиционных способов обработки деталей особенностью процесса элеваторной обработки шариков, применяемого практически на всех заводах подшипниковой промышленности, является непостоянство количества шариков, находящихся в рабочей зоне под прижимным диском, что также приводит к колебаниям как силовой нагрузки, действующей на один шарик, так и температуры в зоне резания.

Одним из путей совершенствования процесса обработки шариков является адаптивное управление, основанное, как правило, на существующих корреляционных связях между такими показателями качества шариков, как разноразмерность, овальность, гранность, волнистость поверхности, и технологическими параметрами при их обработке (давление прижима, частота вращения диска, глубина рабочих дорожек).

Особенно большое значение для повышения производительности обработки шариков имеет управление количеством шариков, поступающих в рабочую зону (в станках для обработки шариков мод. МШ-33М, ВШ-314М коэффициент загрузки не достигает даже 0,5).

Управление количеством шариков, поступающих в зону обработки, повышает производительность процесса путем обеспечения постоянной максимально допустимой загрузки зоны обработки станков. Следует отметить также, что поддержание постоянного количества шариков в зоне обработки обеспечивает стабилизацию силовой нагрузки на каждый шарик и температуры в зоне резания. На рис. 1 приведено устройство автоматического управления количеством шариков, поступающих в зону обработки.

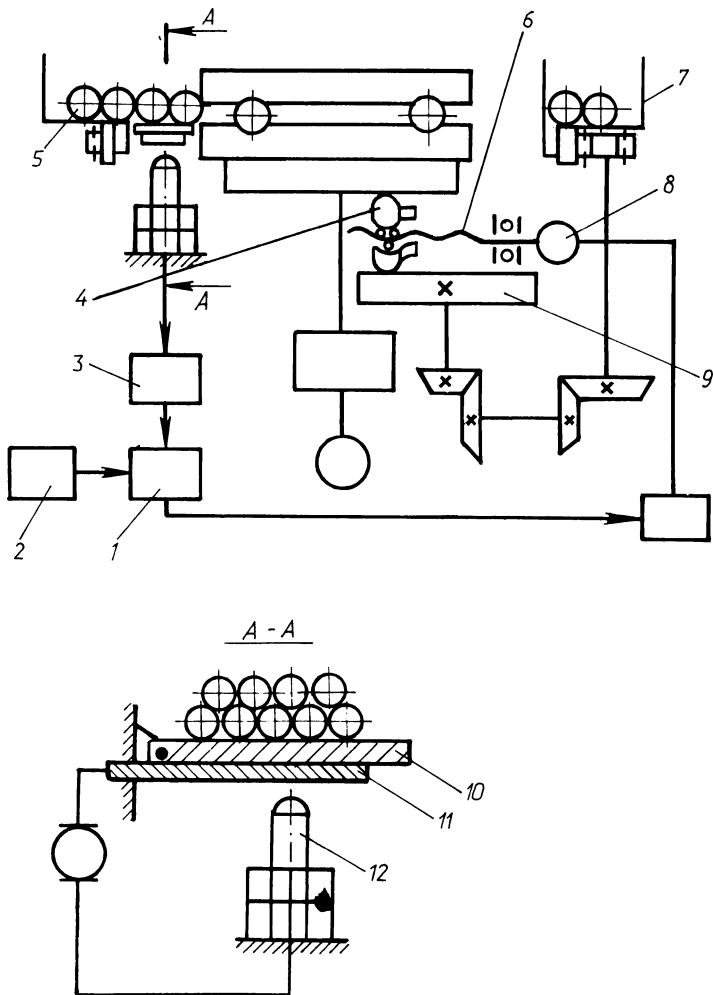


Рис. 1. Устройство автоматического управления количеством шариков, поступающих в зону обработки

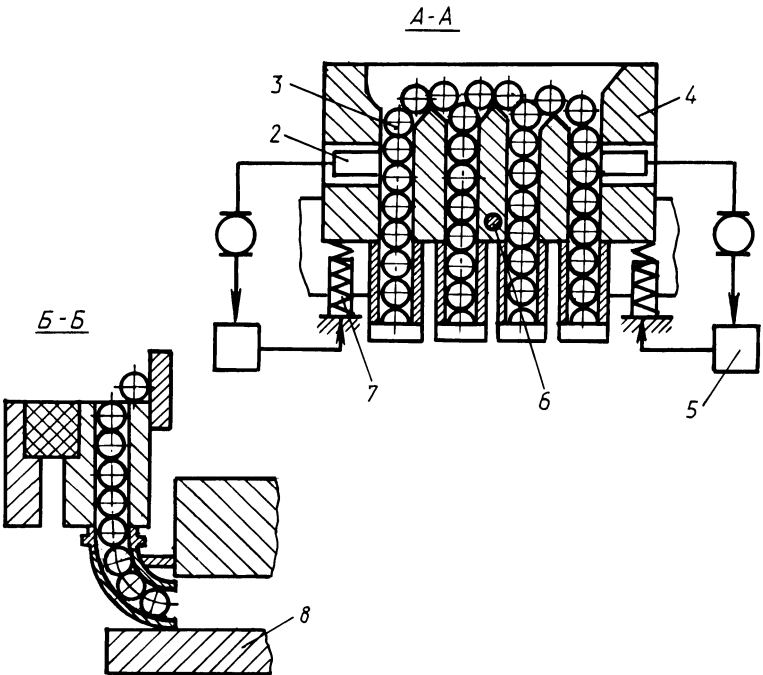
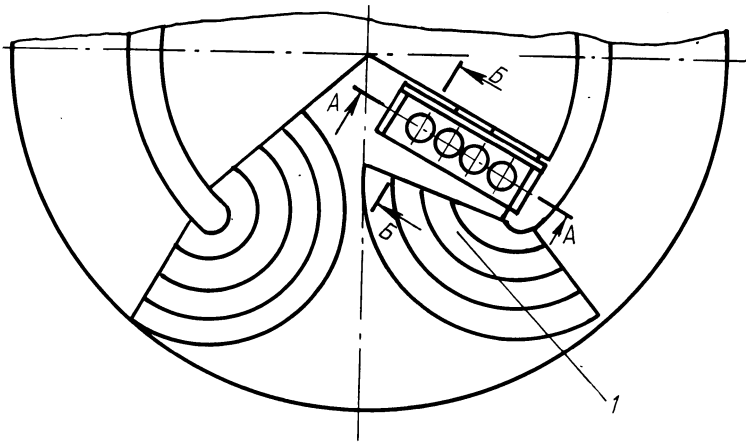


Рис. 2. Устройство управления количеством шариков, поступающих в различные дорожки инструментального диска

В процессе обработки шарики 5 попадают из элеватора 7 на шарнирно закрепленное основание 10 и в зависимости от веса, определяющего количество шариков, изменяют зазор между упругой пластиной 11 и токопроводящим стержнем 12. При изменении зазора вырабатывается электрический сигнал, который через усилитель 3 поступает в блок сравнения 1, где он сравнивается с числом импульсов от датчика 2, и сигнал рассогласования поступает в шаговый двигатель управления 8. При поступлении сигнала шаговый двигатель поворачивает ходовой винт 6 и перемещает в осевом направлении входное звено 4 вариатора, изменяя тем самым скорость выходного звена 9 и, следовательно, скорость элеватора 7. Изменение скорости элеватора приводит к изменению количества шариков, поступающих в зону обработки.

Важным резервом повышения производительности обработки шариков является надежное обеспечение заполнения всех рабочих дорожек вращающегося диска. Как показали исследования, проведенные на станках МШ-33М и ВШ-314М, коэффициент заполнения зависит от рабочего давления, частоты вращения дисков, конструкции станка. Существующие конструкции загрузочных устройств не обеспечивают надежного заполнения всех дорожек инструментального диска.

На рис.2 представлено устройство управления количеством шариков, поступающих в различные дорожки инструментального диска. Устройство работает следующим образом. При кинематическом замыкании шариков 3 в загрузочно-распределительном устройстве 4 они непрерывно поступают из направляющего лотка 1 через загрузочно-распределительное устройство 4 в рабочие дорожки инструментального диска 8. При отсутствии шариков в одном из крайних каналов загрузочно-распределительного устройства, например в периферийном, фотоэлектрический преобразователь 2 вырабатывает сигнал, который через усилитель 5 поступает к электромагниту 7. Электромагнит, воздействуя на загрузочно-распределительное устройство 4, поворачивает его на оси 6, что ведет к перераспределению шариков в загрузочно-распределительное устройство от центра к периферии и обеспечивает кинематическое замыкание шариков в периферийном канале.

Это устройство управления повышает производительность процесса за счет работы станка с постоянным заполнением рабочих дорожек инструментального диска. Для повышения производительности процесса обработки шариков очень важным является поддержание постоянной скорости относительного движения шариков в рабочих дорожках подвижного инструмента. Она зависит от значения так называемого кинематического радиуса r_k (рис. 3), который представляет собой расстояние от оси обрабатываемого шарика до мгновенной оси вращения его в относительном движении. В процессе обработки вследствие износа постоянно происходит увеличение глубины рабочих дорожек E , а следовательно, изменяется положение мгновенной оси вращения шариков, что ведет к снижению производительности.

На рис. 3 представлено устройство управления, обеспечивающее поддержание постоянной глубины рабочих дорожек. Это устройство устанавливается на кронштейнах 3 в зоне между входом и выходом шариков из-под прижимного диска. В начальный момент обработки ролик 10 измерительного устройства вводится во впадину 8 рабочей дорожки подвижного инструмента 2, а правящее устройство при этом устанавливается так, что обеспечивает мини-

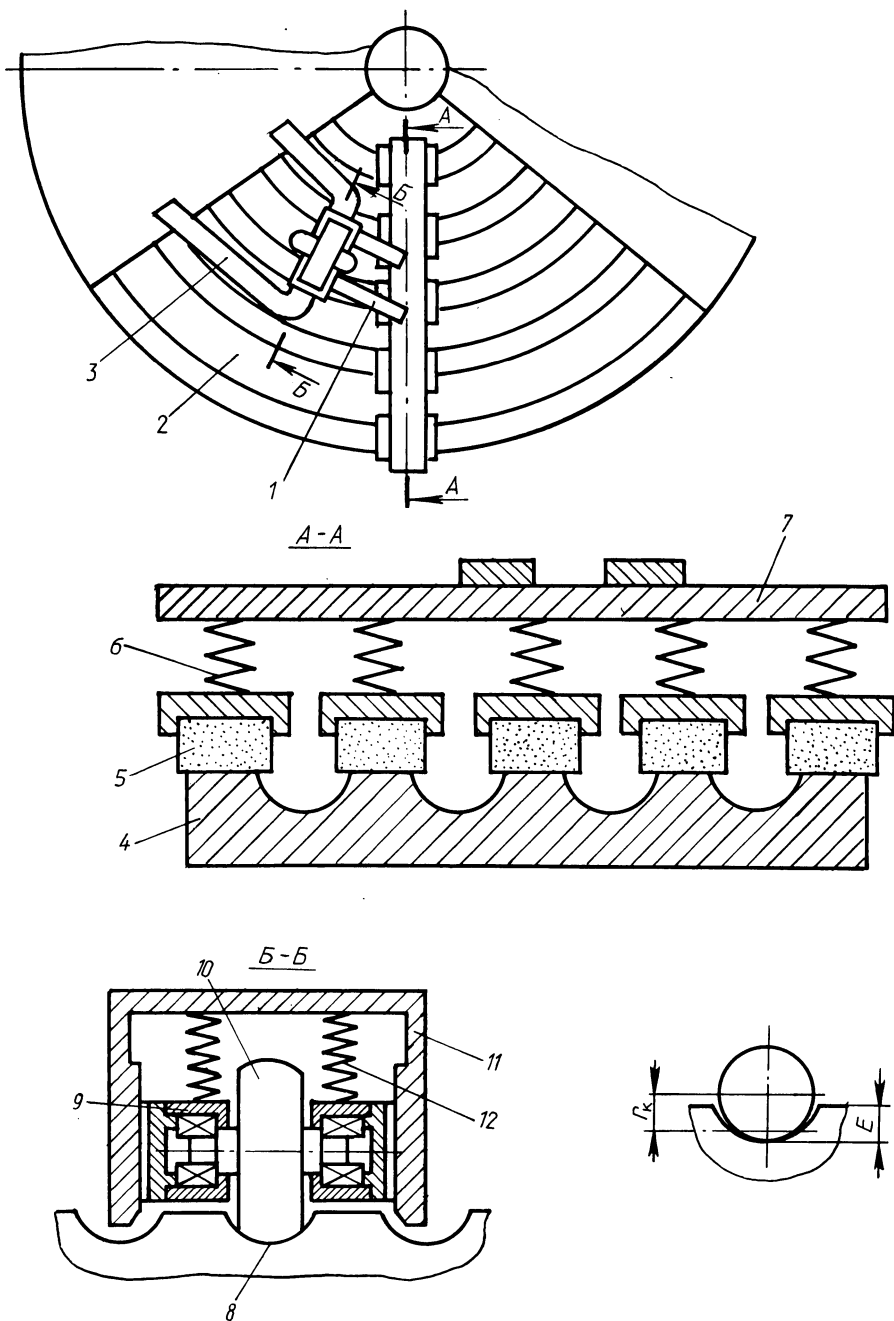


Рис. 3. Устройство управления, обеспечивающее постоянную глубину рабочих дорожек инструментального диска

мальный зазор между правящими инструментами 5 и выступами рабочих дорожек 4. В процессе обработки по мере износа и увеличения глубины пружины 12, воздействуя на корпус 9 измерительного устройства, перемещают его по шлицам рамы 11 и обеспечивают поджим ролика 10 к впадине 8 инструмента 2. Перемещаясь вниз, корпус 9 при помощи рычагов 1 воздействует на прижимную пластину 7 правящего устройства, которая через пружины 6 прижимает правящие инструменты 5 к выступам 4 рабочих дорожек, обеспечивая тем самым уменьшение высоты выступов рабочих дорожек на величину, соответствующую перемещению ролика 10. Таким образом обеспечивается постоянная в процессе обработки глубина рабочих дорожек инструмента.

Все вышеуказанные устройства автоматического управления могут быть встроены при модернизации в существующие станки для обработки шариков мод. ВШ-314М и МШ-33М.

УДК 531.72:62–231.1

В.А.ДАНИЛОВ, канд. техн. наук (НПИ)

ПРОЕКТИРОВАНИЕ КИНЕМАТИКИ РЕГИСТРИРУЮЩИХ ПРИБОРОВ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ВИНТОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Совершенствование методов и средств контроля сложных поверхностей, например винтовых, имеет важное практическое значение, поскольку от соответствия фактических и проектных значений их геометрических параметров существенно зависят технико-экономические параметры машин.

Заслуживает внимания метод контроля винтовых поверхностей лопатных изделий регистрирующими приборами, основанный на непрерывном измерении и автоматической записи формы, размеров и относительного расположения отображений профилей сечений контролируемой поверхности и сравнении их с проектными. Он позволяет определять геометрические параметры отдельных сечений (шаг, длину и др.), их погрешности, а также идентичность и взаимное расположение сечений различных лопастей изделия. Регистрирующие приборы, обладая достаточной точностью, отличаются от других измерительных средств большей универсальностью по одновременно контролируемым параметрам и высокой степенью наглядности результатов измерений.

Метод контроля регистрирующими приборами относится к косвенным методам, поэтому его точность существенно зависит от передаточного отношения между контролируемой и искомой величинами, т.е. от коэффициентов преобразования координат точек винтовой поверхности в координаты отображений этих точек на чертеже, определяющих значение линейного масштаба записи контролируемых сечений.

Значения коэффициентов задаются функцией преобразования координат и обеспечиваются кинематикой прибора, поэтому при проектировании необходимо знать функциональную связь этих коэффициентов с погрешностью измерения. Рассмотрим эту задачу применительно к приборам, кинематика которых преобразует цилиндрические винтовые линии в плоские спирали в соответствии с уравнениями

$$\bar{\rho} = \bar{r}' + \bar{z}';$$

$$\varphi' = k_{\varphi} \varphi,$$

(1)

где $|\bar{r}'| = k_r r$; $|\bar{z}'| = k_z z$; r, φ, z — цилиндрические координаты точек винтовой поверхности; ρ, φ' — полярные координаты отображений этих точек на запись прибора; k_z, k_{φ}, k_r — коэффициент преобразования соответствующих координат.

Такое преобразование, по сравнению с другими, обеспечивает повышение точности контроля наиболее важных периферийных сечений лопастей. Оно может быть реализовано бездифференциальными и дифференциальными приборами.

При $k_z > 1$ целесообразно использовать дифференциальную схему контроля, при которой цилиндрическая винтовая линия постоянного шара отображается в окружность, а отклонения контролируемого профиля по координате z от этой линии записывают увеличенными в k_z раз.

Кинематическая схема дифференциального прибора изображена на рис. 1. На неподвижном шпинделе 7 установлена ось 17 с поворотной траверсой 11, несущей синхронно и противоположно перемещаемые от ходовых винтов 6 и 9 измерительную головку 12 со щупом 15 и регистрирующую каретку 4 с рейкой 3 и многоцветным записывающим пером 19. Шпиндель установлен соосно с контролируемым изделием. Между шпинделем 7 и осью 17 введено до-

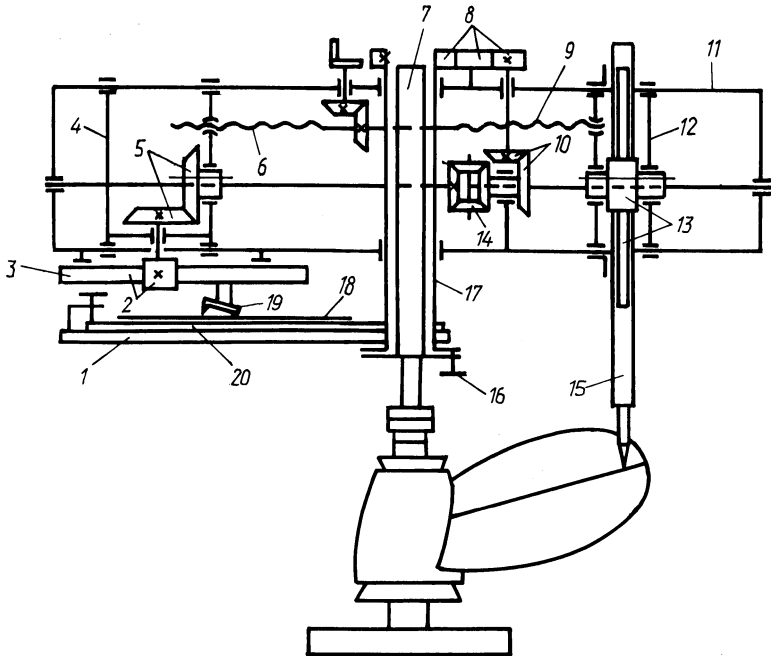


Рис. 1. Кинематическая схема дифференциального регистрирующего прибора для контроля винтовых поверхностей лопастей

полнительное устройство 16 для координации прибора при переходе от одной лопасти к другой. На оси неподвижно закреплен стол 1 с поворотной фиксируемой опорой 20 чертежа 18, поэтому $k_{\phi} = 1$. На чертеже изображены проектные и записываются фактические отображения контролируемых сечений. Щуп 15 кинематически соединен с рейкой 3 посредством зубчатых передач 13, 14, 5 и 2 и с осью 17 через передачи 13, 14, 10 и гитару сменных зубчатых колес 8. Рейка 3 также кинематически связана с осью 17 через передачи 8, 10, 14, 5 и 2.

Для реализации дифференциальной схемы контроля передаточное отношение кинематической цепи, соединяющей ось 17 и щуп 15, настраивается гитарой 8 так, что одному обороту траверсы 11 при застопоренной рейке 3 соответствует вертикальное перемещение щупа 15, равное шагу H_T теоретической винтовой линии контролируемого сечения.

Уравнение кинематического баланса этой цепи имеет вид

$$1 i_H i_{19} i_{17} \pi m z_{15} = H_T,$$

где i_H, i_{19}, i_{17} — передаточные отношения соответственно гитары 8 и ненастраиваемых передач; z_{15} — число зубьев реечного колеса передачи 13.

Тогда искомое передаточное отношение i_H гитары составит

$$i_H = H_T / C_H,$$

где C_H — постоянная кинематической цепи.

Необходимое значение коэффициента k_z обеспечивается кинематической цепью, связывающей щуп 15 с рейкой 4. Кинематические параметры передач этой цепи задаются из того, что при неподвижной траверсе перемещение записывающего пера должно быть в k_z раз больше перемещения щупа.

Необходимое значение коэффициента k_r обеспечивается отношением шагов t ходовых винтов 6 и 9:

$$k_r = t_5 / t_4.$$

При записи любого цилиндрического сечения лопасти щуп 15 вследствие вращения траверсы 11 скользит по контролируемой поверхности и получает осевое перемещение, которое по кинематической цепи 13—14—5—2 преобразуется в перемещение рейки 3. Одновременно рейка получает противоположное по направлению перемещение по кинематической цепи, связывающей ее с осью 17.

Результирующее перемещение рейки с пером 19 пропорционально с коэффициентом k_z осевому смещению щупа 15 от винтовой линии постоянного шага, на который настроен прибор. Благодаря этому при компактной записи отображений сечений обеспечивается по сравнению с бездифференциальной схемой возможность значительного увеличения коэффициента k_z и повышения точности контроля геометрических параметров лопастей. Прибор может работать также по бездифференциальной схеме.

Для проектирования кинематики прибора необходимо знать конкретные значения коэффициентов k_z и k_r . Рассмотрим методику их определения, общую для дифференциальных и бездифференциальных приборов.

На рис. 2. изображено одно из цилиндрических сечений винтовой поверхности лопасти. Положение точек А и В этого сечения в цилиндрической систе-

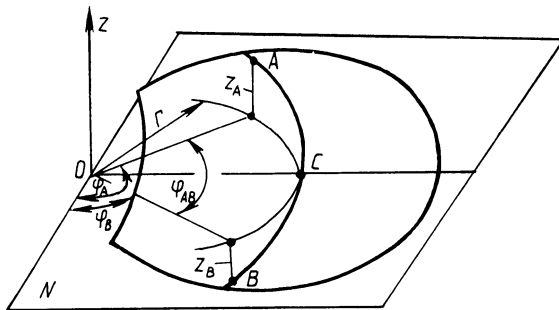


Рис. 2. Параметры цилиндрического сечения винтовой поверхности

ме координат, связанной с осью OO винтовой поверхности, характеризуется координатами: $r, \varphi_A, \varphi_B, z_A, z_B$. Обозначим z_{AB} — разность между координатами z_A и z_B ; φ_{AB} — угол между точками A и B . Тогда в соответствии с преобразованиями (1) $z'_{AB} = k_z z_{AB}, \varphi'_{AB} = k_\varphi \varphi_{AB}$. Положение плоскости отсчета N может выбираться произвольно, так как оно не влияет на величину z_{AB} . Значение φ_{AB} обычно задается техническими условиями на изделие.

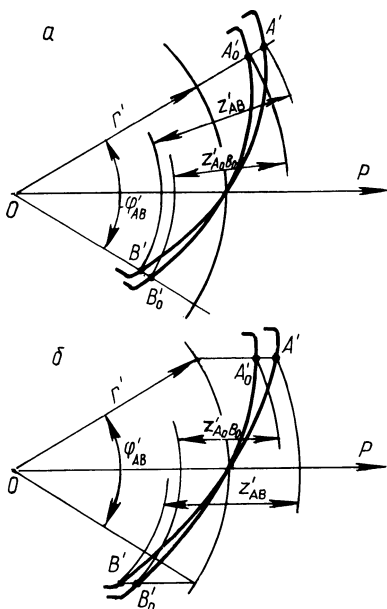


Рис. 3. Отображения цилиндрических сечений винтовых поверхностей на плоскость:

а — векторы \vec{r}' и \vec{z}' лежат на одной прямой; б — вектор \vec{z}' параллелен оси OP

На рис. 3 показаны отображения проектного $A'_0B'_0$ и фактического $A'B'$ сечения лопасти, соответствующие двум наиболее просто реализуемым, разновидностям преобразования (1); рис. 3, а иллюстрирует вариант, когда векторы \vec{r}' и \vec{z}' лежат на одной прямой, а рис. 3, б — когда направление вектора \vec{z}' параллельно полярной оси OP .

Для удобства построения отображения проектного профиля сечения, координаты z_A и z_B определены полностью относительно плоскости N , проходящей через точку C пересечения центральной линии лопасти с рассматриваемым сечением. При этом принимается, что отображением центральной линии является полярная ось OP .

В обоих случаях шаг H цилиндрического сечения винтовой поверхности через геометрические параметры его отображения и коэффициенты преобразования координат выражаются зависимостью

$$H = 2\pi \frac{z'_{AB} k_\varphi}{\varphi'_{AB} k_z} \quad (2)$$

На практике зачастую требуется определить не значение шага H сечения, а величину его отклонения от номинального значения H_0 , т.е. $H - H_0$.

На основании выражения (2) и рис. 3

$$H - H_0 = 2\pi \frac{(A'_0 A' + B'_0 B') k_\varphi}{\varphi'_{AB} k_z}$$

или

$$H - H_0 = m (A'_0 A' + B'_0 B'),$$

где m — постоянная для данного сечения величина, указанная на чертеже, а длины отрезков $A'_0 A'$ и $B'_0 B'$ определяются непосредственным измерением их по записи регистрирующего прибора.

Абсолютная погрешность Δ_H определения шага вследствие неточного измерения z'_{AB} или $A'_0 A' + B'_0 B'$ и построения угла φ_{AB} равна приращению функции H , т.е.

$$\Delta_H = 2\pi \frac{k_\varphi}{k_z} \left(\frac{\Delta_{z'}}{\varphi'_{AB}} + \frac{z'_{AB} \Delta_\varphi}{(\varphi'_{AB})^2} \right),$$

где $\Delta_{z'}$ и $\Delta_{\varphi'}$ — абсолютные погрешности измерения по записям величин z'_{AB} или $A'_0 A' + B'_0 B'$ и построения угла φ_{AB} .

Относительная погрешность δ_H измерения шага составит

$$\delta_H = \frac{\Delta_H}{H} = \frac{\Delta_{z'}}{z'_{AB}} + \frac{\Delta_{\varphi'}}{\varphi'_{AB}}$$

или с учетом уравнения (2)

$$\delta_H = \frac{1}{k_\varphi \varphi_{AB}} \left(2\pi \frac{\Delta_{z'} k_\varphi}{H k_z} + \Delta_{\varphi'} \right).$$

Тогда

$$k_z \geq \frac{2\pi \Delta_{z'} k_\varphi}{H([\delta_H] k_\varphi \varphi_{AB} - \Delta_{\varphi'})} \quad (3)$$

где $[\delta_H]$ — составляющая допустимой относительной погрешности измерения шага, обусловленная методом контроля.

Значение k_z может быть только положительным числом, поэтому

$$[\delta_H] \varphi_{AB} k_\varphi - \Delta_{\varphi'} > 0.$$

Следовательно,

$$k_\varphi > \frac{\Delta_{\varphi'}}{[\delta_H] \varphi_{AB}}. \quad (4)$$

Коэффициент k_φ влияет на погрешность измерения длины сечения. Из реализуемой схемы преобразования винтовых линий следует зависимость:

$$k_r \geq \frac{\Delta_s}{k_\varphi [\Delta_s]}, \quad (5)$$

где Δ_s — погрешность измерения длины записи сечения, мм; $[\Delta_s]$ — составляющая допускаемой абсолютной погрешности измерения длины сечения, мм.

Выражения (3), (4), (5) являются исходными для нахождения коэффициентов преобразования координат, по которым определяются параметры и проектируется кинематика бездифференциальных и дифференциальных регистрирующих приборов.

УДК 669.018.25:532.635

С.И.МОИСЕЕНКО, С.А.ИВАЩЕНКО (БПИ)

О КОНТАКТИРОВАНИИ СФЕРЫ С ПОКРЫТИЕМ ИЗ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ СПЛАВОВ

При изготовлении узлов прецизионных приборов, например направляющих качения, удовлетворяющих ряду специальных требований (немагнитность, вакуумная плотность, коррозионная стойкость, высокая износостойкость и точность), применено плазменное упрочнение рабочих поверхностей самофлюсующимися твердыми сплавами на основе Ni—Cr—B—Si.

С целью выбора марки сплава для обеспечения необходимой точности перемещения деталей при действии контактных нагрузок проведено исследование жесткости пары плоскость—сфера. Для проведения исследований были изготовлены стальные образцы, упрочненные плазменным напылением самофлюсующимися твердыми сплавами. Для уменьшения влияния на проведение эксперимента контактных перемещений за счет смятия микронеровностей плоских поверхностей образцов они были обработаны до шероховатости Ra 0,045...0,073 на плоскошлифовальном станке 3701 кругом ПП 200x20x40 63 С 16Б М37К3 35 м/с со следующими режимами резания: глубина 0,006 мм, поперечная подача 0,2 мм/дв. ход с охлаждением 5%-ной эмульсией. Для сравнения также использованы образцы из закаленной стали ШХ15 и стали 12Х18Н10Т в состоянии поставки, обработанные аналогичным образом. Данные о твердости и шероховатости исследуемых материалов приведены в табл. 1.

Оценка жесткости проводилась путем измерения величины внедрения трех сферических инденторов ($r_{\text{сф}} = 17$ мм, твердость HRC₃ 64...66) в плоскую поверхность образцов под действием нагружающей силы P на модернизированном варианте специальной установки в Брянском институте транспортного машиностроения. Обработанные результаты испытаний приведены на рис. 1 (нагрузочная ветвь).

Из представленных зависимостей можно сделать лишь качественные выводы о сравнительной жесткости упрочненных поверхностей, так как они описывают частный случай внедрения сферических инденторов определенного диаметра.

Твердость и шероховатость исследуемых материалов

Параметр	Материал поверхностного слоя					
	12X18H10T	ШХ-15	ПГ-СР2	ПГ-СР3	ПГ-СР4	СНГН
Твердость	НВ1500...1550	HRC ₃ 60...61	HRC ₃ 40...41	HRC ₃ 54...55	HRC ₃ 55...56	HRC ₃ 55...56
Шероховатость Ra, мкм	0,067...0,073	0,064...0,067	0,056...0,063	0,062...0,073	0,051...0,060	0,046...0,049

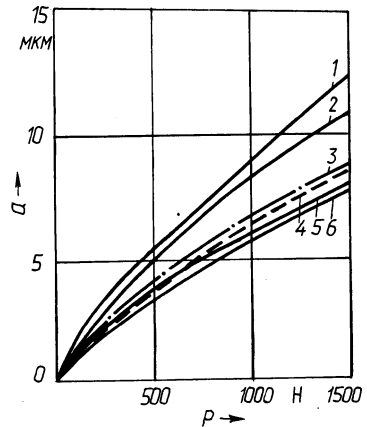


Рис. 1. Зависимость величины внедрения сферических инденторов от нагрузки:
 1 — сталь 12X18H10T; 2, 3, 4, 5 — сплав ПГ-СР2; ПГ-СР4; ПГ-СР3; сталь ШХ15; 6 — сплав СНГН

Поэтому представляется необходимым вывести универсальные зависимости внедрения сферы в плоскость от удельной нагрузки или нагружающей силы и радиуса сферы с целью их практического применения для решения задач контактирования поверхностей, упрочненных самофлюсующимися сплавами со сферой.

Известно, что внедрение сферы в плоскость подчиняется степенной зависимости и может быть выражено формулой

$$a = Cq^m, \quad (1)$$

где a — внедрение сферы в плоскость, мм; q — удельная нагрузка, Н/мм²; C и m — параметры внедрения.

Логарифмируя выражение (1), можно получить зависимость внедрения от удельной нагрузки в виде линейной функции

$$\lg a = \lg C + m \lg q,$$

где m — тангенс угла наклона прямой к оси абсцисс ($\lg q$); $\lg C$ — отрезок, отсекаемый этой прямой на оси ординат ($\lg a$).

Значение коэффициентов C и m можно определить по двум точкам, т.е. определить внедрение индентора a_1 и a_2 для двух значений нагрузок P_1 и P_2 .

Тогда

$$m = \frac{\lg a_2 - \lg a_1}{\lg q_{P_2} - \lg q_{P_1}} ; \quad (2)$$

$$\lg C = \frac{\lg a_1 \cdot \lg q_{P_2} - \lg a_2 \cdot \lg q_{P_1}}{\lg q_{P_2} - \lg q_{P_1}} . \quad (3)$$

Здесь q_{P_1} и q_{P_2} — удельная нагрузка, соответствующая нагрузкам

P_1 и P_2 соответственно.

Удельная нагрузка определяется как отношение силы P к площади контакта. Площадь контакта F может быть определена из схемы внедрения (рис. 2) по формуле

$$F = \pi \rho^2 = \pi (r_{\text{сф}}^2 - (r_{\text{сф}} - a)^2) = \pi (2r_{\text{сф}} a - a^2) = 2\pi r_{\text{сф}} a - \pi a^2 . \quad (4)$$

Величину πa^2 в формуле (4) можно не учитывать как пренебрежимо малую (погрешность менее 4 %).

Тогда удельная нагрузка в случае внедрения одного индентора может быть рассчитана по формуле

$$q = \frac{P}{F} = \frac{P}{2\pi r_{\text{сф}} a} . \quad (5)$$

Подставим выражение (5) в формулу (1)

$$a = c \left(\frac{P}{2\pi r_{\text{сф}}} \right)^m \quad (6)$$

и после преобразований получим

$$a = C \frac{1}{m+1} \left(\frac{P}{2\pi r_{\text{сф}}} \right)^{\frac{m}{m+1}} = C' \left(\frac{P}{2\pi r_{\text{сф}}} \right)^k , \quad (7)$$

где P — нагрузка, Н; $r_{\text{сф}}$ — радиус сферы индентора, мм; $C, m, C', k = \frac{m}{m+1}$ — параметры внедрения.

В результате обработки данных (см. рис. 1) по формулам (2) и (3) получены следующие значения параметров внедрения (табл. 2).

На основании вычисленных для различных материалов параметров C и m построен график внедрения сферы в плоскость в зависимости от удельной нагрузки q (рис. 3), характеризующий физико-механические свойства исследуемых материалов.

В результате проделанной работы определена жесткость покрытий из самофлюсующихся сплавов. Показано, что жесткость покрытия из сплава СНГН выше, чем у закаленной стали ШХ15 и других марок самофлюсующихся сплавов. При удельных нагрузках свыше 500 МПа сплавы ПГ-СР3 и ПГ-СР4 обла-

Параметры внедрения

Материал поверхностного слоя	m	k	C	C'
12X18H10T	3,52	0,779	$1,024 \cdot 10^{-11}$	$3,716 \cdot 10^{-3}$
ПГ-СР2	3,15	0,759	$4,817 \cdot 10^{-11}$	$3,287 \cdot 10^{-3}$
ПГ-СР3	4,43	0,816	$5,649 \cdot 10^{-15}$	$2,374 \cdot 10^{-3}$
ПГ-СР4	2,62	0,724	$6,101 \cdot 10^{-10}$	$2,864 \cdot 10^{-3}$
СНГН	4,63	0,822	$9,569 \cdot 10^{-16}$	$2,151 \cdot 10^{-3}$
ШХ15	2,96	0,747	$5,568 \cdot 10^{-11}$	$2,584 \cdot 10^{-3}$

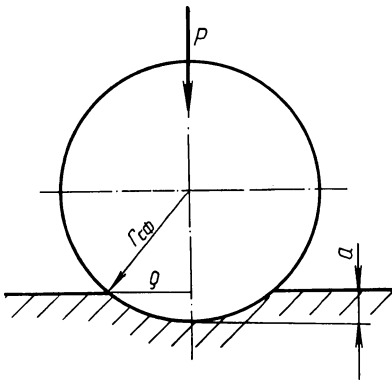
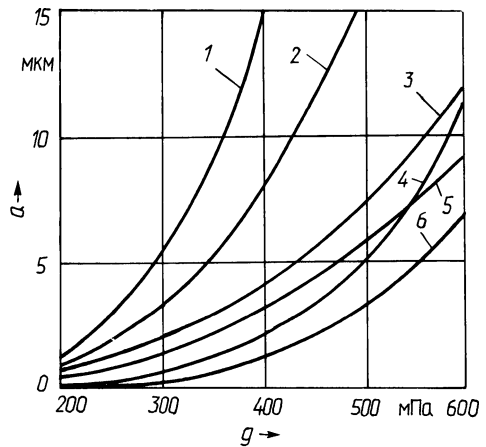


Рис. 2. Схема внедрения сферы в плоскость

Рис. 3. Зависимость величины внедрения индентора от удельной нагрузки:
1 — сталь 12X18H10T; 2, 3, 4, 5 — сплав ПГ-СР2; ПГ-СР4; ПГ-СР3; сталь ШХ15;
6 — сплав СНГН

дают примерно одинаковой жесткостью, меньшей, чем у ШХ15, однако при удельных нагрузках менее 500 МПа предпочтительнее использовать ПГ-СР3. Приведена формула и рассчитаны коэффициенты для определения величины внедрения сферы в плоскую поверхность из закаленной стали ШХ15, самофлюсующихся твердых сплавов и нержавеющей стали 12X18H10T в зависимости от нагрузки, радиуса сферы, а также удельной нагрузки.

Полученные результаты могут быть использованы в инженерных расчетах для определения жесткости сопрягаемых деталей типа плоскость—сфера.

АЛГОРИТМ ПОДДЕРЖАНИЯ ПОСТОЯНСТВА ПОДАЧИ НА ОБОРОТ В УСЛОВИЯХ БЕССТУПЕНЧАТОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ ЧАСТОТЫ ВРАЩЕНИЯ ШПИНДЕЛЯ

Основные резервы повышения производительности обработки на токарных станках с ЧПУ заложены в сокращении основного времени (доля его составляет 90 % фонда времени станка). Оптимальная по себестоимости обработка требует точного соблюдения скорости резания. Поэтому задача оснащения станков с ЧПУ системами автоматического регулирования частоты вращения шпинделя в соответствии с изменением диаметра обработки является весьма актуальной.

В условиях плавного изменения частоты вращения шпинделя для поддержания постоянства подачи на оборот, определяющей производительность обработки, необходимо также плавное изменение минутной подачи. На станках с устройствами ЧПУ на базе микроЭВМ и оснащенных бесступенчатым приводом главного движения задача одновременного изменения частоты вращения шпинделя и минутной подачи может быть решена путем построения алгоритма, в котором используется текущая информация об изменении диаметральных размеров обрабатываемой детали, имеющаяся непосредственно в устройстве ЧПУ (рис. 1).

Действительно, для того чтобы скорость $v = \pi Dn/1000$ оставалась постоянной в процессе обработки, должно выполняться равенство

$$n_i D_i = n_0 D_0 = \text{const}, \quad (1)$$

где D_i , D_0 — соответственно текущее и начальное значения диаметра обработки; n_i , n_0 — текущее и начальное значения частоты вращения шпинделя. Если диаметр D_0 , выраженный в дискретах, при обработке уменьшается, то

$$n_0 (D_0 - 1) < D_0 n_0. \quad (2)$$

При увеличении частоты вращения на единицу дискретности ряда частот неравенство (2) примет вид:

$$(n_0 + K_n) (D_0 - 1) \leq D_0 n_0, \quad (3)$$

где K_n — единица ряда частот вращения шпинделя (величина одного наброса частоты вращения шпинделя).

В общем случае неравенство (3) имеет вид

$$(n_0 + jK_n) (D_0 - i) \leq D_0 n_0, \quad (4)$$

где j — число набросов частоты вращения шпинделя; i — суммарная величина перемещения суппорта.

После преобразования неравенства (4) получим

$$-in_0 + jK_n D_0 - ijK_n \geq 0. \quad (5)$$

Неравенство (5) может быть использовано для определения момента выдачи нового значения частоты вращения шпинделя и изменения минутной подачи. При этом оценочная функция

$$F(i, j) = -in_0 + jK_n D_i. \quad (6)$$

По знаку оценочной функции в предыдущем шаге изменения частоты вращения шпинделя или минутной подачи определяется операция в следующем шаге.

При изменении суммарной величины перемещения i на один шаг новое значение функции

$$\begin{aligned} F(i+1, j) &= -n_0(i+1) + jK_n(D_i - 1) = -n_0i - n_0 + jK_n D_i - jK_n = \\ &= F(i, j) - n_0 + jK_n, \end{aligned}$$

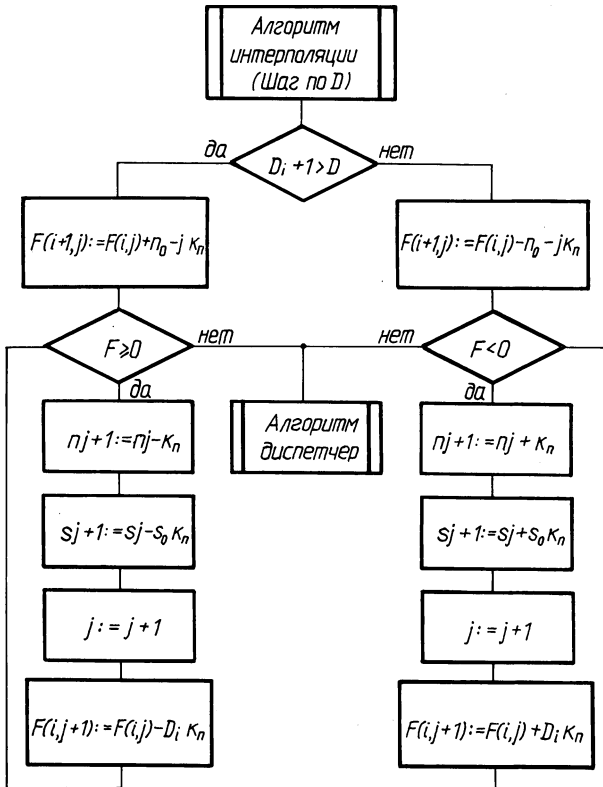


Рис. 1. Схема алгоритма поддержания постоянства подачи на оборот:

D_i — текущее значение диаметра обработки; n_0 — начальное значение частоты вращения шпинделя; K_n — единица ряда частот вращения шпинделя (величина одного наброса частоты вращения шпинделя); i — суммарная величина перемещения суппорта; j — число набросов частоты вращения шпинделя; s_j — текущее значение минутной подачи; s_0 — значение подачи на оборот

т.е. оно равно старому значению, уменьшенному на величину $n_0 + jK_n$.

При изменении числа набросов частоты вращения шпинделя j на один шаг новое значение оценочной функции

$$F(i, j+1) = -in_0 + (j+1)K_n D_i = -n_0 i + jK_n D_i + K_n D_i = F(i, j) + K_n D_i,$$

т.е. оно отличается от старого значения функции на величину $K_n D_i$.

Для случая, когда диаметр обработки увеличивается (обработка ведется от оси детали), оценочная функция

$$F(i, j) = n_0 i - jK_n D_i.$$

Последнее выражение получено аналогично (6).

Для случая $K_n = 1$ расчет оценочной функции производится с помощью операций сложения и вычитания.

Глава IV. ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОБРАБОТАННЫХ ДЕТАЛЕЙ

УДК 621.9.04:621.941.01

А.И.ГОЛЕМБИЕВСКИЙ, канд. техн. наук,
Г.Е.ГОЛЕМБИЕВСКАЯ (НПИ)

АНАЛИЗ СПОСОБА ОБРАБОТКИ ПРИ ПЛАНЕТАРНОМ ДВИЖЕНИИ ЗАГОТОВОК

Процесс резания при планетарном точении (рис. 1) осуществляется в результате одновременного вращения заготовки 1 относительно собственного центра вращения O_1 и переносного вращения ее относительно неподвижного центра O , а также и прямолинейного перемещения реза 2 параллельно оси обрабатываемой заготовки. Возможны два случая точения: попутное, при котором направление относительного вращения заготовки совпадает с направлением ее переносного вращения, и встречное, при котором направление относительного вращения заготовки противоположно направлению ее переносного вращения. Процесс точения происходит в пределах угла 2φ , величина которого определяется на основании теоремы косинусов при рассмотрении треугольника $ОАО_1$:

$$2\varphi = 2 \arccos \frac{(H + R_0)^2 + H^2 - R_3^2}{2(H + R_0)H}, \quad (1)$$

где H — расстояние между подвижным центром O_1 и неподвижным — O ; R_0 — радиус детали; R_3 — радиус заготовки.

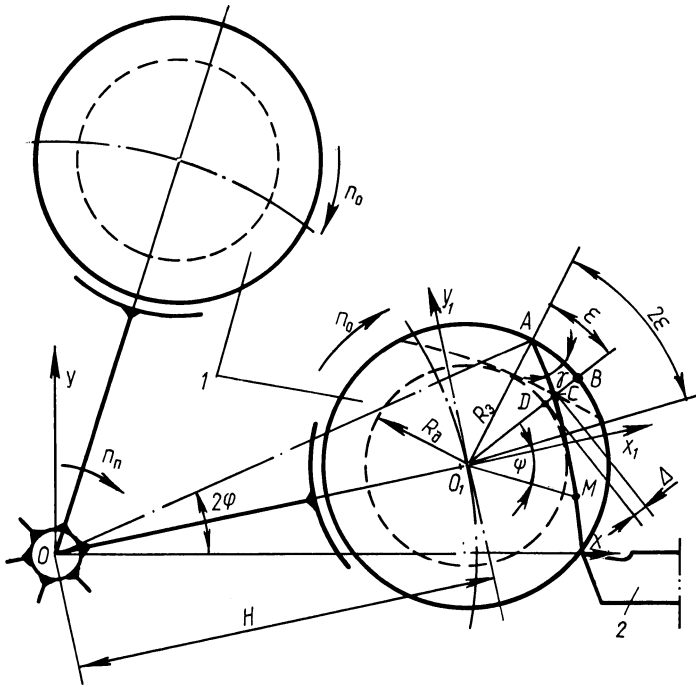


Рис. 1. Схема резания при планетарном точении

Скорость резания определяется по формуле*

$$v = \frac{2\pi}{1000} [(H + R_0) \omega_n \pm R_0 \omega_0],$$

где ω_n и ω_0 — соответственно круговая частота переносного и относительного вращения заготовок в об/мин.

Для планетарного точения характерна одновременная обработка нескольких заготовок. Кроме того этот процесс отличается удачным решением вопроса о стружкодроблении, что особенно важно при обработке металлов, образующих при резании сливную стружку. Изменяя величину угла поворота заготовки при ее относительном вращении, приходящуюся на угол 2φ при ее переносном вращении, можно управлять траекторией следа вершины резца на заготовке (длиной стружки), высотой огранки, образующейся на обработанной поверхности, и другими параметрами процесса.

Для удобства дальнейшего изложения примем плоскую схему резания, пренебрегая пока поступательным перемещением резца. Тогда, в случае попутного точения, траектория следа вершины резца является функцией угла поворота ψ заготовки (см. рис. 1), определяющего положение произвольной

*Здесь и далее верхний знак относится к попутному точению, а нижний — к встречному.

точки М в подвижной системе координат $X_1 O_1 Y_1$, и функцией угла ее поворота φ в неподвижной системе координат XOY . Координаты точки М в подвижной системе координат $X_1 O_1 Y_1$ имеют вид

$$x_1 = R_0 \cos \psi; \quad y_1 = -R_0 \sin \psi.$$

Переходя к неподвижной системе координат и опуская промежуточные преобразования, получим

$$x = H \cos \varphi + R_0 \cos(\psi + \varphi); \quad y = H \sin \varphi - R_0 \sin(\psi + \varphi).$$

Аналогично выводятся координаты точки М при встречном точении

$$x = H \cos \varphi + R_0 \cos(\psi - \varphi); \quad y = H \sin \varphi - R_0 \sin(\psi - \varphi).$$

Объединяя оба случая и добавляя уравнение вершины реза в направлении продольной подачи, получим параметрическое уравнение траектории следа вершины реза

$$\begin{aligned} x &= H \cos \varphi + R_0 \cos(j \pm 1) \varphi; \\ y &= H \sin \varphi - R_0 \sin(j \pm 1) \varphi; \end{aligned} \quad (2)$$

$$z = \frac{s}{2\pi} \varphi,$$

где $j = \psi/\varphi$ — отношение углов поворота заготовки; s — продольная подача.

По выражениям (2) устанавливаем, что траектория резания в случае попутного точения — удлиненная гипоциклоида, в случае встречного точения — укороченная гипоциклоида.

Протяженность следа или длину стружки, снимаемой в пределах угла 2φ , определим, интегрируя дифференциал дуги

$$L = \int_0^{2\varphi} \sqrt{dx^2 + dy^2 + dz^2} \, d\varphi.$$

Имеем

$$dx = -H \sin \varphi \, d\varphi - R_0(j \pm 1) \sin(j \pm 1) \varphi \, d\varphi;$$

$$dy = H \cos \varphi \, d\varphi - R_0(j \pm 1) \cos(j \pm 1) \varphi \, d\varphi;$$

$$dz = \frac{s}{2\pi} \, d\varphi.$$

После подстановки значения производных в выражение для L и некоторых преобразований получим

$$L = \int_0^{2\varphi} \sqrt{H^2 + 2HR_0(j \pm 1) \cos[\varphi + (j \pm 1)\varphi] + R_0^2(j \pm 1)^2 + \frac{s^2}{4\pi^2}} \, d\varphi.$$

Введем обозначения

$$B = 2HR_0(j \pm 1); \quad A = H^2 + R_0^2(j \pm 1)^2 + \frac{s^2}{4\pi^2}. \quad (3)$$

Заменяя подынтегральное выражение двумя первыми членами ряда, окончательно получим

$$L = \sqrt{A} \int_0^{2\varphi} \left(1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{B}{A} \cos[\varphi + (j \pm 1) \varphi] \right) d\varphi = \sqrt{A} \left(2\varphi + \frac{1}{2} \cdot \frac{B}{A} \cos[2\varphi + (j \pm 1) 2\varphi] \right), \quad (4)$$

где φ , A и B определяются из выражений (1) и (3).

Для равномерного снятия припуска с заготовки необходимо задать такое отношение круговых частот вращения заготовки в относительном и переносном движениях, при котором каждый последующий срез будет перекрывать предыдущий на некоторый угол 2ε (см. рис. 1). Это отношение определим следующим образом. За время поворота заготовки в переносном движении на угол $2\pi - 2\varphi$ срезание припуска не происходит. В этот период в относительном движении заготовка должна повернуться на угол $2k\pi - 2\varepsilon$, где k — целое число. Тогда уравнение кинематического баланса можно записать в следующем виде:

$$2k\pi - 2\varepsilon = (2\pi - 2\varepsilon) i,$$

где i — искомое отношение.

Из этого уравнения получим

$$i = (k\pi - \varepsilon) / (\pi - \varphi). \quad (5)$$

При планетарном точении на поверхности детали образуется огранка. Ее теоретическая высота (см. рис. 1) определяется выражением

$$\Delta = R_3 - R_0 - BC. \quad (6)$$

Из треугольника ABC , считая его прямоугольным, имеем

$$BC = AB \operatorname{tg} \gamma,$$

где $AB = R_3 \varepsilon$, а угол γ определим, рассматривая треугольник $ОАО_1$. Используя теорему синусов и выполнив преобразования, окончательно получим

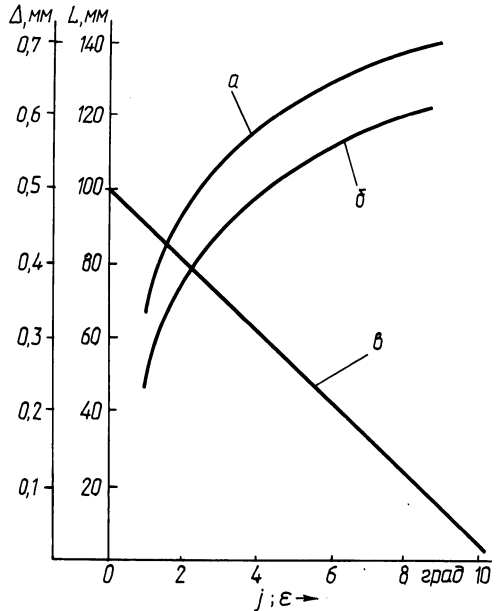


Рис. 2. Графики изменения длины стружки и высоты огранки

$$BC = R_3 \varepsilon \frac{H \sin \varphi}{\sqrt{R_3^2 - H^2 \sin^2 \varphi}}.$$

Подставляя полученное выражение в формулу (6) и заменяя R_d на $R_3 - t$, где t — припуск, снимаемый за один проход, после несложных преобразований получим

$$\Delta = t - R_3 \varepsilon \frac{H \sin \varphi}{\sqrt{R_3^2 - H^2 \sin^2 \varphi}}. \quad (7)$$

На рис. 2 по выражениям (4) и (7) построены кривые изменения длины сливной стружки в зависимости от соотношения углов поворота заготовки в относительном и переносном движениях и высоты огранки в функции угла перекрытия при следующих условиях:

$$H = 150 \text{ мм}, R_3 = 30 \text{ мм}, R_d = 25 \text{ мм}.$$

Графики наглядно показывают, что длина сливной стружки по мере уменьшения отношения углов уменьшается как при попутном (кривая *a*), так и при встречном (кривая *б*) точении. Из графика (прямая *в*) также видно, что, изменяя угол перекрытия, можно получить любое приближающееся к нулю минимальное значение огранки обработанной поверхности. Это позволяет, объединяя формулы (5) и (7), получить выражение для передаточного отношения в функции высоты огранки, задаваемой в каждом конкретном случае обработки предельным значением некруглости поверхности

$$i = \frac{k\pi + (t - \Delta) \sqrt{\frac{1}{H^2 \sin^2 \varphi} - \frac{1}{R_3^2}}}{\pi - \varphi}.$$

Проверка изложенного проводилась с использованием приставки к токарному станку для одномерной обработки двух заготовок. Обточка образцов показала хорошую сходимость теоретических зависимостей с практическими результатами. Это позволяет результаты работы использовать при конструировании многошпиндельных станков для планетарной обработки, сочетающих достоинства последовательной и параллельной схем.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПОСЛЕ РАЗЛИЧНЫХ ОПЕРАЦИЙ ИХ ОБРАБОТКИ

Для исследования величины остаточных напряжений в поверхностном слое были использованы методы рентгеноструктурного анализа. Рентгеновская съемка боковой поверхности зуба в зоне делительной окружности проводилась на дифрактометре ДРОН 05 с неподвижных образцов, установленных в специальной державке. Режимы съемки: напряжение на трубке 35 кВ, сила тока 7 мА.

Для исследования были взяты цилиндрические шестерни тракторов ДТ-75М, МТЗ-82 и др., изготовленные из сталей 40Х, 25ХГТ, 20ХНЗА. Для каждого материала взяты три партии деталей по 35 зубчатых колес в каждой. Зубчатые колеса из стали 40Х подвергались последовательно зубофрезерованию и шевингованию, а из сталей 25ХГТ и 20ХНЗА – зубофрезерованию, шевингованию, химико-термической обработке (ХТО) (нитроцементации, закалке, низкому отпуску), зубохонингованию.

Обработка результатов эксперимента проводилась на ЭВМ с использованием методов корреляционно-регрессионного анализа. Был сделан перебор следующих законов распределения исследованных параметров: нормального, логнормального, Рэлея, Грамма-Шарлье, равномерного и по критериям Колмогорова и Пирсона χ^2 выбран оптимальный. Графически некие результаты исследований показаны на рис. 1 и в табл. 1. Как видно из данных табл. 1, происходит снижение уровня остаточных напряжений после шевингования по сравнению с предыдущей зубофрезерной операцией, что связано с разупрочнением поверхностного слоя деталей, снижением его твердости после шевингования по сравнению с предыдущей обработкой.

После ХТО уровень остаточных напряжений значительно повышается (одновременно повышается твердость и прочность поверхностного слоя) и далее этот уровень несколько снижается после зубохонингования.

Коэффициент корреляции достаточно высок ($r_{xy} = 0,7...0,88$), что подтверждает наличие тесной связи исследованного параметра на смежных операциях, т.е. подтверждается явление технологического наследования величин остаточных напряжений при последовательном выполнении операций механической и химико-термической обработки.

В табл. 2 приведены части общей дисперсии значения остаточных напряжений, возникающих на выполняемой операции (А) и перенесенной с предыдущей (В). Здесь наблюдается прямая зависимость – чем выше значение коэффициента корреляции, тем больше величина переноса В. Данные табл. 2 наглядно подтверждают наличие фактора технологической наследственности в пооперационном изменении величины остаточных напряжений.

В ы в о д ы. 1. Установлен линейный характер изменения остаточных напряжений для трех марок сталей на четырех операциях механической и химико-термической обработки зубчатых колес.

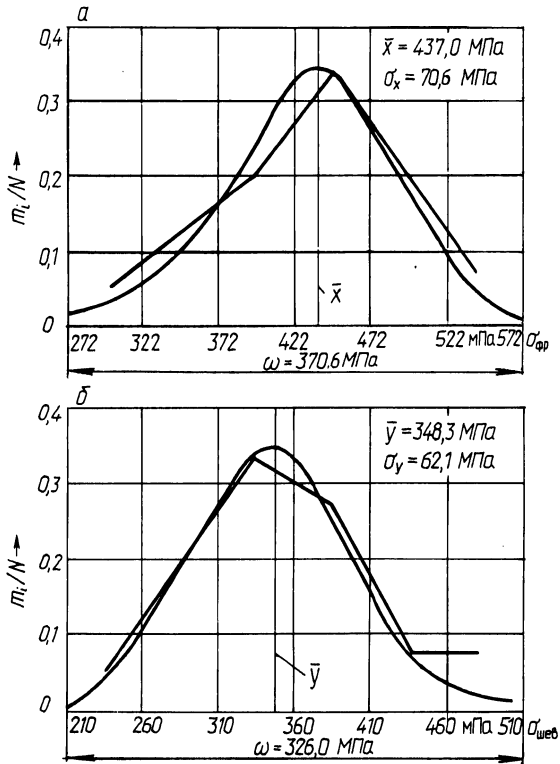


Рис. 1. Экспериментальные полигоны и кривые нормального распределения значений остаточных напряжений в поверхностном слое зубьев цилиндрических зубчатых колес из стали 40 X:
 а — зубофрезерование; б — шевингование

Таблица 1

Остаточные напряжения в поверхностном слое цилиндрических зубчатых колес

Материал детали (марка стали)	Зубофрезерование	Шевингование	ХТО	Зубохонингование
40X	437,0	348,3* 0,88	—	—
25ХГТ	220,0	126,3 0,8	548,0 0,75	466,0 0,82
20ХНЗА	273,36	162,0 0,85	642,3 0,7	509,7 0,76

* П р и м е ч а н и е. Первая цифра — значение напряжений $\bar{\sigma}$, МПа; вторая — коэффициент корреляции r_{xy} .

Остаточные напряжения, возникающие на выполняемой операции (А) и перенесенные с предыдущей (В), %

Материал детали (марка стали)	$\sigma_{\text{шев}} = f(\sigma_{\text{фр}})$		$\sigma_{\text{ХТО}} = f(\sigma_{\text{шев}})$		$\sigma_{\text{зубохон.}} = f(\sigma_{\text{ХТО}})$	
	А	В	А	В	А	В
40Х	23,0	77,0	—	—	—	—
25ХГТ	36,0	64,0	44,0	56,0	33,0	67,0
20ХНЗА	28,0	72,0	51,1	48,9	42,1	57,9

2. Доказано наличие тесной корреляционной зависимости между значениями остаточных напряжений на исследованных операциях и, следовательно, возможности управления уровнем этих напряжений на поверхностях зубьев окончательно изготовленных деталей за счет выбора их рациональных значений на предшествующих операциях.

3. Результаты работы могут быть использованы для повышения эксплуатационных характеристик цилиндрических зубчатых колес.

УДК 621.882:53.08

В.И.ШАГУН, канд. техн. наук,
Л.Т.КУДРЯВЦЕВА (БПИ)

НЕРАЗРУШАЮЩИЙ СПОСОБ КОНТРОЛЯ ОТКЛОНЕНИЙ ШАГА ВНУТРЕННИХ РЕЗЬБ

Анализ условий формообразования профиля резьбы позволяет по результатам контроля собственно среднего диаметра d_2 резьбы на каждом витке вычислить уширение ΔV_i впадин резьбы и по ним оценить отклонения шагов, вызываемых основными причинами, а именно, воздействием осевых и радиальных сил.

В случае наиболее распространенного способа нарезания резьбы методом самозатягивания под действием осевых сил P_0 (рис. 1) метчик боковыми режущими кромками прижимается к правым (опорным) сторонам только что сформированных витков резьбы. Если удельные значения осевых сил, т.е. сил, приходящихся на единицу длины опорных кромок метчика, превысят предел прочности обрабатываемого металла, то эти кромки метчика внедряются в тело опорных сторон резьбы и снимают с них дополнительную стружку. Впадина нарезаемой резьбы уширяется, средний диаметр увеличивается. По мере продвижения метчика в отверстие суммарная длина опорных кромок метчика увеличивается, удельные значения осевых сил падают и подрезание опорных сторон резьбы уменьшается от витка к витку. На неопорных (левых) сторонах резьбы остаются следы работы главных режущих кромок мет-

чика в виде ступенек. В результате уширение впадин от первого витка к последнему уменьшается: $\Delta B_1 > \Delta B_2 > \dots > \Delta B_n$ (см. рис. 1). Отмеченное явление подрезания опорных сторон резьбы в той или иной мере имеет место при нарезании резьбы самозатягиванием.

Шаг по правым, подрезаемым, сторонам резьбы равен шагу резьбы метчика по опорным боковым кромкам, а по левым — меньше номинального значения p . Отклонение шага Δp по левым сторонам резьбы можно определить по рис. 1:

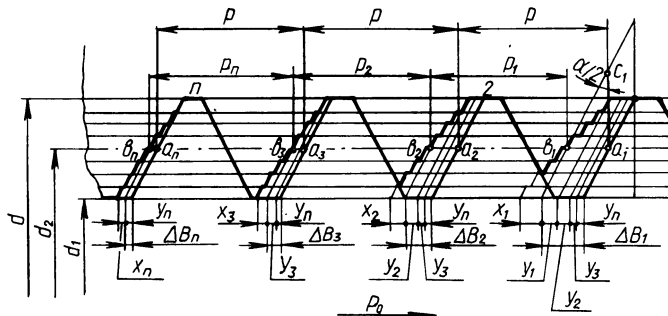


Рис. 1. Схема профиля резьбы, образованного под действием осевых сил: жирная линия — действительный профиль; полуштриховая — номинальный профиль; 1, 2, ..., n — номера витков резьбы в последовательности их образования; n — виток с наименьшим значением d_2 ; p — номинальный шаг резьбы; p_1, p_2, \dots, p_n — действительный шаг резьбы по левой стороне профиля; d, d_2, d_1 — номинальные значения наружного, среднего и внутреннего диаметров резьбы соответственно; $x_2 = y_1$; $x_3 = y_2$; ...; $x_n = y_{n-1}$

$$\Delta p_1 = p_1 - p; \Delta p_2 = p_2 - p; \dots; \Delta p_n = p_n - p;$$

$$p_1 = b_1 b_2 = b_1 a_2 + a_2 b_2;$$

$$p_2 = b_2 b_3 = b_2 a_3 + a_3 b_3;$$

.....

$$p_n = a_n b_{n+1} = b_n a_{n+1} + a_{n+1} b_{n+1};$$

$$p = a_1 a_2 = a_2 a_3 = \dots a_n a_{n+1} = b_1 a_2 + a_1 b_1 = b_2 a_3 + a_2 b_2 = \dots = b_n a_{n+1} + a_n b_n.$$

Тогда

$$\Delta p_1 = b_1 a_2 + a_2 b_2 - b_1 a_2 - a_1 b_1 = a_2 b_2 - a_1 b_1 = \Delta B_2 - \Delta B_1;$$

$$\Delta p_2 = b_2 a_3 + a_3 b_3 - b_2 a_3 - a_2 b_2 = a_3 b_3 - a_2 b_2 = \Delta B_3 - \Delta B_2;$$

.....

$$\Delta p_n = b_n a_{n+1} + a_{n+1} b_{n+1} - b_n a_{n+1} - a_n b_n = a_{n+1} b_{n+1} - a_n b_n = \Delta B_{n+1} - \Delta B_n.$$

Уширение впадины $\Delta B_1 = a_1 b_1 = a_1 c_1 \operatorname{tg} \alpha/2$, где $a_1 c_1 = \Delta d_2$ — увеличение среднего диаметра резьбы по сравнению с номинальным значением, т.е. рав-

но разбиванию среднего диаметра резьбы на первом витке; $\alpha/2$ — половина угла профиля резьбы.

Аналогично

$$\Delta B_2 = \Delta d_{2_2} \operatorname{tg} \alpha/2; \dots; \Delta B_n = \Delta d_{2_n} \operatorname{tg} \alpha/2.$$

Окончательно отклонение шага резьбы на i -м витке

$$\Delta p_i = (\Delta d_{2_{i+1}} - \Delta d_{2_i}) \operatorname{tg} \alpha/2. \quad (1)$$

При этом номером n обозначен виток резьбы с наименьшим разбиванием среднего диаметра. Отклонения шагов отсчитываются от него вправо и влево.

Рассмотренная методика расчета отклонений шага основана на предположении разбивания размеров резьбы только под действием осевых сил. Однако в случае нарезания резьбы методом самозатягивания осевые силы всегда поджимают метчик к опорным сторонам резьбы, даже при отсутствии подрезания от их воздействия. Если дополнительно учесть радиальные колебания метчика от радиальных сил, то принципиальная картина формирования профиля резьбы не изменится. Шаг по опорным сторонам резьбы будет равен шагу резьбы метчика по одноименным кромкам, а шаг резьбы по противоположным сторонам определится формулой (1). Поэтому независимо от степени влияния на размеры резьбы осевых и радиальных сил ее шаг по опорным сторонам равен шагу резьбы метчика по сопряженным кромкам, а по противоположным сторонам, используя формулу (1), его можно рассчитать по результатам измерения собственно среднего диаметра на всех витках резьбы в одном осевом сечении.

В случае нарезания резьбы с принудительной осевой подачей метчика, строго равной шагу резьбы за один оборот (нарезание по резьбовому копиру с жестким в осевом направлении креплением метчика), разбивание резьбы происходит в основном из-за радиальных колебаний метчика под действием радиальных сил. Обе стороны профиля резьбы подрезаются симметрично. Шаг по вершине впадин резьбы практически номинальный, обеспечиваемый копиром, но по средней линии номинального профиля — разный по обеим сторонам. Построив соответствующую схему разбивания резьбы, нетрудно убедиться в том, что по правым сторонам профиля впадин резьбы шаг больше номинального, а по левым — меньше на величину

$$\Delta p_i = 0,5 (\Delta d_{2_{i+1}} - \Delta d_{2_i}) \operatorname{tg} \alpha/2. \quad (2)$$

Таким образом, по результатам измерения собственно среднего диаметра резьбы легко вычислить отклонения шага по формуле (1) для случая нарезания резьбы методом самозатягивания, а по формуле (2) при нарезании по "жесткому" резьбовому копиру. Накопленная ошибка шага резьбы равна алгебраической сумме отклонений шагов по виткам резьбы на интересующей нас длине:

$$\Delta p_{\text{нак}} = \sum_{i=1}^{i=k} \Delta p_i,$$

где l , k — номера витков резьбы, между которыми определяются накопленная ошибка шага резьбы.

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ МЕТОДОВ ФРЕЗЕРОВАНИЯ СЛОЖНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Основой сравнительного анализа методов обработки сложных поверхностей служит их геометрический и кинематический анализ, при котором определяются следующие показатели.

1. Кинематические и геометрические параметры схемы резания:

а) путь $l = R_{\text{cp}} \epsilon$, проходимый режущей кромкой без перерыва в резании по траектории среднего радиуса R_{cp} при угле ϵ ее контакта с обработанной поверхностью;

б) общий путь l_0 , проходимый всеми z режущими кромками без перерыва в резании, при обработке сложной поверхности площадью F с межстрочечной подачей s_0 и подачей на зуб инструмента s_z :

$$l_0 = lF/s_0 s_z;$$

в) число одновременно работающих зубьев $z' = \epsilon z/2\pi$;

г) длина образующей поверхности резания, мгновенное m_i и максимальное m_{max} значения которой определяются из схемы резания, а средняя уравнением

$$m_{\text{cp}} = \frac{1}{l_{\text{max}}} \int_0^{l_{\text{max}}} m(l) dl;$$

д) длина $m_0 = mz'$ образующих поверхностей резания, образованных одновременно работающими зубьями;

е) толщина среза a , мгновенное a_i и максимальное a_{max} значения которой определяются из схемы резания, а среднее значение a_{cp} зависимостью

$$a_{\text{cp}} = ts_0 s_z / f \approx ts_0 s_z / l m_{\text{cp}},$$

где t – толщина срезаемого слоя; f – площадь поверхности резания;

ж) ширина среза $b = m/\cos \lambda$, где λ – угол наклона главной режущей кромки; среднее b_{cp} и максимальное b_{max} значения ширины среза и общая ширина среза b_0 , снимаемая одновременно работающими зубьями, определяется соответственно при m_{cp} , m_{max} и m_0 .

2. Основное время обработки T_0 . Оно определяет технологическую производительность и поэтому является одним из основных показателей эффективности любого метода. При обработке строчками основное время выражается зависимостью

$$T_0 = \frac{Ft}{va_{\text{cp}} m_0} (1 + \mu),$$

где v – скорость резания; μ – отношение подач рабочего и холостого движений инструмента;

3. Показатели неравномерности процесса резания:

коэффициент неравномерности толщины среза $k'_a = a_{cp}/a_{max}$;

коэффициент неравномерности ширины среза $k'_b = b_{cp}/b_{max}$;

коэффициент неравномерности площади среза $k'_{ab} = k'_a k'_b$.

Эти показатели определенным образом отражают изменение силы резания в процессе обработки, т.е. его динамику, что обуславливает выбор их в качестве критериев сравнения методов обработки.

4. Коэффициент непрерывности p резания. Он характеризует одновременность работы режущих элементов инструмента и определяется отношением пути, проходимого ими в металле, к общему пути, т.е. $p = z'/z$. Чем больше коэффициент непрерывности, тем меньше мощность и время, затрачиваемые на холостые движения инструмента по перемещению режущих элементов вне зоны резания, тем выше доля времени резания и производительность обработки. Поэтому коэффициент непрерывности является объективным показателем эффективности метода обработки.

5. Точность формообразования. Она определяется отклонением обработанной поверхности от проектной в виде межстрочечных гребней, высота h которых зависит от параметров инструмента, проектной поверхности и величины межстрочечной подачи s_0 :

$$h = \frac{s_0^2}{8} (k_1 + k_2),$$

где k_1 (k_2) – средняя кривизна исходной инструментальной (проектной) поверхности на ширине строчки, причем кривизна выпуклой линии положительна, а вогнутой – отрицательна.

Значительно меньшее влияние на точность формообразования оказывает шероховатость обработанной поверхности в направлении строчек, поэтому ею при сравнительном анализе методов обработки можно пренебречь.

Исходя из условия проходимости инструмента, высота межстрочечных гребней в общем случае для разных методов обработки неодинакова, поэтому точность формообразования является важным критерием эффективности.

На основании вышеизложенного сравнительный анализ методов фрезерования фасонных поверхностей предлагается проводить по основному времени обработки, непрерывности и неравномерности процесса резания и точности формообразования, достаточно полно характеризующих возможности этих методов.

Для сопоставления по этим критериям методов обработки установлены коэффициенты сравнения по:

производительности $k_T = T_{0_i} / T_{0_j}$;

неравномерности процесса резания:

$$k_a = k'_{a_i} / k'_{a_j}; \quad k_b = k'_{b_i} / k'_{b_j}; \quad k_{ab} = k'_{ab_i} / k'_{ab_j};$$

непрерывности процесса резания

$$k_p = p_i / p_j;$$

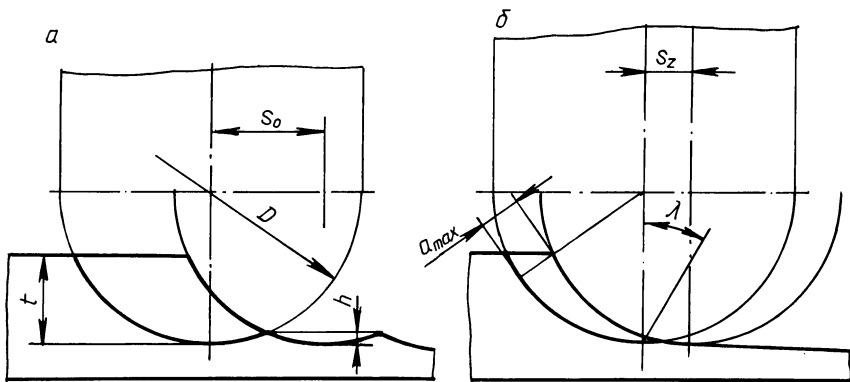


Рис. 1. Схема обработки концевой сферической фрезой по направлению: а — межстрочечной подачи; б — строчек

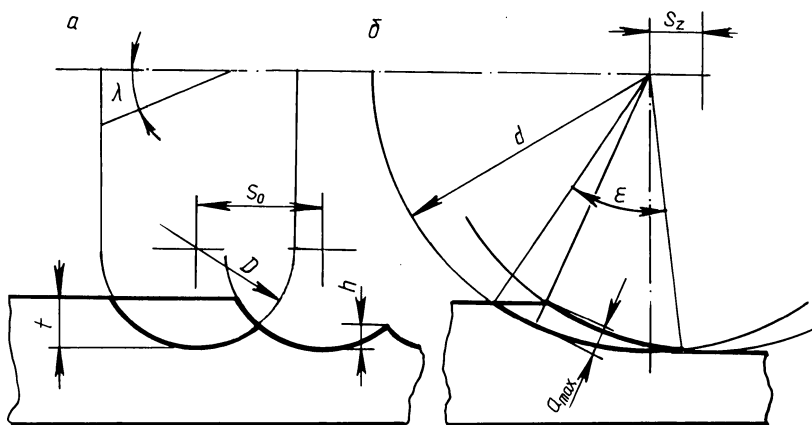


Рис. 2. Схема обработки торцевой фрезой по направлению: а — межстрочечной подачи; б — строчек

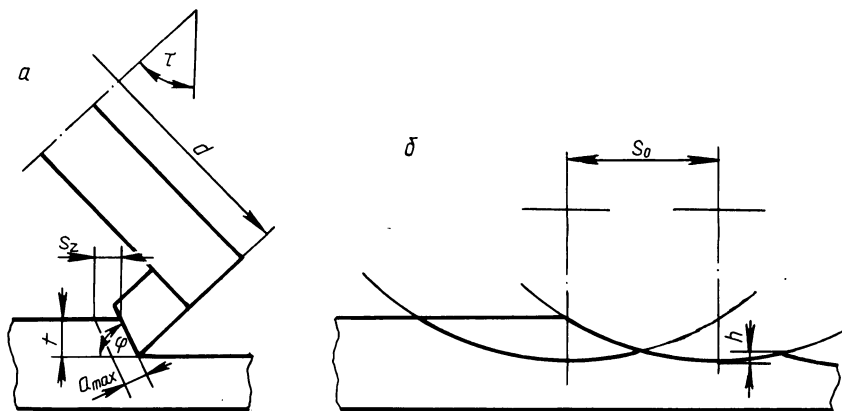


Рис. 3. Схема обработки наклоненной торцевой фрезой по направлению: а — строчек; б — межстрочечной подачи

точности формообразования

$$k_h = h_i/h_j .$$

Очевидно, что для сравнения методов обработки по производительности недостаточно только теоретического анализа, а необходимы также практические данные о значениях скорости резания и толщина среза.

По изложенной методике выполнен кинематический анализ методов фрезерования фасонных поверхностей концевой сферической (рис. 1), торцовой (рис. 2) и наклоненной торцовой (рис. 3) фрезами, результаты которого приведены в табл. 1, где

$$a = \sqrt{h/t}; \quad \beta = \sqrt{t/d}; \quad \eta = \sqrt{D/d}; \quad c = \sin \varphi; \quad u = \sqrt{\sin \tau};$$

$$A = 2\beta u^2 (1 + a) / (\arcsin 2\beta u + \arcsin 2\eta u);$$

$$k = 0,5 (1 + a^2) + (1 - a^2) [0,1 - \beta (0,5\sqrt{1-\beta} - a)].$$

Таблица 1

Результаты кинематического анализа

Параметр	Фреза торцовая	Фреза торцовая наклоненная	Фреза концевая сферическая
$a_{\text{ср}}$	$8s_z a \beta / \pi (1 + a^2)$	$A s_z c$	$4s_z a \beta / \pi \kappa^2$
a_{max}	$2s_z \beta$	$s_z c$	$2s_z \beta$
$m_{\text{ср}}$	$0,25\pi \eta t (1 + a^2) / \beta$	$2ta / (1 + a) c$	$\kappa t / \beta$
m_{max}	$\eta t (1 + a) / \beta$	t / c	t / β
$m_{\text{оср}}$	$0,25z \eta t (1 + a^2)$	$2tza\beta / \pi cu$	$0,5\kappa zt / \beta$
l	t / β	$t (1 + a) / \beta u$	$2\kappa t / \beta$
l_o	$F \eta / 2s_z a$	$F (1 + a) / 2as_z$	$2\kappa F / s_z a$
z'	$z \beta / \pi$	$z \beta (1 + a) / \pi u$	$z / 2$
p	β / π	$\beta (1 + a) / \pi u$	$0,5$
K'_a	$4a / \pi (1 + a^2)$	A	$2a / \pi \kappa^2$
K'_b	$0,25\pi (1 + a^2) / (1 + a)$	$2a / (1 + a)$	κ
K'_{ab}	$a / (1 + a)$	$2Aa / (1 + a)$	$2a / \pi r$
T_0	$\frac{4F (1 + \mu)}{z (1 + a^2) \eta a_{\text{ср}}^v}$	$\frac{\pi F (1 + \mu) cu}{2za\beta a_{\text{ср}}^v}$	$\frac{3F \beta (1 + \mu)}{z \kappa^2 a_{\text{ср}}^v}$
h	$s_0^2 / 4d$	$s_0^2 u / 4d$	$s_0^2 / 4d$

Данные табл. 1 позволяют выразить искомые коэффициенты сравнения в виде функций сопоставимых параметров методов обработки, геометрических параметров обрабатываемой поверхности и инструмента и с учетом практических данных определить область эффективного применения каждого метода.

Проведенный по этой методике сравнительный анализ показывает, что метод фрезерования сложных поверхностей наклоненной торцовой фрезой при выполнении условия проходимости инструмента обладает существенными преимуществами по сравнению с обработкой фасонными фрезами. Установлено, что процесс фрезерования торцовой фрезой характеризуется большой равномерностью, которая возрастает с уменьшением угла наклона фрезы. Это позволяет снизить требования к жесткости системы СПИД, что важно при обработке сложных поверхностей нежестких деталей, например лопастей.

Анализ коэффициентов сравнения по точности показывает, что при равной производительности обработка торцовой фрезой обеспечивает более высокую точность формообразования или более производительна при одинаковой точности. Кроме того, изготовление, заточка и контроль торцовых фрез существенно проще фасонных, что имеет важное практическое значение.

УДК 621.833.1:539.531

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

ИЗМЕНЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ЗАВИСИМОСТИ ОТ РЕЖИМОВ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ

Выполненные нами ранее исследования показали, что между значением шероховатости поверхности зубьев на операциях зубофрезерования и шевингования существует достаточно тесная корреляционная зависимость ($r_{xy} = 0,36...0,51$). При этом доля дисперсии шероховатости зубьев после шевингования, унаследованная от предыдущей зубофрезерной операции, составляет 15–30 %. Это указывает на достаточно широкие возможности управления шероховатостью поверхности зубьев цилиндрических зубчатых колес после шевингования с помощью изменения значений шероховатости поверхности зубьев после зубофрезерования.

Основными технологическими факторами, позволяющими изменять шероховатость рабочих поверхностей зубьев при зубофрезеровании червячными фрезами, является скорость резания v и подача s .

Нами выполнено исследование влияния данных факторов на такие характеристики шероховатости боковых поверхностей зубьев, как Ra и Rz .

Исследование выполнялось для трех типоразмеров зубчатых колес с характеристиками $m = 2...4$ мм, $z = 38...65$ зубьев, материал – стали 45, 25ХГТ, 40Х.

Ниже приведены результаты исследования для характерной детали – шестерни газораспределения двигателя трактора МТЗ-80 со следующими параметрами: $m = 2,5$ мм, $z = 53$, материал – сталь 45. Зубофрезерование производилось в лаборатории кафедры на станке мод. 5Б312.

Исследование выполнялось по схеме полного факторного эксперимента, но для уточнения характера парных взаимосвязей между исследованными факторами (R_a и v , R_a и s) были проведены дополнительные опыты при промежуточных значениях v и s . Измерения R_a и R_z и запись профилограмм производились на профилографе-профилометре мод. 201 на зубьях, вырезанных из обработанных зубчатых колес. Основные результаты выполненного исследования приведены в табл. 1. Как видно из табл. 1, величина микронеровностей, характеризующих R_z , получаемых на боковой поверхности зубьев после зубофрезерования ($R_z = 0,012...0,037$ мм), соизмерима с величиной припуска, снимаемого с боковой поверхности зубьев при шевинговании (0,03...

Таблица 1

Шероховатость рабочих поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес в зависимости от режимов зубофрезерования червячными фрезами

Режим зубофрезерования		R_a , мкм	$R_{z\text{мкм}}$
v , м/мин	s , мм/мин		
25,2	2,5	3,2	12,8
	5,0	5,4	21,6
	10,0	7,6	30,4
31,4	2,5	4,1	16,3
	5,0	6,4	25,6
	10,0	8,5	35,0
40,0	2,5	5,2	20,8
	5,0	7,4	29,6
	10,0	9,3	37,2

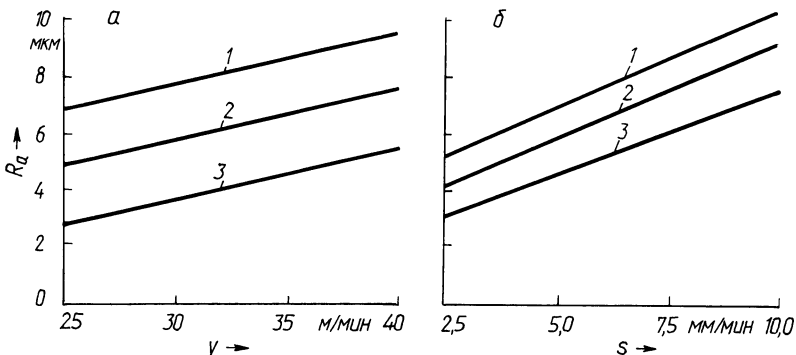


Рис. 1. Графики зависимости величины R_a от режимов зубофрезерования: а – скорости (м/мин): 1 – 40; 2 – 31,4; 3 – 25,2; б – подачи (мм/мин): 1 – 10; 2 – 5,0; 3 – 2,5

...0,05 мм) . Это, очевидно, и является основной причиной технологической наследственности при изменении шероховатости боковых поверхностей зубьев, подвергаемых шевингованию.

Как видно из рис. 1, зависимости Ra от v и s носят линейный характер. Установлено, что для объекта исследования справедливо следующее уравнение:

$$Ra = 8,9 + 0,4v + 0,9s. \quad (1)$$

Как видно из этого уравнения, величина s больше влияет на Ra, нежели v (значение коэффициента при s больше, чем при v). Используя эту зависимость, можно регулировать величину Ra боковых поверхностей зубьев после зубофрезерования, изменяя режимы зубофрезерования v и s.

В ы в о д ы. 1. Установлен характер влияния режимов зубофрезерования на показатели шероховатости боковых поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес.

2. Показана возможность управления шероховатостью боковых поверхностей зубьев шевингованных цилиндрических зубчатых колес путем изменения режимов их зубофрезерования.

УДК 621.762.8:621.787.4

И.Л. БАРШАЙ, В.В. БАБУК, канд-ты техн. наук (БПИ)

ВЛИЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ НА КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ СПЕЧЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Низкая теплопроводность спеченных материалов обуславливает возникновение значительных температурных всплесков при абразивной обработке, способствующих ухудшению физико-механических свойств спеченных материалов.

Одним из методов обработки, существенно улучшающих качество поверхностного слоя деталей, является поверхностное пластическое деформирование (ППД). Этот метод нашел широкое применение для обеспечения требуемых физико-механических свойств поверхностей деталей из компактных материалов. Однако для деталей из спеченных материалов обработка ППД, в частности обкатка роликом, до настоящего времени не использовалась.

Исследование влияния ППД на шероховатость и микротвердость поверхности деталей из спеченных материалов проводилось на образцах типа втулок. Образцы были изготовлены из материала ЖГр2 по серийной технологии: пресование порошка до плотности 80–95 %, последующее спекание при температуре около 1130 °С.

Поверхностное пластическое деформирование осуществлялось роликом из твердого сплава марки ВМ5К на токарно-винторезном станке мод. 16К20, радиальное усилие P= 1400...2000 Н; частота вращения n – 50...125 об/мин; подача s = 0,05...0,10 мм/об; с применением смазки (масло марки И-20). Определение влияния ППД на шероховатость поверхности проводилось на ос-

Этап профилографирования	R_{\max} , мкм	R_a , мкм	S_m , мкм	S , мкм	S/R_{\max}
До ППД	3,5	0,695	0,54	0,375	0,107
После ППД	0,625	0,24	0,775	0,75	1,24

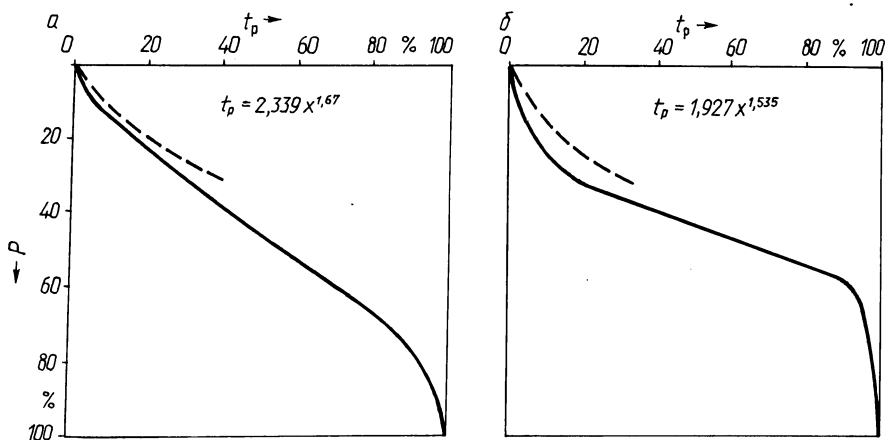


Рис. 1. Кривые относительной опорной длины профиля до (а) и после ППД (б):
 ----- экспериментальная кривая; - - - - - начальные участки теоретической кривой

нове анализа профилограмм. Профилографирование микропрофиля поверхности образцов до и после ППД осуществлялось на профилографе-профилометре мод. ПП-201 через 120° по образующей поверхности образцов. Построение начальных участков теоретической кривой опорной длины профиля выполнялось с использованием методики И.В.Крагельского.

Результаты определения параметров шероховатости поверхности до и после ППД представлены в табл. 1 и на рис. 1.

Для оценки особенностей микрорельефа поверхности в дополнение к основным параметрам шероховатости было вычислено отношение S/R_{\max} .

Измерение микротвердости поверхности после ППД проводилось на приборе ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамиду $H = 1$ Н в соответствии с требованиями ГОСТ 9450-76. Для определения глубины упрочненного слоя после ППД измерение микротвердости осуществлялось с шагом 0,05 мм.

Результаты проведенных исследований указывают на то, что поверхностное пластическое деформирование приводит к снижению шероховатости поверхности (параметр R_a) в 2,9 раза и повышению микротвердости поверхностного слоя деталей из спеченных материалов в 2,5 раза по сравнению с исходными (до ППД) значениями. Глубина упрочненного слоя достигает 1,5 мм.

НОВЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ОПТИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ

Все многообразие способов обработки оптических деталей по характеру операций можно классифицировать по следующим признакам (рис. 1);

- количеству одновременно обрабатываемых деталей;
- количеству одновременно обрабатываемых поверхностей;
- степени сложности и характеру взаимного движения инструмента и детали;
- степени автоматизации процесса обработки.

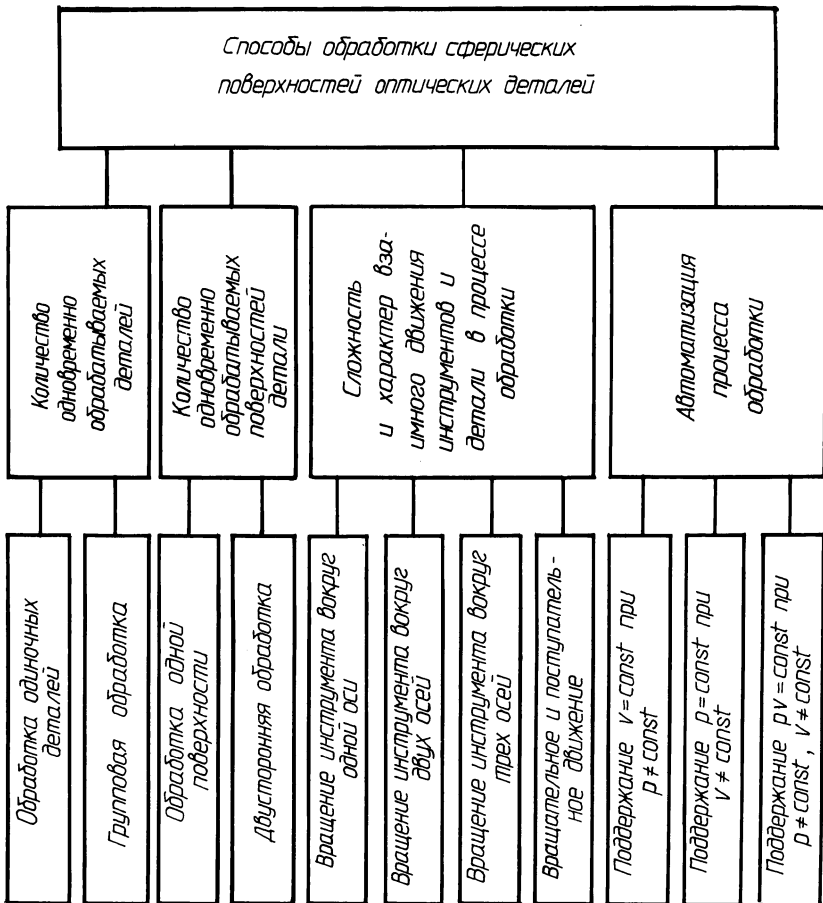


Рис. 1. Классификация способов обработки сферических поверхностей оптических деталей

Критическое рассмотрение способов формообразования и устройств для их реализации в соответствии с приведенной классификацией позволило разработать новые технические решения, направленные на совершенствование процесса обработки оптических деталей со сферическими преломляющими поверхностями.

Для повышения производительности процесса перспективным является разработка способов групповой обработки деталей, причем поиск производился в трех направлениях:

- 1) одновременная обработка группы деталей по одной поверхности;
- 2) обработка единичных изделий одновременно по двум преломляющим поверхностям;
- 3) одновременная обработка группы деталей по двум преломляющим поверхностям.

Основной целью первой разработки является повышение качества обрабатываемой поверхности. Указанная цель достигается тем, что имеется устройство для периодического перемещения держателя обрабатываемых изделий по направлению к инструменту, причем команда на перемещение подается от устройства активного контроля, следящего за состоянием формы рабочей поверхности инструмента.

При одновременной обработке двух преломляющих поверхностей отдельных деталей рассматривается вопрос об автоматическом контроле формы и размеров применяемого инструмента. Станок для обработки оптических деталей по второму методу снабжен устройством автоматической смены изношенного инструмента новым, что позволяет снизить расход алмазного инструмента, так как замена его будет производиться только при достижении критической величины износа.

Применение в данной конструкции шарообразного инструмента также способствует интенсификации процесса и увеличивает эффективный срок его работы.

Применение шарообразного инструмента для окончательного формообразования оптических поверхностей перспективно и для осуществления групповой обработки деталей одновременно по двум преломляющим поверхностям, а также позволяет значительно упростить кинематику приводных механизмов.

Что касается характера взаимного движения инструмента и детали в процессе обработки, то использование коротких кинематических цепей, а также планетарного привода перемещения инструмента позволяет значительно сократить неблагоприятное влияние динамики станочных конструкций на кинематические характеристики процесса формообразования по сравнению с широко применяемой в настоящее время в оптико-механической промышленности рычажной кинематической цепью привода перемещения инструмента. Кроме того, рассматриваемые конструктивные решения позволяют управлять процессом формообразования поверхности во время обработки.

Для управления процессом формообразования обычно используется известная зависимость износа поверхности от давления p и пути трения $S_{тр}$:

$$U = kPS_{тр},$$

где k — коэффициент пропорциональности. Однако, для обеспечения возмож-

ности программирования съема припуска во времени необходимо знать интенсивность износа du/dt . Эта величина находится из соотношения

$$du/dt = kv_{рез} \quad (1)$$

где $v_{рез}$ — скорость проскальзывания (резания) инструмента относительно детали.

Из зависимости (1) видно, что для управления величиной du/dt необходимо менять либо давление p , либо скорость резания $v_{рез}$ в процессе обработки. Изменение отдельно каждого из этих параметров вызывает технические трудности, удорожание оборудования и сложности практической реализации. Поэтому нами предложен способ абразивной обработки деталей, суть которого заключается в следующем: изменять одновременно давление p и скорость резания $v_{рез}$, оставляя постоянной мощность процесса, то есть обеспечивая условие: $pv_{рез} = const$.

Для реализации способа достаточно обрабатываемые детали перемещать в радиальном направлении от периферии к центру между двумя дисковыми инструментами с коническими рабочими поверхностями, прижимая детали к последним. Прижим осуществляется при помощи фасонных пружин, которые устанавливают между двумя деталями параллельно оси инструментов, вершины конических поверхностей которых располагаются напротив, причем угол конуса выбирается из условия

$$\alpha = \arctg \frac{H_H - H_K}{R_H - R_K}.$$

где H_H, H_K — высоты пружины соответственно в начале и в конце обработки; R_H, R_K — расстояние от оси инструментов до оси деталей в начале и в конце обработки.

На рис. 2 показана схема реализации способа. Дисковый инструмент 1 вращает вокруг оси OO с угловой скоростью ω . Силовое замыкание обрабатываемой детали 3 и дискового инструмента 1 обеспечивают силой p . Обрабатываемая деталь 3 совершает вращение вокруг собственной оси симметрии $O'O'$, что обеспечивается в результате несимметричности рабочего профиля канавки 2 дискового инструмента 1.

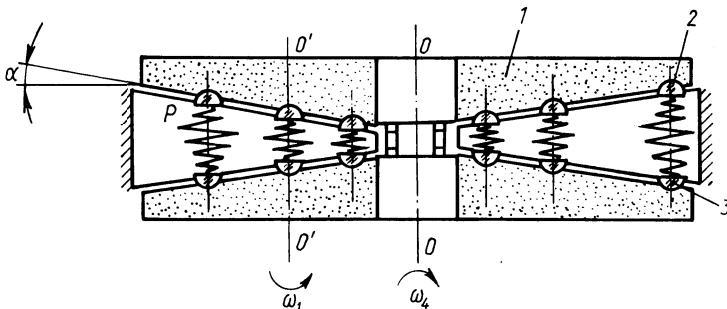
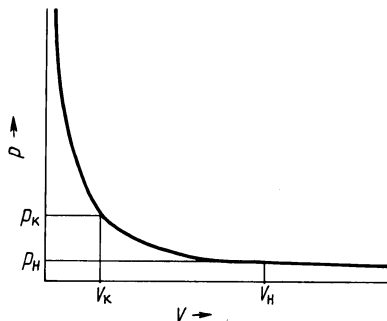


Рис. 2. Схема реализации способа абразивной обработки деталей

Рис. 3. Зависимость изменения давления p от скорости резания v



Обрабатываемая деталь 3 участвует в двух движениях: поступательном — вдоль радиальных направляющих с постоянной скоростью v_1 и вращательном — вокруг собственной оси $O'O'$ с угловой скоростью ω_1 . Скорость резания при прохождении обрабатываемой деталью 3 всей рабочей зоны изменяется линейно и пропорциональна в каждый момент времени расстоянию от оси вращения дискового инструмента OO до оси вращения обрабатываемой детали OO .

Для сохранения условия $pv = \text{const}$ необходимо осуществлять прижим обрабатываемой детали к инструменту так, чтобы линейному изменению скорости резания соответствовало нелинейное изменение усилия прижима, как указано на рис. 3.

Данное требование реализуется, например, использованием фасонных пружин. Они отличаются тем, что по мере их сжатия вследствие последовательного исключения из работы все большего числа витков жесткость пружины возрастает. Для этих пружин линейное изменение высоты пружины (или хода) вызывает нелинейное изменение усилия прижима.

В ы в о д ы. 1. Использование в качестве инструмента тел качения (шариков) позволяет повысить производительность процесса и улучшить его качество как при обработке одиночных поверхностей, так и при двусторонней групповой обработке.

2. Использование коротких кинематических цепей и замена качательных звеньев вращательными в механизмах приводов инструмента и детали позволяет снизить неблагоприятное действие возникающих динамических нагрузок в процессе обработки.

3. Управление одновременно силовыми и скоростными параметрами для поддержания постоянной мощности обработки позволяет стабилизировать процесс формообразования, а также повысить качество обработки.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ УПРОЧНЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ КОНТАКТНЫМ МАГНИТНО-ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ СПОСОБОМ

Поверхности деталей машин, на которые наносят слой из ферробора, например ФБ-10, ФБ-14, ФБ-20 ГОСТ 14848–69, электроферромагнитным способом, имеют микротвердость порядка $2,8 \cdot 10^4$ МПа при толщине нанесенного слоя в пределах 0,1...0,3 мм и шероховатость $Rz = (160...320)$ мкм.

Обработка таких поверхностей возможна только абразивным шлифованием кругами из электрокорунда на керамической или бакелитовой связке. Исследования показали, что при обработке поверхностей деталей, упрочненных электроферромагнитным способом, износ круга, отнесенный к пройденному им пути, в 8–10 раз превышает износ при шлифовании контрольных образцов из закаленной стали 45. При этом резко возрастает время на шлифование, так как требуется практически постоянная правка круга, а производительность снижается до $120 \text{ мм}^3/\text{мин}$.

Применение других видов шлифования — алмазного, кругами из эльбора или карбида кремния — экономически нецелесообразно, так как их рекомендуется применять только по предварительно обработанной черновым шлифованием поверхности. Поэтому для обработки упрочненных поверхностей необходимо использовать способ, который по производительности превышал бы процесс шлифования, а своим воздействием на поверхностные слои не ухудшал бы их физико-механические свойства. Таким способом является контактная магнитно-электрическая обработка. Сущность его заключается в совокупном воздействии на обрабатываемую поверхность энергии магнитного поля, электрического тока и механического вращения инструмента-электрода.

Электрический ток, проходя между инструментом-электродом и обрабатываемой поверхностью детали, за счет микронеровностей в точке контакта будет разогревать место контактирующих поверхностей (вследствие выделения Джоулева тепла и электроэрозионных явлений). При достижении определенной температуры (близкой к температуре плавления) металл, находящийся частично в жидкой и частично в пластичной фазе, будет вырван и выброшен из зоны контакта за счет вращения инструмента-электрода и взаимодействия энергии магнитного поля и электрического тока.

Показатели обрабатываемости упрочненных поверхностей, такие, как шероховатость, производительность и точность линейных размеров, при контактном магнитно-электрическом способе зависят от его технологических параметров, основными из которых являются: сила технологического тока I , магнитная индукция B , скорость вращения (перемещения) детали v и подача инструмента-электрода s .

Исследования производительности способа проводились в зависимости от изменения магнитной индукции при постоянных значениях рабочего тока и изменения рабочего тока при постоянной магнитной индукции. Все исследова-

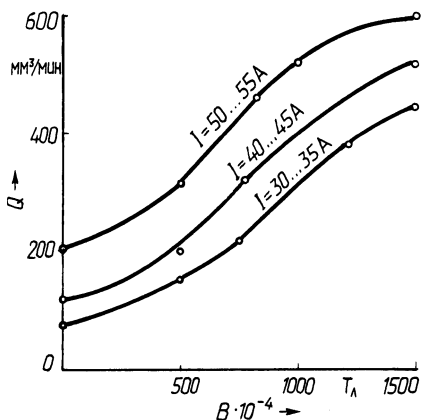


Рис. 1. Зависимость производительности процесса от величины магнитной индукции

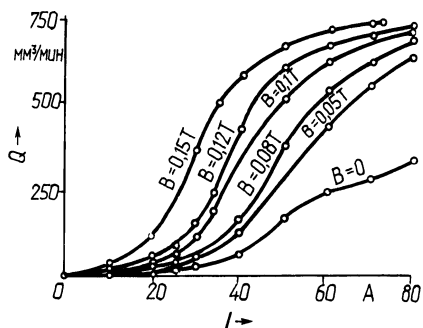


Рис. 2. Зависимость производительности от силы рабочего тока

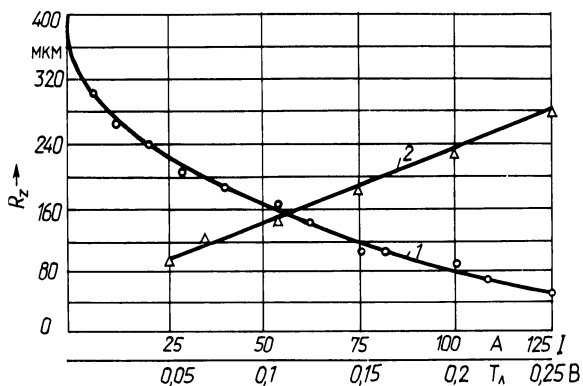


Рис. 3. Зависимость шероховатости поверхности от силы тока (2) и магнитной индукции (1)

ния проводились на токарно-винторезном станке мод. 1А62 при частоте вращения образца $n = 230$ об/мин и подаче $s = 0,15$ мм/об на цилиндрических образцах $\varnothing 50$ мм и длиной $l = 10$ мм, на поверхность которых наносится слой ферробора марки ФБ-10, ФБ-14, ФБ-20 толщиной до 0,3 мм и шероховатостью $Rz = (160...320 \text{ мкм})$.

Масса снятого материала определялась по разности взвешивания образцов до и после обработки на аналитических весах АДВ-200 с точностью до 0,0001 г.

Зависимость производительности от изменения величины магнитной индукции представлена на рис. 1, из которого видно, что с увеличением магнитной индукции в пределах от 0,05 до 0,5 Тл производительность способа интенсивно растет и при значении 0,15 Тл стабилизируется, что объясняется гасящим действием сильного магнитного поля в зоне контакта.

Производительность от силы рабочего тока при постоянных значениях магнитной индукции в интервале от 20 до 50 А растет очень интенсивно. В

дальнейшем рост снижается, что объясняется встречным воздействием магнитного поля, возрастающего по мере увеличения рабочего тока. Для сравнения на рис. 2 представлено изменение производительности электроконтактной обработки без наложения магнитного поля (при $B = 0$). Как видно из рисунка, производительность с наложением магнитного поля во всех случаях вдвое выше, чем без него.

Исследования показали, что качество обработанной поверхности (в частности, шероховатость) зависит в основном только от силы рабочего тока и магнитной индукции. Причем, с увеличением силы рабочего тока 2 (рис. 3) шероховатость постоянно увеличивается, а при увеличении магнитной индукции 1 неравномерно снижается и находится в пределах $Rz = (40...280)$ мкм, что меньше чем при электроконтактной обработке.

Изменение шероховатости зависит от того, какой процесс происходит в рабочем зазоре и какое поле превалирует: если электрическое, то удаление материала с поверхности идет главным образом за счет эрозии и шероховатость увеличивается, если мощное магнитное поле преобладает над электрическим, то расплавление и удаление продуктов расплава происходит при их взаимодействии, и шероховатость снижается.

Одним из основных показателей процесса является относительный износ инструмента-электрода, характеризующий его стойкость, а также точность процесса обработки. Как показали исследования, при магнитно-электрическом способе относительный износ инструмента-электрода практически не зависит от режимов обработки и находится в пределах 2–8 % от массы снятого материала детали, что обеспечивает достаточную точность получаемых размеров в пределах 0,1 мм на диаметр 50 мм. Такой износ инструмента-электрода ниже, чем как при шлифовании и при электроконтактном способе в 2–10 раз при одном и том же материале инструмента-электрода.

Анализ технологических режимов показал, что производительность магнитно-электрического способа, шероховатость обработанной поверхности, энергоемкость и другие технологические показатели зависят от режимов обработки, вида упрочняющей обработки и материала наносимого слоя. Так, наложение магнитного поля интенсифицирует процесс по производительности в 2–3,5 раза. Шероховатость обработанной поверхности деталей взаимосвязана со значением магнитной индукции и рабочим током в зазоре.

На основании анализа полученных зависимостей можно рекомендовать следующие технологические режимы для обработки поверхностей деталей, упрочненных ферробором ФБ-10, ФБ-14, ФБ-20, электроферромагнитной обработкой:

технологический ток в рабочем зазоре	$I = 40...100$ А;
магнитная индукция в рабочем зазоре	$B = 0,15...0,30$ Тл;
осевая подача	$s = 0,15$ мм/об;
линейная скорость вращения (перемещения детали)	$v = 361$ мм/мин.

ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ СТАЛИ РЕЗАНИЕМ

Обработка резанием деталей из стали 20ХНЗА сопряжена со значительными затруднениями вследствие случайных отклонений ее физико-механических свойств от требуемых после термической обработки. Целью данной работы являлось исследование влияния термической обработки, условий ее проведения и полученных при этом физико-механических характеристик материалов на обрабатываемость резанием.

Все заготовки были изготовлены из одной партии металла. После термической обработки из них вырезались образцы для определения микроструктуры и испытаний на растяжение и ударную вязкость. Режимы термообработки и полученные при этом механические свойства и микроструктура образцов приведены в табл. 1.

Обрабатываемость стали 20ХНЗА исследовалась при поперечном точении образцов \varnothing 105 мм на токарно-винторезном станке мод. 1616 без применения охлаждающей жидкости на режиме: $t = 0,25$ мм, $s = 0,08$ мм/об, $v = 30$ м/мин. Резцы из быстрорежущей стали Р6М5 с геометрическими параметрами $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, $\varphi = 60^\circ$, $\varphi_1 = 15^\circ$, $\lambda = 0^\circ$ были отобраны из одной партии. Через каждые 4, 3 мин резания измерялась ширина фаски износа резца на задней поверхности.

Исследования показали, что микроструктура материала получается самая различная: феррит + перлит пластинчатый (Ф + П пл.), феррит + перлит пластинчатый + перлит зернистый (Ф + П пл. + П зерн.), бейнит + феррит (Б + Ф), бейнит + феррит + перлит (Б + Ф + П). Это не может не сказаться на обрабатываемости данных заготовок.

Выявлен значительный разброс твердости материала заготовок, причем на твердость наибольшее влияние оказывает способ охлаждения заготовок, а не температура нагрева и время выдержки. Наименьшая твердость заготовок (НВ 170...187) получилась при охлаждении их вместе с печью до 500°C , затем на воздухе. Большой разброс наблюдался при охлаждении на спокойном воздухе, но в целом уровень твердости был значительно выше (НВ 229...269). Самую высокую твердость имели заготовки, охлаждавшиеся в струе воздуха (НВ 241...285).

Необходимо отметить, что обрабатываемость не зависит однозначно от твердости заготовок. Даже при одной и той же твердости заготовки могут иметь различную обрабатываемость. Например, при твердости НВ 179 износ резцов колебался от 0,1 до 0,25 мм, при НВ 269 — от 0,11 до 0,27 мм. Время выдержки в допустимых технологией термообработки пределах практически не влияет на обрабатываемость стали 20ХНЗА.

На ЭВМ "Минск-32" проведены дисперсионный и регрессионный анализы обработки стали в зависимости от температуры нагрева, времени выдержки, способа охлаждения, микроструктуры, твердости, предела прочности, относи-

Таблица 1

№ образцов	Температура нагрева T, °C	Время выдержки t, ч	Способ охлаждения	Микроструктура	Твердость НВ _{5/750}	Предел текучести σ_s , МПа	Действ. предел прочности S _b , МПа	Относительное удлинение δ , %	Относительное сужение, ψ , %	Ударная вязкость a _K , кДж/м ²	Средний износ h _{ср} , мм
100-104	840	6	С печью	Ф + П пл., полосчатая	179	412	764	28,0	64,0	1617	0,24
105-109	860	6	до 500 ⁰ С,	тая	179	441	739	28,0	64,0	1764	0,20
115-119	980	6	затем на	—''—	179	—	780	28,0	51,0	—	0,17
120-124	840	8	воздухе	—''—	179	431	1007	26,0	64,0	1617	0,25
125-129	860	8	—''—	—''—	170	446	740	24,0	46,0	931	0,14
135-139	880	8	—''—	—''—	179	422	775	32,0	64,0	1911	0,12
140-144	840	10	—''—	Ф+Ппл. + П зерн.10%	179	431	739	28,0	64,0	1862	0,13
145-149	860	10	—''—	Ф + П пл., полосчатая	187	431	800	30,0	59,0	1764	0,26
155-159	880	10	—''—	—''—	179	431	799	28,0	64,0	1470	0,13
200-204	840	6	В струе	—''—	260	—	1178	21,0	42,2	980	0,10
205-209	860	6	воздуха	Б + Ф	285	—	1132	19,0	36,0	902	0,08
215-219	880	6	—''—	—''—	269	—	1040	24,0	42,2	853	0,11
220-224	840	8	—''—	—''—	269	—	1142	19,0	36,0	902	0,16
225-229	860	8	—''—	—''—	269	—	1162	20,0	39,2	853	0,13
235-239	880	8	—''—	—''—	269	—	1110	24,0	45,2	1000	0,11
240-244	840	10	—''—	—''—	285	—	1153	19,0	36,0	735	0,13
245-249	860	10	—''—	—''—	255	—	990	20,0	42,2	951	0,24
255-259	880	10	—''—	—''—	285	—	1208	24,0	39,2	784	0,14
300-304	840	6	На спокой-	—''—	241	—	1023	24,0	44,0	1078	0,13
305-309	860	6	ном возду-	Б + Ф + П пл.	241	—	1028	24,0	46,0	1078	0,10
315-319	880	6	хе	Б + Ф	255	—	1023	22,0	39,2	1431	0,19
320-324	840	8	—''—	—''—	269	—	1110	21,0	36,0	951	0,11
325-329	860	8	—''—	—''—	255	—	945	20,0	39,2	1147	0,24
335-339	880	8	—''—	—''—	269	—	1138	24,0	42,2	853	0,17
340-344	840	10	—''—	—''—	255	716	1065	19,0	50,0	980	0,16
345-349	860	10	—''—	П + Ф + Б	229	—	992	26,0	42,2	1000	0,20
355-359	880	10	—''—	Б + Ф	255	—	1051	22,5	39,2	804	0,12

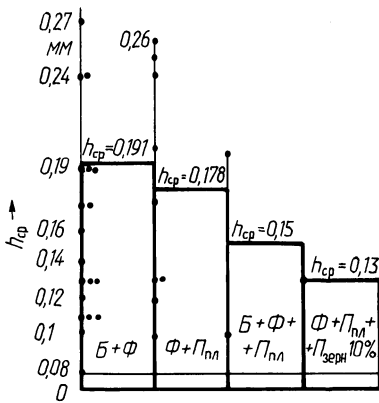


Рис. 1. Зависимость износа резцов от микроструктуры заготовок

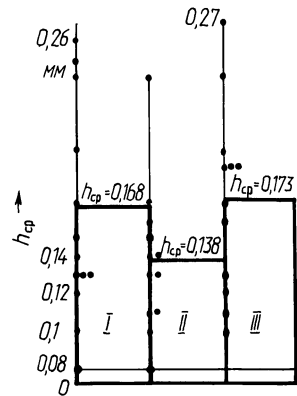


Рис. 2. Зависимость износа резцов от способа охлаждения заготовок:

I — охлаждение с печью до 500 °С, затем на воздухе; II — охлаждение в струе воздуха; III — охлаждение на спокойном воздухе

тельного удлинения и относительного сужения, ударной вязкости. Установлено, что температура нагрева и время выдержки в допустимых пределах, а также ударная вязкость в относительно малой степени влияют на износ резцов. Более тесные связи установлены между износом резцов и скоростью охлаждения заготовок, твердостью, действительным пределом прочности, относительным удлинением, относительным сужением и структурой материала.

Известно, что мягкие стали ферритного класса с содержанием П в структуре около 20 % обладают наилучшей обрабатываемостью. При большем содержании Ф возможна хорошая обрабатываемость резанием при условии некоторого снижения пластичности путем предварительной холодной обработки. С другой стороны, стали с повышенным содержанием П в структуре характеризуются более высоким сопротивлением деформации, но в ряде случаев сопротивление их резанию заметно не изменяется, поскольку некоторые динамические характеристики процесса резания изменяются в сторону улучшения. Вместе с тем стойкость инструмента снижается в связи с увеличением доли твердого цемента, т.е. обрабатываемость резанием ухудшается. Исследованиями установлено, что если не учитывать скорость охлаждения, то худшей обрабатываемостью (рис. 1) из всех полученных структур обладает структура Б + Ф. Однако обрабатываемость структурных составляющих в значительной мере зависит от скорости охлаждения заготовок (рис. 2). Например, при обработке структуры Б + Ф, получившейся при охлаждении на спокойном воздухе, средний износ резцов $h_{cp} = 0,177$ мм (табл. 1), а при обработке той же структуры, полученной при охлаждении в струе воздуха, $h_{cp} = 0,138$ мм (рис. 2).

Хорошую обрабатываемость ($h_{cp} = 0,13$ мм) показала структура Ф + П пл. + П зерн. 10 %. Но она была получена только на одном из 36 проводимых режимов термообработки.

Из полученных результатов можно сделать вывод, что обрабатываемость стали 20ХН3А оказывается лучшей у заготовок, прошедших после нагрева под нормализацию охлаждение в струе воздуха. Полученная при этом структура Б + Ф достаточно стабильна и хорошо обрабатывается резанием при низкой скорости резания.

В ы в о д ы. 1. Экспериментально установлено, что время выдержки оказывает весьма малое влияние на твердость и обрабатываемость заготовок резанием, поэтому можно рекомендовать уменьшить время выдержки с 8 до 6 ч.

2. На обрабатываемость резанием значительное влияние оказывают скорость охлаждения заготовок, твердость, действительный предел прочности, относительное сужение и структура материала.

3. Самые стабильные результаты по структуре и обрабатываемости стали 20ХН3А дает охлаждение заготовок в струе воздуха.

4. Из всех полученных структур лучшей обрабатываемостью при охлаждении на спокойном воздухе обладает структура феррит + перлит пластинчатый + перлит зернистый 10 %.

5. Наиболее стабильной и часто встречающейся структурой при охлаждении в струе воздуха является структура бейнит + перлит, и ее обрабатываемость в этом случае сопоставима с вышеуказанной.

6. В зависимости от скорости охлаждения обрабатываемость разных структурных составляющих различна.

Г л а в а V. ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ УПРОЧНЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

УДК 621.793.7 (045)

**М.А.КАРДАПОЛОВА, Н.В.СПИРИДОНОВ, канд.
техн. наук, О.Н.СТАТКЕВИЧ (БПИ)**

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ НА МИКРОСТРУКТУРУ САМОФЛЮСЮЩИХСЯ СПЛАВОВ

Использование самофлюсующихся твердых сплавов системы Ni—Cr—B—Si позволяет получить практически любое сочетание свойств покрытий (твердость, износостойкость, стойкость к коррозии, к кавитации и др.). Сплавы этого типа наносятся на рабочие поверхности деталей машин наплавкой, плазменным или газоплазменным напылением.

Наиболее прогрессивно и экономично наносить покрытия из самофлюсующихся твердых сплавов системы Ni—Cr—B—Si газоплазменными горелками с использованием ацетиленокислородного пламени. После нанесения покрытия целесообразно его нагреть вторично до температур, близких к температуре

Химический элемент	C	Ni	Cr	B	Si	W
Содержание, %	0,4...1,5	ост.	15...21	2...5	2...4	4...6

плавления. Оплавление необходимо для повышения прочности сцепления покрытия с основой, напыленных частиц между собой и уменьшения пористости. Известны такие методы оплавления, как газопламенный, печной, индукционный и др. Эти методы имеют ряд недостатков, к основным из которых относятся: возникновение деформаций, разупрочнение основы детали и снижение геометрической точности.

В последнее время в нашей стране и за рубежом начинают использовать для оплавления самофлюсующихся сплавов высокоэнергетические методы, в частности луч лазера. Этот метод имеет ряд преимуществ: появляется возможность оплавления деталей сложной конфигурации, увеличивается адгезионная способность покрытия, наблюдается минимальный разогрев основы деталей, при котором не возникают деформации, укрупнение зерна стали и ее разупрочнение.

Для исследования были выбраны композиции из самофлюсующегося сплава на основе никеля с добавками 35 % WC и 85 % WC (химический состав сплава дан в табл. 1).

Материалом подложки служила сталь 20. Нанесение покрытия осуществлялось методом плазменного напыления. Оплавление производили лазерной установкой непрерывного действия ЛГН-702 мощностью 800 Вт на трех режимах, меняя скорость относительного движения лазерного луча. Металлографические исследования образцов проводили на микроскопе МИМ-8М при увеличении $\times 80$, $\times 650$. Микротвердость измеряли на приборе ПМТ-3 при нагрузке 0,5 Н. Пористость покрытия оценивали на микроскопе МИМ-8М в поляризованном свете. Распределение элементов исследовали на микроанализаторе "Сатеса". В настоящей работе исследовали влияние режимов лазерного оплавления на качество самофлюсующихся сплавов системы Ni—Cr—B—Si—W с добавлениями карбидов вольфрама. Особое внимание уделялось изменению качества легирующих добавок в покрытии, пористости покрытия, изменению микротвердости и строению переходной зоны.

На рис. 1 показана микроструктура покрытий после плазменного напыления. Видны слоистость строения покрытий, неудовлетворительная прочность сцепления с основой из-за наличия окислов и пор на границе раздела. Микротвердость составляет 9300...11450 МПа, наблюдается большая хрупкость (появление сетки трещин около отпечатка алмазной пирамиды). После оплавления лучом лазера при самой маленькой скорости движения луча (режим I) наблюдается глубокая проплавленная зона сплава (~ 4000 мкм), проникающая в подложку. При таком режиме образуется дендритная структура сплава, резко отличающаяся от структуры неоплавленного покрытия. Особенностью является полное отсутствие пор в оплавленной зоне. При средней скорости движения луча (режим II) проплавленная зона намного меньше проникает в основу, поверхность покрытия вогнутая, но менее шероховатая, чем поверхность расположенного рядом неоплавленного участка. Анализ оплавленных



Рис. 1. Микроструктура сплава системы Ni–Cr–B–Si–Wc добавками 35 % WC после плазменного напыления (x 650)

участков при режиме III показывает проплавленную зону, уже не достигающую подложки, но более плотную, чем неоплавленное покрытие, при такой же прочности сцепления покрытия с основой. В композите сплава с 85 % WC наблюдается большая хрупкость покрытия, поэтому в дальнейшем он не исследовался.

Микроструктура переходной зоны сплава после оплавления лазером на трех режимах при x650 приведена на рис. 2. При первом режиме оплавления отчетливо видна переходная зона шириной 10 мкм по всей длине соприкосновения покрытия и основы. На границе между зоной термического влияния сплава неоплавленные участки соприкасаются с дендритами перегретого сплава. Микротвердость покрытия ниже неоплавленного ($H_{50} = 5500...6000$ МПа), при этом наблюдается ее стабильность по глубине слоя. При таком режиме при нагреве излучением лазера образуется жидкая ванна, в которой расплавлен не только сплав, но и подложка. В результате происходит механическое смешивание структурных составляющих покрытия и основы, т.е. ожелезнение покрытия, что доказывается результатами микрорентгеноспектрального анализа (МРСА). Кривая распределения элементов показывает большое содержание железа (80 %) в слое с постепенным уменьшением к поверхности (20 %). Распределение вольфрама постоянно во всей толщине слоя с большим количеством максимумов и минимумов, что говорит о равномерном распределении карбидов вольфрама по сечению покрытия, за исключением приповерхностной зоны, где содержание карбидов вольфрама несколько выше.

Совершенно другая картина наблюдается при режиме II. Структура заметно мельче, переходная зона покрытия состоит из зоны столбчатых кристаллов, далее к поверхности структура мелкодисперсная. Это объясняется особенностями лазерного нагрева. При воздействии луча лазера сплав мгновенно разо-

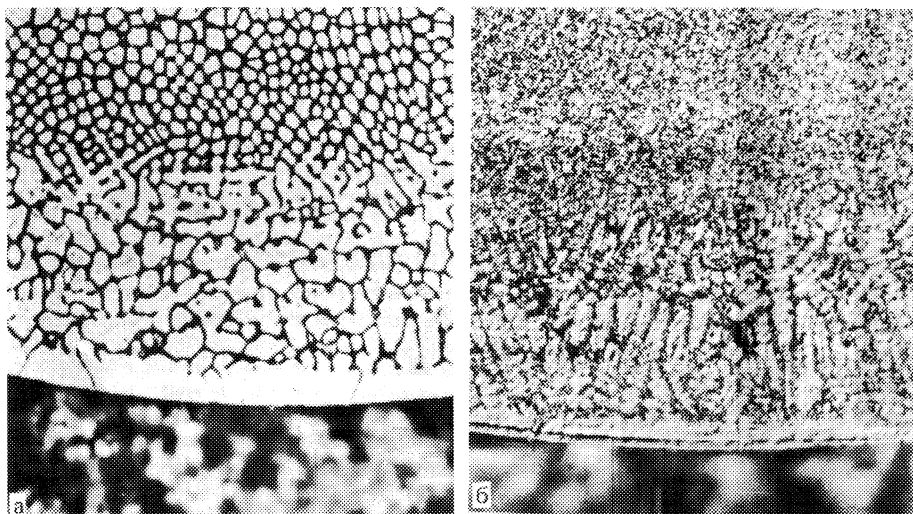


Рис. 2. Микроструктура переходной зоны сечения образца с покрытием системы Ni—Cr—B—Si—W+ 35 % WC, оплавленного лучом лазера по:
 а — режиму I; б — режиму II; в — режиму III (x650)

гревается до температуры плавления. Образуется жидкая ванна. Основа не разогревается. После отвода тепла сплав мгновенно застывает. Тугоплавкие зародыши карбидов и боридов, являясь центрами кристаллизации, не успевают вырасти и равномерно распределяются в матрице твердого раствора. На границе раздела неоплавленного сплава и зоны термического влияния видно, как измельчен сплав и более однороден после обработки лазером. Кривая распределения элементов показывает небольшую (10...15 %) диффузию железа из основы в покрытие. Диффузии никеля, вольфрама, хрома, кремния из покрытия в основу не наблюдается ввиду большой скорости протекания процесса лазерной обработки и направленности теплового потока. У переходной зоны все эти элементы находятся в несколько заниженных количествах, далее к поверхности содержание их равномерно. Микротвердость покрытия после режима II примерно равна микротвердости неоплавленного покрытия и составляет 9300...10000 МПа.

При большой скорости (режим III) оплавления не достигается полное проплавление сплава с основой, только структура становится плотнее и исчезают поры (рис. 2, в).

Приведенные исследования позволяют рекомендовать указанные покрытия с лазерным оплавлением для деталей машин, работающих в условиях граничного трения и трения без смазки.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ УПРОЧНЕНИЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ ПРИ СКОРОСТНОМ НАГРЕВЕ

Актуальной представляется задача исследования возможностей упрочнения твердого сплава. Этот дорогостоящий материал содержит в себе остродефицитные компоненты, поэтому увеличение срока службы деталей, изготовленных из твердого сплава, позволит значительно сократить его расход. В настоящей работе рассматриваются некоторые аспекты лазерного упрочнения этой группы материалов.

Такого рода исследования уже проводились с использованием импульсных установок. В последнее время в связи с появлением мощных CO_2 -лазеров появилась необходимость исследования воздействия непрерывного лазерного излучения на твердые сплавы. Это вызвано тем, что характер воздействия непрерывного и импульсного излучений различен. Отличаются как время взаимодействия (на один-два порядка), так и характер распределения подводимой энергии. Кроме того, лазеры непрерывного действия более производительны и технологичны, чем импульсного. Применение непрерывного излучения позволяет также в более широком диапазоне изменить условия протекания термических процессов в поверхностных слоях материалов, что соответствующим образом сказывается на изменении их физико-механических характеристик.

Нами для упрочнения образцов из твердого сплава ВК-10 была использована лазерная установка непрерывного действия ЛГН-702, имеющая выходную мощность 800 Вт, длину волны излучения 10,6 мкм.

Влияние режимов лазерного упрочнения на износостойкость твердого сплава исследовалось на машине трения с движущейся абразивной лентой. Сущность метода состоит в том, что производится истирание испытуемых и эталонных образцов об абразивную ленту при постоянной нагрузке. Износ образцов определялся весовым методом.

Упрочненные образцы из твердого сплава ВК-10 (размерами $b \times h \times l = 6 \times 6 \times 40$ мм) испытывались совместно с эталонным образцом из того же материала и тех же размеров. Система нагружения обеспечивала давление на образцы 50 МПа, скорость перемещения ленты относительно образцов составляла 0,5 м/мин. Износ замерялся через каждые 100 м пути. На установке имеется возможность перемещения образцов в направлении, нормальном к вектору скорости абразивной ленты, что позволяет каждый проход осуществлять по новым еще не изношенным абразивным частицам. Набор сменных шестерен дает возможность реализовывать различные скорости изнашивания.

Упрочнение образцов производилось при различных режимах обработки. Излучение концентрировалось на поверхности образца с помощью фокусирующей линзы с фокусным расстоянием, равным 140 мм. Плотность мощности изменялась путем расфокусировки. Образцы обрабатывались со следующими плотностями мощности $q = 0,8 \dots 1,4 \cdot 10^5$ Вт/см². Скорость перемещения луча

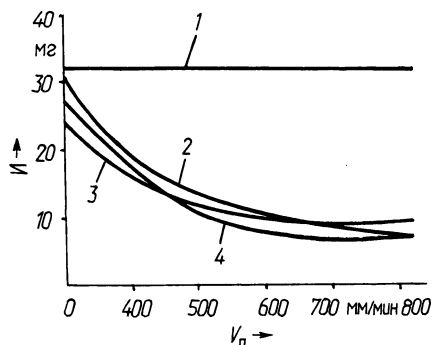


Рис. 1. Зависимость износа упрочненных образцов из сплава ВК-10 от скорости перемещения луча лазера относительно образца при:
 2 — $q = 1,1 \cdot 10^5$ Вт/см²; 3 — $q = 0,8 \times 10^5$ Вт/см²; 4 — $q = 1,4 \cdot 10^5$ Вт/см²
 (1 — эталонный образец)

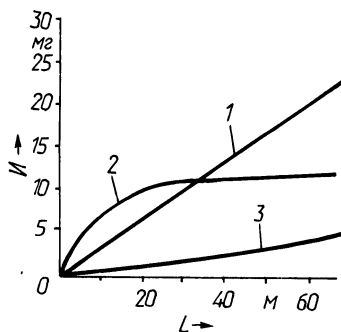


Рис. 2. Зависимость износа образцов из твердого сплава ВК-10 от длины пути изнашивания: 1 — эталонный образец; 2 — образец, обработанный при скорости перемещения луча $v = 300$ мм/мин; 3 — образец, обработанный при скорости перемещения луча $v = 900$ мм/мин

по образцу составляла 100...900 мм/мин, упрочненная поверхность — 50 % от всей поверхности, которая подвергалась изнашиванию. Проведенные исследования позволили получить зависимость износостойкости твердого сплава ВК-10 от скорости перемещения луча при различных значениях плотности мощности. Эта зависимость представлена на рис. 1.

На рис. 2 представлена зависимость износостойкости эталонного и обработанного образцов твердого сплава ВК-10 от длины пути изнашивания. В этом случае подводимая плотность мощности была постоянной, а скорость перемещения луча переменной (300 и 900 мм/мин).

Выводы. 1. При воздействии луча непрерывного лазера на вольфрамкобальтовые твердые сплавы при определенных режимах обработки возможно упрочнение этих материалов.

2. Повышенный износ при более жестких режимах обработки вызван значительным количеством трещин, которые образуются при воздействии лазерного излучения. При более мягких режимах обработки количество трещин резко снижается, что приводит к резкому уменьшению износа. Необходимо отметить также, что после удаления слоя материала, содержащего трещины, износ также значительно уменьшается, что указывает на наличие упрочненного слоя, находящегося под слоем, ослабленным трещинами.

3. На износостойкость твердого сплава ВК-10 существенное влияние оказывают режимы обработки: подводимая плотность мощности и скорость перемещения луча по образцу.

4. При оптимальных режимах обработки твердого сплава ВК-10 лучом непрерывного лазера можно повысить износостойкость деталей, изготовленных из этого материала, в 2...3 раза.

ВЛИЯНИЕ СКОРОСТНОГО НАГРЕВА НА ХРУПКОСТЬ БОРИДНЫХ ПОКРЫТИЙ

Высокая износостойкость боридных покрытий обусловлена их высокой твердостью (порядка 16 000...20 000 МПа). Кроме того, бориды обладают низким сродством к железу, что обеспечивает снижение коэффициента трения. Однако диффузионные боридные слои отличаются двумя недостатками: малой глубиной и высокой хрупкостью. В среднем глубина борированного слоя составляет 100 мкм; при больших глубинах слоя происходит его скалывание.

Преодолеть эти недостатки позволяет оплавление боридных покрытий. Как известно, диаграмма железо–бор имеет точку эвтектики при 1184 °С. Нагрев выше этой точки приводит к контактному эвтектическому плавлению боридного слоя и образованию эвтектики, которая является менее хрупкой.

В работе исследовалась возможность снижения хрупкости и увеличения глубины слоя с использованием лазерного нагрева. Сфокусированный луч лазера вызывает локальное проплавление поверхностного слоя. При этом большое влияние оказывают силы поверхностного натяжения, что способствует минимальному нарушению микрогеометрии поверхности. Исследования показали, что при оптимальных режимах обработки максимальная высота микронеровностей не превышает 300 мкм.

В экспериментах использовалась лазерная установка непрерывного действия ЛГН-702 с мощностью излучения 800 Вт. Выходящий из разрядной камеры луч фокусировался на образце, устанавливаемом на столе фрезерного станка. Требуемая скорость перемещения луча по поверхности образца обеспечивалась движением подачи станка, а изменение степени расфокусировки (плотности мощности излучения) – вертикальным перемещением стола.

Металлографическими исследованиями установлено, что после лазерной обработки структура имеет вид очень мелкой дисперсной эвтектики системы Fe–В–С. Степень дисперсности эвтектики значительно выше, чем в случае индукционного оплавления. Это объясняется тем, что при лазерной обработке достигается скорость охлаждения порядка $10^4 \dots 10^5$ град/с (за счет теплоотвода в массу детали), тогда как в случае индукционного оплавления скорость охлаждения не превышает 100 град/с. В зависимости от режимов лазерной обработки глубина слоя изменялась от 160 до 440 мкм при глубине исходного боридного слоя 100 мкм, а характер структуры варьировался от заэвтектической с большим количеством избыточных боридов до пересыщенного твердого раствора бора в железе.

Большой интерес представляет изучение изменения хрупкости боридных покрытий. Однако количественная оценка хрупкости представляет значительные трудности. Метод определения микрохрупкости, при котором количественными ее оценками являются балл хрупкости и фактор хрупкости и который наиболее часто используется для оценки боридных слоев, оказался плохо применимым для случая боридных эвтектик. Поэтому для сравнительной

оценки хрупкости была использована методика, предложенная в работе [1]. Согласно данной методике величина хрупкости оценивается по максимальным скалывающим напряжениям в образце, не вызывающим скола.

Величина напряжений скола определялась по формуле

$$\sigma_{\text{ск}} = \frac{0,174P}{2l^2 + lc}$$

где P — нагрузка на пирамиду; l — расстояние от центра отпечатка пирамиды до края образца; c — диагональ отпечатка пирамиды, $c = 1850P/H_p$, где H_p — микротвердость при нагрузке P .

В результате исследований получено, что напряжения скола для исходного боридного слоя составляют 250...350 МПа.

В случае обработки лазером боридных покрытий без потери сплошности боридного слоя и образования боридной эвтектики напряжения скола составляют 600...700 МПа, т.е. хрупкость снижается примерно в два раза. Это может быть объяснено тем, что в процессе высокоскоростного лазерного нагрева и охлаждения происходит существенная перестройка кристаллов FeB и Fe_2B , которые сами по себе имеют сложное строение, и смещается равновесие системы $\text{FeB}-\text{Fe}_2\text{B}$. При образовании боридной эвтектики величина напряжений скола достигает 5500 МПа, причем хрупкость слоя пропорциональна концентрации бора в зоне обработки.

Таким образом, использование скоростного лазерного нагрева позволяет значительно (в 10...15 раз) снизить хрупкость боридного слоя, широко варьировать структуру получаемого боридного слоя при удовлетворительной глубине слоя. Это позволит значительно расширить область использования данного метода.

ЛИТЕРАТУРА

1. Григорьев П.К., Катханов Б.Б. Методика определения хрупкости борированного слоя. — В кн.: Повышение надежности и долговечности деталей машин. Ростов-н/Д., 1972, вып. XVI, с. 97—99.

УДК 621.81

О.С.КОБЯКОВ, канд. техн. наук,
Е.Г.ГИНЗБУРГ (БПИ)

ПОВЕРХНОСТНОЕ УПРОЧНЕНИЕ СТАЛЕЙ ПРИ МИКРОДУГОВОМ НАГРЕВЕ МЕТАЛЛА

Современные высокотемпературные источники нагрева — лазерный и микродуговой — позволяют концентрировать большую тепловую энергию на ограниченном участке нагреваемой поверхности, что обуславливает их эффективное использование в целом ряде процессов и, в частности, при оплавлении износостойких покрытий, полученных газотермическим напылением, а также при поверхностной закалке сталей.

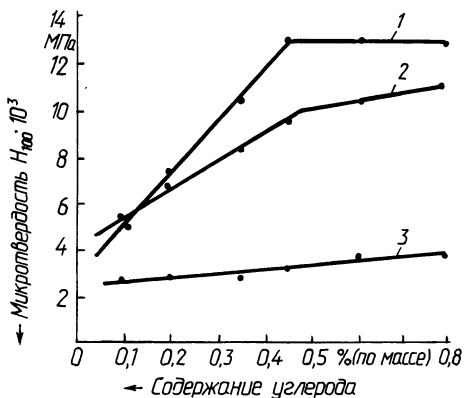


Рис. 1. Изменение микротвердости при микродуговой закалке сталей с различным содержанием углерода (% по массе): 1 — закалка с оплавлением поверхности; 2 — закалка в твердой фазе; 3 — незакаленная сталь

Нами исследован процесс упрочнения углеродистых и легированных сталей путем зонной закалки металла в твердой фазе и из жидкого состояния с помощью микродугового газового разряда. Упрочнение осуществлялось в анодном пятне дугового разряда при токе дуги 20...25 А. Диаметр анодного пятна составлял $1,5 \cdot 10^{-3}$ м. Зона нагрева перемещалась по поверхности металла со скоростью 0,7...0,8 м/мин, что обеспечивало упрочнение в виде дорожек шириной $(1,5...2,5) \cdot 10^{-3}$ м при их различном взаимном расположении.

Контроль изменения физико-механических свойств металла осуществлялся замерами микротвердости на приборе ПМТ-3 при нагрузке 1 Н и времени экспозиции 5 с. Следует отметить, что показатель микротвердости достаточно хорошо коррелирует со значением износостойких свойств при гидроабразивном изнашивании.

Малый объем нагреваемого металла и интенсивный отвод тепла от локальной зоны нагрева способствует большим скоростям охлаждения, что приводит к ряду фазовых, структурных и аллотропических превращений, обуславливающих резкое повышение прочностных и износостойких свойств металла.

Способность металла к закаливанию во многом определяется составом и количеством легирующих примесей. При закалке углеродистых сталей в интервале концентраций углерода 0,1...0,8 % (по массе) наблюдается существенный рост значений микротвердости (рис. 1, кривые 1, 2). Сравнение исходной стали (кривая 3) с закаленной, полученной оплавлением поверхности (кривая 1), а также в твердой фазе (кривая 2) показывает, что наилучшие результаты достигаются при оплавлении поверхности со средним содержанием углерода порядка 0,45...0,8 %. В среднем микротвердость закаленной стали по сравнению с исходной возрастает в 3...4 раза. С увеличением содержания углерода более 0,45 % существенного роста микротвердости практически не наблюдается.

Закалка легированных сталей требует меньшей скорости охлаждения, чем углеродистых, в связи с тем, что аустенит в них более устойчив против распада.

Легирующие примеси, аналогично углероду, растворяются в аустените, однако отличие состоит в том, что атомы углерода располагаются в междузлиях решетки железа, тогда как легирующие примеси замещают атомы железа. Кроме того, легирующие примеси способны образовывать соединения с

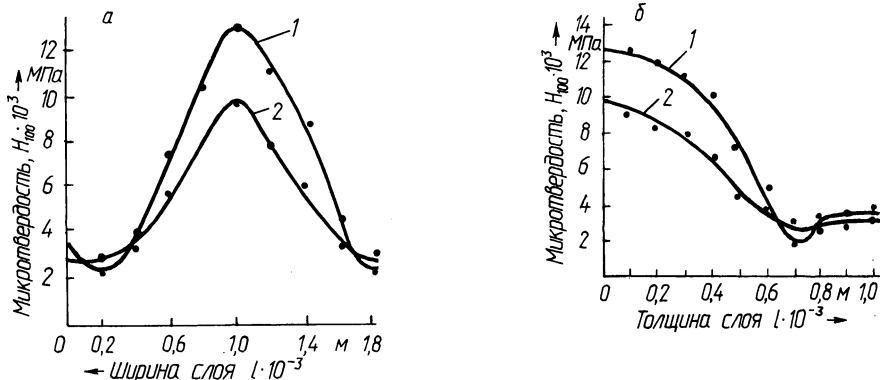


Рис. 2. Характер изменения микротвердости:

а — по ширине упрочненной дорожки, полученной оплавлением (кривая 1) и без оплавления (кривая 2) поверхности стали 45; б — по глубине упрочненного слоя в стали 45 при оплавлении (кривая 1) и без оплавления (кривая 2) поверхности

углеродом в виде карбидов. Карбидообразующие элементы удерживают углерод в труднорастворимых соединениях, и в связи с этим не происходит насыщения аустенита и микротвердость стали оказывается ниже. Такие примеси, как Сг и W, существенно снижают микротвердость. Влияние легирующих примесей несколько уменьшается с увеличением содержания углерода, однако до некоторого предела. Существенное влияние примеси оказывают на глубину закаленного слоя в связи со значительной разницей теплофизических свойств и, в частности, теплопроводности.

Так, для одинаковой глубины закалки (при прочих равных условиях) низкоуглеродистых сталей требуется значительно меньший вклад тепловой мощности, чем для хромоникелевых. Различие теплофизических условий нагрева и охлаждения в процессе зонной закалки металла приводит к перераспределению значений микротвердости как по глубине, так и по ширине упрочненной дорожки. На примере замеров микротвердости упрочненной углеродистой стали 45 было показано, что распределение микротвердости по ширине дорожки, как с оплавлением, так и без оплавления поверхности имеет ярко выраженный максимум в центре (рис. 2, а, кривые 1, 2) и уменьшается к периферии дорожки. Характер распределения микротвердости по глубине закаленного слоя (рис. 2, б, кривые 1, 2) более сложный. Максимум микротвердости наблюдается у поверхности образца и уменьшается с глубиной, а затем вновь наблюдается небольшой скачок микротвердости. Металлографическими исследованиями и средствами электронной сканирующей микроскопии установлено, что приповерхностная область закаленного слоя состоит из мелкоигольчатого мартенсита с размером отдельных кристаллов порядка 2 мкм. Ниже расположена область, состоящая из мартенсита и ферритно-цементитной смеси. На границе с незакаленной сталью имеется область, состоящая в основном из зернистого перлита. Наличие области с пониженным значением микротвердости объясняется собирательной рекристаллизацией зерен перлита в процессе остывания металла, а также обеднением данного слоя углеродом.

Испытания на относительную износостойкость упрочненных поверхностей производились на машине трения с удельной нагрузкой 11 МПа при относительной скорости вращения $v = 0,6$ м/с. Результаты измерений показали, что по сравнению с объемнозакаленной сталью 45 износостойкость, в зависимости от химического состава и способа закалки (с оплавлением и без оплавления поверхности), возрастает от 2 до 6 раз.

Микродуговой источник нагрева по своим теплофизическим характеристикам приближается к лазерному нагреву, однако выгодно отличается от последнего простотой и доступностью аппаратуры, ее малыми габаритами и низкой начальной стоимостью. Положительными свойствами данного вида нагрева является локальность теплового воздействия, что практически не приводит к объемному нагреву детали и исключает возникновение остаточных термических напряжений, приводящих к короблению и деформации детали.

Разработанная методика использована при поверхностном зонном упрочнении ряда узлов машин и механизмов в автотракторной и нефтяной промышленности. Например, с помощью данной методики упрочнены: вилка коробки передач семейства автомобилей МАЗ, детали топливного насоса трактора "Беларусь", ось и подпятник турбинных расходомеров нефти и ряд других деталей.

УДК 621.793.72

Н.В. СПИРИДОНОВ, канд. техн. наук,
Н.И. ЛУЦКО (БПИ)

ПРИМЕНЕНИЕ ОБРАБОТКИ ЛАЗЕРОМ ДЛЯ УВЕЛИЧЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ КЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ

В современной технике большое распространение получили покрытия из керамических материалов. Такие материалы обладают рядом ценных свойств. Так, окислы имеют высокую стойкость в окислительных средах, хорошую устойчивость к агрессивным средам, высокую твердость и стойкость к износу: карбиды — высокую температуру плавления, большинство из них — высокую твердость, износостойкость, устойчивость к агрессивным средам; нитриды стойки к кислотам и расплавленным металлам, имеют хорошую твердость и т.д. Поэтому, применяя данные материалы в покрытиях, можно придавать деталям заданные свойства: жаростойкость и термостойкость, стойкость в окислительных средах, антифракционные свойства, износостойкость.

Данные покрытия обладают также рядом отрицательных свойств, которые затрудняют их нанесение и применение. У многих из них имеется повышенная пористость и небольшая прочность сцепления с основой, в то время как это важнейшие свойства, влияющие на работоспособность покрытия. Нанесение этих материалов гораздо более трудоемко и требует большей аккуратности от оператора. Так, перед напылением керамики обязательным является создание подслоя, большие требования предъявляются к грануляции порошков, которая обычно не должна превышать 20...40 мкм. При нанесении этих мате-

риалов обычно необходимо выдерживать толщину слоя не более 0,5 мм, а у ряда окислов и того меньше. Невелик и коэффициент использования порошка, который даже при плазменном напылении чистой керамики колеблется от 3 до 30 % и только у композиций керамики составляет 10...60 %.

Лазерная обработка керамики позволяет устранить, хотя и не полностью, целый ряд этих отрицательных свойств. После нее значительно изменяется пористость покрытия, даже в случае напыления фракций порошка, превышающих допустимые пределы, что, естественно, упрощает подготовку порошка к напылению.

Основной целью исследований было повышение износостойкости покрытий. В качестве материалов покрытий использовалась окись алюминия (грануляцией 40...70 мкм), а также окись титана (грануляцией 40...126 мкм). Кроме того, напылялись следующие смеси окиси алюминия с окисью титана (% мас.): 97 % Al_2O_3 + 3 % TiO_2 ; 87 % Al_2O_3 + 13 % TiO_2 ; 60 % Al_2O_3 + 40 % TiO_2 . В качестве подслоев применялись алюминид никеля и нихром. Напыление производилось на плазменной установке УПУ-ЗД при силе тока 300 А и напряжении 80 В. Толщина подслоя не превышала 0,05 мм, а толщина слоя — 0,5 мм.

В процессе работы выяснилось, что смесь 97 % Al_2O_3 + 3 % TiO_2 мало пригодна для напыления, так как на большинстве образцов покрытие из этой смеси отслаивалось после остывания, хотя покрытие из чистой окиси алюминия не отслоилось ни в одном случае. Это явление, видимо, связано с тем, что краевой угол смачивания в смесях Al_2O_3 + TiO_2 вначале растет (до 10 % мас. содержания TiO_2), а затем быстро уменьшается (с 10 приблизительно до 50 % содержания TiO_2). Поэтому в дальнейшем эта смесь не использовалась.

После напыления часть образцов подвергалась обработке лучом лазера. Режимы (плотность мощности и скорость относительного перемещения луча) подбирались отдельно для каждой композиции. Обработка велась расфокусированным лучом на расходящемся пучке. Зоны обработки непосредственно примыкали друг к другу для получения сплошной обработанной поверхности.

Все образцы испытывались на сравнительную износостойкость на машине торцового трения при контактных давлениях 4,5; 5,5; 6,5 и 7,5 МПа и скорости скольжения 0,333 м/с без смазки. Величина износа определялась при помощи профилографа-профилометра мод. 252.

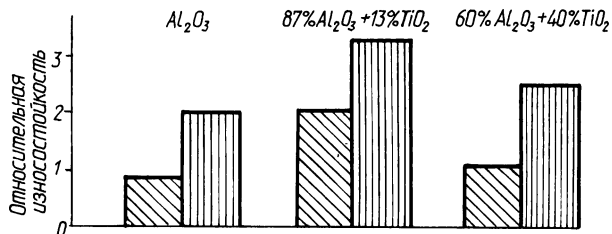


Рис. 1. Сравнительная износостойкость керамических покрытий: косая штриховка — напыленные покрытия; вертикальная — покрытия с лазерной обработкой

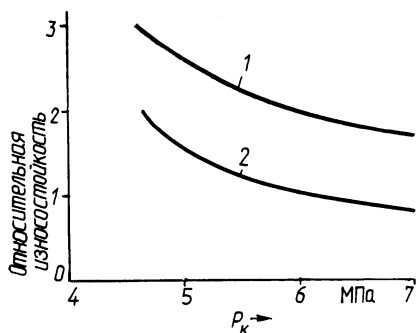


Рис. 2. Зависимость износостойкости покрытия из 87 % Al_2O_3 с 13 % TiO_2 от контактного давления:

1 — с лазерной обработкой; 2 — без нее

Испытания показали, что покрытия, прошедшие лазерную обработку, обладают износостойкостью в среднем в два раза большей, чем образцы, не прошедшие такой обработки. Наибольшей износостойкостью обладает покрытие, состоящее из 87 % Al_2O_3 и 13 % TiO_2 (рис. 1). Такое же соотношение износостойкости между покрытием, обработанным и необработанным лазером, наблюдается и в зависимости износостойкости покрытия из 87 % Al_2O_3 с 13 % TiO_2 от контактного давления (рис. 2).

Чем вызвано такое повышение износостойкости?

Как показывают исследования микроструктуры, покрытия из окиси алюминия имеют пористость, составляющую 10...15 %. Поэтому такое покрытие не может иметь удовлетворительную износостойкость, так как в этом случае износ будет происходить за счет выкрашивания частиц. При лазерной обработке покрытия происходит его уплотнение и спекание. При этом пористость уменьшается до 2...5 %. Таким образом, при одинаковых нагрузках покрытия, обработанные лазером, изнашиваются меньше благодаря тому, что износ за счет выкрашивания частиц практически исключается.

Покрытие из 87 % Al_2O_3 с 13 % TiO_2 также не случайно имеет наивысшую износостойкость, так как оно обладает лучшей пластичностью, стойкостью к ударным нагрузкам и когезионной прочностью. Увеличение износостойкости покрытий после лазерной обработки следует, видимо, увязывать и с изменением кристаллического строения окиси алюминия, о чем свидетельствуют предварительно полученные данные.

Результаты исследования позволяют рекомендовать лазерную обработку керамических покрытий на основе окиси алюминия для увеличения износостойкости деталей в нефтяной и нефтехимической промышленности.

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПРОТИВОРЕЖУЩЕГО БРУСА КОМБАЙНА КСК-100 ПОЛИИМПУЛЬСНОЙ ЭЛЕКТРОФЕРРОМАГНИТНОЙ ОБРАБОТКОЙ

В кормоуборочном комбайне КСК-100, изготавливаемом на ПО "Гомсельмаш", режущий аппарат состоит из двух основных элементов: барабана с 8 ножами, рабочие поверхности которых наплавлены сормайтотом, и противорежущего бруса из стали 65Г, закаленной ТВЧ до НRC 48...56.

При эксплуатации комбайна наиболее интенсивному изнашиванию подвергается противорежущий брус, на поверхность которого воздействует большое количество факторов: абразивные частицы почвы с микротвердостью $0,65 \cdot 10^4$ МПа (кварц) и $2,1 \cdot 10^4$ МПа (глинозем), органические кислоты, соли почвы и измельчаемая масса. Повышенный износ бруса сопровождается нежелательными явлениями: увеличением энергозатрат, ухудшением качества измельчаемой массы, снижением производительности.

Для повышения износостойкости противорежущего бруса рабочую поверхность необходимо упрочнять такими способами и материалами, которые обеспечивали бы повышенную стойкость ее воздействию вышеперечисленных факторов. Одним из таких способов является полиимпульсная электроферромагнитная обработка поверхностей ферробором марок ФБ-10, ФБ-17, ФБ-20 ГОСТ 14848-69, при которой микротвердость поверхности достигает $2,8 \cdot 10^4$ МПа при значительной стойкости к солям и кислотам как органического, так и минерального происхождения.

Сущность способа полиимпульсного упрочнения заключается в одновременном воздействии на обрабатываемую поверхность и порошок ферробора импульсов трех типов энергии: электрического тока, магнитного поля и механической. Энергия электрического разряда оплавляет и расплавляет гранулы ферромагнитного порошка. Образовавшиеся при этом микрокапли расплава под воздействием импульсов электрического и магнитного полей и механической энергии равномерно распределяются по поверхности обрабатываемой детали.

Анализ процессов, протекающих за время одного цикла обработки, показывает, что толщина и качество наносимых покрытий (в частности, износостойкость) находятся в сложной зависимости от следующих факторов: силы технологического тока, магнитной индукции в зоне обработки, величины рабочего зазора δ между деталью и периферией ротора, скорости перемещения обрабатываемой поверхности детали, скорости вращения ротора, грануляции ферропорошка и скорости его подачи в зону обработки, химического состава и электромагнитных свойств материалов порошка и детали, исходной шероховатости обрабатываемой поверхности.

Исследование износостойкости и микротвердости наносимых покрытий производилось на образцах диаметром 50 мм, длиной $l = 10$ мм, изготовленных из сталей 65Г и 45. В качестве ферропорошка использовался ферробор

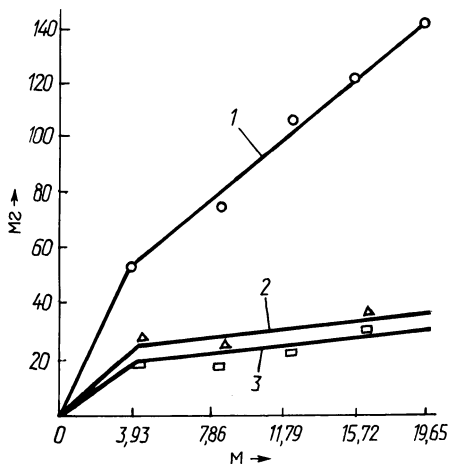


Рис. 1. Износ образцов в зависимости от пути трения l :
 1 — сталь 65Г, HRC 48...56; 2 — сталь 45, ферропорошок ФБ-20; 3 — сталь 65Г, ферропорошок ФБ-20

марки ФБ-20. Образцы при упрочнении закреплялись в делительную головку и упрочнялись на вышеописанной установке.

Износостойкость исследовалась на машине трения СМЦ-1 трением скольжения образцов по схеме "диск—колодка" в водяной среде, содержащей абразив (вода — 1 часть, кварцевая пыль — 3 части). В качестве контртела использовались колодки, рабочие поверхности которых наплавлены сормайтотом. Результаты исследований представлены на рис. 1, из которого видно, что износ эталонных образцов, изготовленных из стали 65Г, закаленной до HRC 49...57 примерно в три раза выше упрочненных. Причем износ упрочненных образцов из сталей 65Г и 45 практически одинаков, что позволяет использовать для изготовления противорежущих брусьев более дешевую сталь 45.

Исследования распределения микротвердости по глубине поверхностного слоя проводились с использованием тех же цилиндрических образцов на микротвердомере ПМТ-3.

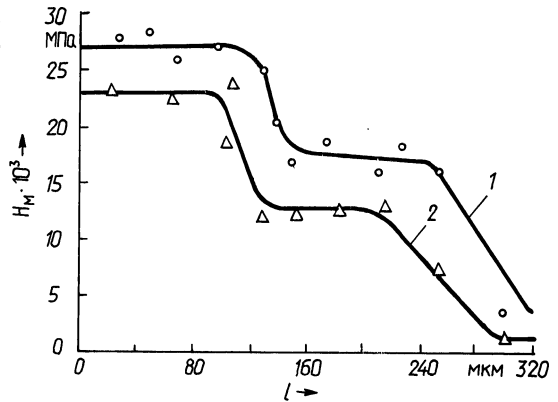
Результаты исследований представлены на рис.2, из которого видно, что максимальная микротвердость упрочненной стали 65Г достигает значения $2,8 \cdot 10^4$ МПа, а стали 45 — $2,4 \cdot 10^4$ МПа. Глубина максимальной микротвердости в стали 65Г находится в пределах 120 мкм, а стали 45 — 100 мкм. Общая глубина упрочненного слоя для стали 65Г достигает 300 мкм, а для стали 45 — 280 мкм. Как видно из приведенных результатов, упрочненная сталь 45 незначительно уступает упрочненной стали 65Г, что также подтверждает возможность использования стали 45 для изготовления противорежущего бруса.

Упрочнение серийного бруса для эксплуатационных испытаний проводилось ферробором ФБ-20 на экспериментальной установке. Одновременно испытывались брусья, упрочненные следующими способами:

индукционной наплавкой сплавом ПГ-С1-М ГОСТ 21448-75 — 47 %; ФХ-800 ГОСТ 4757-79 — 50 %, ферробор ФБ-10 ГОСТ 14848-69 — 3 %; электродуговой наплавкой электродом ЭН-60М;

электроконтактным припеканием прерывистым слоем сплавом ПГ-С1-М — 65 %, ПГ-СР-4-М ГОСТ 21448-75 — 30 %, титан ГОСТ 4757-79 — 5 %.

Рис. 2. Распределение микротвердости H_{μ} по глубине поверхностного слоя h :
 1 — сталь 65Г, ферропорошок ФБ-20;
 2 — сталь 45, ферропорошок ФБ-20



газопламенным напылением порошком 2496 (Швейцария);
 полиимпульсной электроферромагнитной обработкой ферробором ФБ-20
 ГОСТ 14848—69.

Результаты эксплуатационных испытаний показали эффективность упрочнения брусьев полиимпульсной электроферромагнитной обработкой и индукционной наплавкой. Применение полиимпульсной электроферромагнитной обработки бруса на ПО "Гомсельмаш" позволит получить значительный экономический эффект, так как может быть использовано стандартное оборудование и ферробор марок ФБ-10, ФБ-17, ФБ-20, используемый непосредственно на заводе.

В ы ы в о д ы. 1. Электроферромагнитная обработка противорезущих брусьев является достаточно эффективным способом их упрочнения.

2. Износостойкость образцов, упрочненных ферробором, в три раза выше, чем образцов, изготовленных из стали 65Г, закаленной до HRC_3 49...57, применяемой для изготовления серийных брусьев.

3. Микротвердость упрочненного слоя почти в четыре раза выше микротвердости закаленной стали.

4. Для изготовления упрочненных брусьев можно применять вместо стали 65Г более дешевую сталь 45.

5. Эксплуатационные испытания подтвердили целесообразность и экономичность применения электроферромагнитной обработки для упрочнения противорезущих брусьев.

СОДЕРЖАНИЕ

Г л а в а I. Исследование процессов обработки материалов резанием

Ящерицын П.И., Довнар С.С. Напряженно-деформированное состояние зоны стружкообразования в процессе врезания реза в металл	3
Кочергин А.И., Хак А.К.М. Нурул. Прогнозирование вероятности безотказной работы инструмента при случайном критерии износа	7
Плотников В.А., Еременко М.Л., Жигалко Н.И. Возможности управления качеством обработки при ротационном растачивании	8
Новоселов Ю.А., Попок Н.Н. Определение оптимальных кинематических параметров процесса фрезоточения	11
Бабук В.В., Федорцов В.А. Оценка виброустойчивости комбинированного ротационного инструмента в процессе обработки валов	16
Прибыльский В.И., Тмлигузов Г.В., Яцура Е.С. Динамика процесса плоского шлифования периферией круга	17
Дечко Э.М. Методика анализа распределения микротвердости в зоне резания при сверлении (с применением ЭВМ)	21
Ходырев В.И., Молочков В.А. Получение регулярного микрорельефа при точении винтовым ротационным резцом	23
Чистосердов П.С., Крез А.И. Элементы режима резания и срезаемого слоя при фрезеровании радиусных синусоидальных канавок	25

Г л а в а II. Прогрессивные конструкции режущих инструментов

Ходырев В.И., Добровольский Н.Д. Высокопроизводительные ротационные инструменты для удаления дефектных слоев металла	28
Крушевский А.Е. Аналитическое исследование напряженного состояния зерна шлифовальника в области сепарации его со связкой	32
Плотников В.А., Еременко М.Л. Углы заточки ротационного расточного инструмента	36
Фельдштейн Е.Э., Слыш В.М. Сравнительные испытания спиральных сверл при сверлении порошкового материала ЖГр2	38
Ящерицын П.И., Забавский М.Г., Кожуро Л.М. Расчет толщины ферромагнитного покрытия алмазных зерен, обеспечивающей их ориентацию в постоянном магнитном поле	42
Новоселов Ю.А., Попок Н.Н. Оптимизация геометрических параметров инструмента при фрезоточении	45
Шагун В.И., Меницкий И.Д., Ходькв В.М. Влияние погрешностей станка на точность заточки зуборезных головок	50
Сургунт Я.М., Котилов П.Ф. Определение площади контакта при накатывании наружных цилиндрических и торцовых поверхностей роликовым инструментом	53

Г л а в а III. Прогрессивные конструкции узлов автоматизированного оборудования

Пикус Ю.М. Определение характеристик переходного температурного процесса в гидростатических направляющих с дроссельным регулированием	58
Жигалко Н.И., Розенталь П.Л., Сеницын Б.И. Программная реализация процесса черчения схем наладок агрегатных станков	62
Наталевич А.Н., Кузьмин А.В. К расчету зубчато-ременных передач	65
Каштальян И.А., Кочергин А.И. Силы резания при модулированном изменении подачи	68
Дьяков И.И. Кинематические особенности процесса обработки шариков новыми способами	71
Филонов И.П., Олендер Л.А., Букенгольц А.З. Автоматическое управление процессом обработки шариков	76
Данилов В.А. Проектирование кинематики регистрирующих приборов для контроля винтовых поверхностей	81
Моисеенко С.И., Иващенко С.А. О контактировании сферы с покрытием из самофлюсующихся сплавов	86
Каштальян И.А., Зайцев В.Б. Алгоритм поддержания постоянства подачи на оборот в условиях бесступенчатого регулирования частоты вращения шпинделя	90

Г л а в а IV. Влияние технологических процессов на эксплуатационные характеристики обработанных деталей

Голембиевский А.И., Голембиевская Г.Е. Анализ способа обработки при планетарном движении заготовок	92
Медведев А.И., Кане М.М., Савченко Н.И. Исследование изменения остаточных напряжений в поверхностном слое зубьев цилиндрических зубчатых колес после различных операций их обработки	97

Шагун В.И., Кудрявцева Л.Т. Неразрушающий способ контроля отклонения шага внутренних резьб	99
Данилов В.А. Сравнительный анализ методов фрезерования сложных поверхностей	102
Медведев А.И., Кане М.М., Клещева С.Р. Изменение шероховатости рабочих поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес в зависимости от режимов зубофрезерования	106
Баршай И.Л., Бабук В.В. Влияние поверхностного пластического деформирования на качество поверхности деталей из спеченных материалов	108
Филонов И.П., Мальяренко А.Д. Новые направления совершенствования процесса обработки оптических деталей	110
Шулев Г.С., Дмитриченко Э.И. Исследование обрабатываемости упрочненных поверхностей деталей контактным магнитно-электрическим способом	114
Беляева Г.И., Русый В.Д., Бакин В.А. Влияние термической обработки на обрабатываемость стали резанием.	117

**Г л а в а V. Обрабатываемость упрочненных поверхностей
деталей машин**

Кардаполова М.А., Спиридонов Н.В., Статкевич О.Н. Влияние режимов лазерной обработки на микроструктуру самофлюсующихся сплавов	120
Колчанов Э.А., Беляев Г.Я. Исследование возможности упрочнения твердых сплавов при скоростном нагреве	124
Девойно О.Г., Яковлев Г.М. Влияние скоростного нагрева на хрупкость боридных покрытий	126
Кобяков О.С., Гинзбург Е.Г. Поверхностное упрочнение сталей при микродуговом нагреве металла	127
Спиридонов Н.В., Луцко Н.И. Применение обработки лазером для увеличения износостойкости керамических покрытий.	130
Шулев Г.С., Люцко В.А. Повышение износостойкости противорезающего бруса комбайна КСК-100 полиимпульсной электроферромагнитной обработкой	133

**МАШИНОСТРОЕНИЕ
В ы п у с к 10**

Зав. редакцией *А.Я.Канторович*
 Редактор *Л.Н.Козловская*
 Мл. редакторы *А.Я.Сыромятникова, Т.И.Крючкова*
 Худож. редактор *И.А.Демковский*
 Техн. редактор *Л.И.Счисленок*
 Корректор *З.Б.Звонарева*
 Оператор *М.К.Борисова*
 ИБ № 1876

Подписано в печать 04.10.84 г. АТ 15211. Формат 60х90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать
 Гарнитура Универс. Усл. печ. л.9,0. Усл. кр.-отт. 9,5. Уч. изд. л. 10,73. Тираж 770 экз.
 Зак. 5469. Цена 1 р. 60 к.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств,
 полиграфии и книжной торговли 220048, Минск, проспект Машерова, 11.
 Типография "Победа". Молодечно, ул. Тавлая, 11.
 Отпечатано с оригинала-макета, подготовленного в издательстве "Вышэйшая школа".

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. Напряженно-деформированное состояние зоны стружкообразования в процессе врезания резца в металл. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 3—6.

Методом конечных элементов для случая низкоскоростного ортогонального резания рассчитано напряженно-деформированное состояние обрабатываемого металла на стадии врезания резца. Установлено, что по мере врезания резца в металл области растягивающих напряжений расширяются, а интенсивность напряжений в них и накопленные пластические деформации возрастают. — Ил. 2.

УДК 621.9

К о ч е р г и н А.И., Х а к А.К. М. Нурул. Прогнозирование вероятности безотказной работы инструмента при случайном критерии износа. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 7—8.

Описан метод прогнозирования вероятности безотказной работы инструментов, позволяющий учесть случайность величины износа, при котором в производственных условиях инструменты снимаются со станка. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.95.02.001

П л о т н и к о в В.А., Е р е м е н к о М.Л., Ж и г а л к о Н.И. Возможности управления качеством обработки при ротационном растачивании. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 8—11.

Приведены результаты исследования влияния на степень упрочнения обработанной поверхности режимов резания и углов установки ротационного инструмента при растачивании деталей по прямой схеме резания второй геометрической схемы его установки. Предложена математическая модель, позволяющая прогнозировать процесс упрочнения поверхностного слоя растачиваемых деталей и управлять им. — Ил. 4.

УДК 621.91

Н о в о с е л о в Б.А., П о п о к Н.Н. Определение оптимальных кинематических параметров процесса фрезоточения. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 11—15.

Получена формула для выбора соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки при фрезоточении. Определены оптимальные значения соотношения, обеспечивающие формирование цилиндрической поверхности детали без выступов в широком диапазоне изменения параметров обработки. — Ил. 3. Табл. 1.

УДК 621.923.77

Б а б у к В.В., Ф е д о р ц е в В.А. Оценка виброустойчивости комбинированного ротационного инструмента в процессе обработки валов. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 16—17.

Приводятся методика и результаты экспериментальной оценки виброустойчивости комбинированного ротационного инструмента, ротационного и проходного резцов в зависимости от технологических режимов обработки валов. — Ил. 1.

УДК 621.923

Прибыльский В.И., Тилигузов Г.В., Яцура Е.С. Динамика процесса плоского шлифования периферией круга. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 17–21.

Предложена модель динамической системы процесса плоского шлифования, построенная с учетом колебаний формообразующих узлов станка, режимов и условий обработки. Установлены и проанализированы закономерности изменения мгновенных характеристик процесса, что создает необходимые предпосылки для нормирования условий эффективного проведения операций. — Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.951

Дечко Э.М. Методика анализа распределения микротвердости в зоне резания при сверлении (с применением ЭВМ). — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 21–23.

Описывается методика использования ЭВМ для обработки больших массивов данных по микротвердости в зоне резания, что позволяет уточнить реальную картину распространения деформаций на корнях стружек. — Ил. 1.

УДК 621.91

Ходырев В.И., Молочков В.А. Получение регулярного микрорельефа при точении винтовым ротационным резцом. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 23–25.

В результате аналитических исследований получены формулы по расчету параметров винтового ротационного резца, а также рекомендация по определению оптимальных режимов обработки. — Ил. 1.

УДК 621.914.1

Чистосердов П.С., Крез А.И. Элементы режима резания и срезаемого слоя при фрезеровании радиусных синусоидальных канавок. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 25–28.

Выведена формула для определения максимальной подачи на зуб фрезы со сферической головкой при фрезеровании радиусной синусоидальной канавки на поверхности цилиндра. Приведены зависимости для определения скорости резания и элементов срезаемого слоя при данном виде обработки. — Ил. 2.

УДК 621.91.01

Ходырев В.И., Добровольский Н.Д. Высокопроизводительные ротационные инструменты для удаления дефектных слоев металла. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 28–29.

Приведены схемы удаления дефектных слоев металла винтовыми ротационными резцами, предложены отдельные конструкции многолезвийных ротационных инструментов для удаления дефектных слоев с литья и проката, даны рекомендации по проектированию, изготовлению и внедрению в машиностроении описанных инструментов. — Ил. 3.

УДК 539.3+621.9

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

Получены формулы для компонент вектора упругих перемещений и тензора напряжений в области соединения зерна как абсолютно твердого тела с упругой связкой шлифовальника. Построены эпюры напряжений при действии на зерно изгибающего момента. Отмечены закономерности в выборе оптимальных параметров зерна шлифовальника. — Ил. 2.

УДК 621.91.01

Плотников В.А., Еременко М.Л. Углы заточки ротационного расточного инструмента. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 36–39.

Приведены результаты исследования процесса растачивания по прямой схеме резания ротационным инструментом. Предложена формула, позволяющая определять для различных комбинаций режимов обработки и углов установки инструмента величину его заднего угла заточки. — Ил. 2. Табл. 1

УДК 621.951:621.762.8

Фельдштейн Е.Э., Слыш В.М. Сравнительные испытания спиральных сверл при сверлении порошкового материала ЖГр2. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 39–42.

Изложены методика и условия проведения исследований по сверлению порошкового материала ЖГр2 спиральными сверлами. Даны кинематическая схема и описание модернизированного вертикально-сверлильного станка 2Б125.

Приведены результаты исследований интенсивности износа сверл и разбивки отверстий, а также рекомендации по выбору инструментального материала, оптимальных режимов сверления и предельно допустимых величин износа сверл. — Ил. 4.

УДК 621.9.06

Ящерицын П.И., Забавский М.Т., Кожуро Л.М. Расчет толщины ферромагнитного покрытия алмазных зерен, обеспечивающей их ориентацию в постоянном магнитном поле. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 42–45.

Даны результаты теоретических исследований по определению толщины ферромагнитного покрытия алмазных зерен, обеспечивающей их ориентацию в постоянном магнитном поле. Приведен пример расчета толщины ферромагнитного материала для алмазного зерна зернистостью 100...125 мкм. — Ил. 1.

УДК 621.9.02.013

Новоселов Ю.А., Попок Н.Н. Оптимизация геометрических параметров инструмента при фрезоточении. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 45–50.

Получены формулы для расчета переднего, заднего углов и угла наклона режущей кромки инструмента при фрезоточении. Проведен анализ их изменения в процессе резания и определены расчетно-графическим методом интервалы варьирования параметрами обработки, обеспечивающие оптимальные значения кинематических углов режущей части инструмента. — Ил. 2.

УДК 621.9.02. — 187:621.833 + 621.923.6.06

Шагун В.И., Меницкий И.Д., Ходьков В.М. Влияние погрешностей станка на точность резания заточки зуборезных головок. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 50–53.

Для повышения точности заточки зуборезных головок необходимо уменьшить допускаемые отклонения отдельных параметров заточного станка, оптимальные величины которых можно определить, задаваясь требуемой точностью затачиваемого инструмента. Приведен пример расчета. — Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.753.5

Сургунт Я.М., Котиков П.Ф. Определение площади контакта при накатывании наружных цилиндрических и торцовых поверхностей роликовым инструментом. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 53—58.

Приведена методика определения площади контакта деформирующего ролика с обрабатываемой поверхностью (с учетом угла наклона ролика к обрабатываемой поверхности). Определение площади пятна контакта дано с учетом конструктивных и технологических параметров инструмента и процесса. — Ил. 3.

УДК 621.892:621.822

Пикус Ю.М. Определение характеристик переходного температурного процесса в гидростатических направляющих с дроссельным регулированием. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 58—62.

Рассмотрены особенности переходного температурного режима в гидростатических незамкнутых направляющих с питанием от сети постоянного давления через дроссели трения. Получены формулы для определения длительности переходного процесса и устанавливаемой в конце его максимальной температуры в системе гидростатической смазки. Приведен пример расчета круговых гидростатических направляющих с дросселями типа капилляров. — Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.753.5.001

Жигалко Н.И., Розенталь П.Л., Синицын Б.И. Программная реализация процесса черчения схем наладок агрегатных станков. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 62—64.

Рассматриваются вопросы разработки программы черчения схем наладок агрегатных станков и автоматических линий при создании соответствующей системы автоматизированного проектирования. — Ил. 1.

УДК 621.852.001.24:621.833

Наталевич А.Н., Кузьмин А.В. К расчету зубчато-ременных передач. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 65—67.

Для обеспечения долговечности зубчато-ременных передач порядка 3000 и более часов рекомендуется расчет удельного окружного усилия проводить с использованием коэффициентов, учитывающих число зубьев меньшего шкива, число зубьев на дуге обхвата, скорость и длину ремня. — Табл. 5. Библиогр. 3.

УДК 621.941.23

Каштальян И.А., Кочергин А.И. Сила резания при модулированном изменении подачи. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 68—70.

Рассмотрены факторы, в результате которых величина и направление силы резания при точении с модулированной подачей носят переменный характер. Приведена зависимость для расчета среднего значения силы резания. — Ил. 1.

УДК 621.822.71.001.2

Дьяков И.И. Кинематические особенности процесса обработки шариков новыми способами. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 71—76.

Рассмотрены кинематические особенности движения шариков в рабочей зоне. Приведены теоретические зависимости, поясняющие условия возникновения дополнительного вращения шариков в рабочей зоне от действия инерционных моментов. Намечены пути повышения качества и производительности процесса обработки новыми способами. — Ил. 4.

УДК 621.822.71.002.65.011.56

Филонов И.П., Олендер Л.А., Букенгольц А.Х. Автоматическое управление процессом обработки шариков. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 76–81.

Дана классификация основных направлений автоматического управления процессом обработки шариков. Приведены факторы, порождающиеся погрешности обработки и препятствующие увеличению производительности станков для обработки шариков. Описана работа устройств автоматического управления, повышающих производительность обработки шариков на станках. мод. ВШ-314 и МШ-33М. — Ил. 3.

УДК 531.72:62–231.1

Данилов В.А. Проектирование кинематики регистрирующих приборов для контроля винтовых поверхностей. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 81–86.

Изложена методика определения кинематических параметров регистрирующих приборов для контроля винтовых поверхностей лопастных изделий при отображении их цилиндрических сечений в плоские спирали. Описана кинематика дифференциального прибора, реализующего такое отображение. — Ил. 3.

УДК 669.018.25:532.635

Моисеенко С.И., Иващенко С.А. О контактировании сферы с покрытием из самофлюсующихся сплавов. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 86–89.

Определена жесткость покрытий из самофлюсующихся сплавов. Приведена формула и рассчитаны коэффициенты для определения величины внедрения сферы в плоскую поверхность из закаленной стали ШХ15, самофлюсующихся твердых сплавов и нержавеющей стали 12Х18Н10Т в зависимости от удельной нагрузки, нагрузки и радиуса сферы. — Ил. 3. Табл. 2.

УДК 621.941.23

Каштальян И.А., Зайцев В.Б. Алгоритм поддержания постоянства подачи на оборот в условиях бесступенчатого регулирования частоты вращения шпинделя. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 90–92.

Рассмотрено использование метода оценочных функций для регулирования подачи и частоты вращения шпинделя на токарных станках с ЧПУ на базе микроЭВМ. — Ил. 1.

УДК 621.9.04:621.941.01

Голембиевский А.И., Голембиевская Г.Е. Анализ способа обработки при планетарном движении заготовок. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 92–96.

Исследована кинематика планетарного течения наружных поверхностей. Показан характер изменения длины стружки и высоты огранки обработанной поверхности. Выведено выражение, определяющее отношение круговых частот вращения заготовки в относительном и переносном движениях в функции высоты огранки. — Ил. 2.

УДК 621.833.1:539.531

Медведев А.И., Кане М.М., Савченко Н.И. Исследование изменения остаточных напряжений в поверхностном слое зубьев цилиндрических зубчатых колес после различных операций их обработки. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 97—99.

Приведены результаты рентгенографического исследования по определению остаточных напряжений в поверхностном слое зубьев цилиндрических зубчатых колес, изготовленных из трех марок сталей, на операциях зубофрезерования, шевингования, химико-термической обработки и зубохонингования деталей. — Ил. 1. Табл. 2.

УДК 621.882:53.08

Шагун В.И., Кудрявцева Л.Т. Неразрушающий способ контроля отклонений шага внутренних резьб. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 99—101.

Шаг резьбы детали по опорным сторонам профиля равен шагу резьбы метчика по сопряженным сторонам. Отклонения шага по противоположным сторонам профиля резьбы детали рассчитываются по значениям уширения впадины, оцениваемым по размерам собственно среднего диаметра в каждой впадине резьбы. — Ил. 1.

УДК 621.914.1

Данилов В.А. Сравнительный анализ методов фрезерования сложных поверхностей. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 102—106.

Описана методика анализа методов обработки сложных поверхностей. По ней выполнен анализ методов фрезерования концевой сферической, торовой и наклоненной торцовой фрезами. Показаны преимущества метода обработки наклоненными торцовыми фрезами. — Ил. 3. Табл. 1.

УДК 621.833.1:539.531

Медведев А.И., Кане М.М., Клещева С.Р. Изменение шероховатости рабочих поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес в зависимости от режимов зубофрезерования. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 106—108.

Приведены результаты экспериментального исследования изменения шероховатости рабочих поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес в зависимости от режимов зубофрезерования v и s . — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.762.8:621.787.4

Баршай И.Л., Бабук В.В. Влияние поверхностного пластического деформирования на качество поверхности деталей из спеченных материалов. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 108—109.

Описываются результаты экспериментальных исследований влияния поверхностного пластического деформирования на шероховатость (R_{\max} , R_a , S , S_m и t_p) и микротвердость поверхности деталей из спеченных материалов. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.923.5 (088.8)

Филонов И.П., Маляренко А.Д. Новые направления совершенствования процесса обработки оптических деталей. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 109—113.

Даны основные наиболее перспективные направления повышения производительности, уровня автоматизации процесса формообразования сферических поверхностей оптических деталей, а также улучшения качества обрабатываемых поверхностей. — Ил. 3.

УДК 621.9.048

Шулев Г.С., Дмитриченко Э.И. Исследование обрабатываемости упрочненных поверхностей деталей контактным магнитно-электрическим способом. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 114—116.

Исследуются некоторые вопросы, связанные с обрабатываемостью поверхностей деталей, подвергнутых упрочнению ферробором электроферромагнитной обработкой. Определены основные технологические режимы контактной магнитоэлектрической обработки, приведены рекомендации по ее применению в промышленных условиях. — Ил. 3.

УДК 621.9:669.14

Беляева Г.И., Русый В.Д., Бакин В.А. Влияние термической обработки на обрабатываемость стали резанием. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 117—120.

Приводятся методика и результаты исследований обрабатываемости стали 20ХНЗА в зависимости от условий термообработки и полученных при этом физико-механических свойств. Оценивается влияние на обрабатываемость стали различных структурных составляющих. Установлена взаимосвязь между способом охлаждения, физико-механическими свойствами и обрабатываемостью заготовок. — Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.793.7 (045)

Кардаполова М.А., Спиридонов Н.В., Статкевич О.Н. Влияние режимов лазерной обработки на микроструктуру самофлюсующихся сплавов. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 120—124.

Исследовано влияние режимов лазерной обработки на микроструктуру и микротвердость самофлюсующихся сплавов системы Ni—Cr—B—Si—W с добавкой карбидов вольфрама. Показано, что при малых скоростях относительного движения лазерного луча происходит снижение количества легирующих элементов и диффузия железа из основы в покрытие. Покрытия, сплавленные лучом лазера при определенных режимах, обладают большой прочностью сцепления с основой, беспористостью и высокой микротвердостью. — Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.793

Колчанов Э.А., Беляев Г.Я. Исследование возможности упрочнения твердых сплавов при скоростном нагреве. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 124—125.

Приведены результаты исследований по упрочнению твердых сплавов лучом лазера. Изложены зависимости износостойкости при абразивном изнашивании от режимов обработки и от пути изнашивания. Анализ полученных результатов показал, что имеет место значительное увеличение износостойкости упрочненного материала. — Ил. 2.

УДК 621.793

Девойно О.Г., Яковлев Г.М. Влияние скоростного нагрева на хрупкость боридных покрытий. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 126—127.

Рассмотрено влияние лазерного нагрева на структуру и свойства боридных покрытий. Показано, что в результате воздействия лазерного излучения боридный слой приобретает характерную мелкодисперсную структуру. При этом значительно снижается его хрупкость. — Библиогр. 1.

УДК 621.81

К о б я к о в О.С., Г и н з б у р г Е.Г. Поверхностное упрочнение сталей при микродуговом нагреве металла. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 127—130.

Исследован процесс упрочнения поверхности сталей путем зонной закалки металлов в твердой фазе и из жидкого состояния в процессе нагрева микродуговым газовым разрядом. Показано, что локальный высокотемпературный нагрев и большие скорости охлаждения приводят к возникновению ряда фазовых, структурных и аллотропических превращений, обуславливающих резкое повышение прочностных свойств и износостойкости материала. — Ил. 2.

УДК 621.793.72

С п и р и д о н о в Н.В., Л ю ц к о Н.И. Применение обработки лазером для увеличения износостойкости керамических покрытий. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 130—132.

Излагаются сведения о свойствах металлокерамических материалов, оценивается эффективность их нанесения известными способами газотермического напыления. Приводятся данные об увеличении износостойкости различных композиций керамических материалов после обработки лучом лазера, а также об изменении фазового состава покрытия в процессе лазерной обработки. — Ил. 2.

УДК 621.787.044.7

Ш у л е в Г.С., Л ю ц к о В.А. Повышение износостойкости противорежущего бруса комбайна КСК-100 полиимпульсной электроферромагнитной обработкой. — Машиностроение, 1985, вып. 10, с. 133—135.

Дается описание способа и установки для полиимпульсного электроферромагнитного упрочнения. Приведены результаты лабораторных и эксплуатационных испытаний противорежущего бруса, упрочненного данным способом. — Ил. 2.