

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

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Основан в 1976 году

ВЫПУСК 13

Минск
"Вышэйшая школа"
1988

УДК 621.002 (082)

М 38

Редакционная коллегия:

В.Н. Чачин (гл. редактор), А.П. Акулич, Е.С. Артюхов, Г.Я. Беляев (зам. гл. редактора), Е.Я. Головкина, Э.М. Дечко, А.И. Кочергин (отв. секретарь), Н.В. Спиридонов, В.И. Туромша, И.П. Филонов, В.И. Ходырев, Г.И. Хутский

Приведены результаты исследований процесса резания. Рассмотрены характер взаимосвязи контактного схватывания и напряженно-деформированного состояния в зоне резания, особенности процессов иглофрезерования, магнитноабразивного и электроимпульсного полирования, ортогонального и ротационного резания. Даны рекомендации по рациональной обработке резанием деталей из твердых каменных и волокнистых полимерных материалов. Рассмотрены способы повышения качества обработки поверхностным пластическим деформированием. Изложены новые принципы проектирования некоторых инструментов, построения зубообрабатывающих станков и оборудования для обработки оптических деталей.

Предназначен инженерно-техническим и научным работникам, аспирантам и студентам вузов соответствующего профиля.

М $\frac{2704010000-172}{104(03) - 88}$ 142-88

РЕЗАНИЕ МАТЕРИАЛОВ И РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ

УДК 621.9.011:517.962.1

С.С. ДОВНАР

КОНТАКТНОЕ СХВАТЫВАНИЕ И НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ МЕТАЛЛА В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ

При изучении напряженно-деформированного состояния металла в зоне резания путем численно-математического моделирования с помощью метода конечных элементов (МКЭ) были выявлены область объемного сжатия возле режущей кромки инструмента, а также передняя и задняя области растяжения, имеющие непосредственное отношение к качеству вновь образуемого поверхностного слоя детали. Базовое решение [1, 2] выполнено для случая пренебрежимо малого трения в зоне контакта обрабатываемого металла с инструментом. На практике чаще встречается резание с интенсивным схватыванием, особенно вблизи режущей кромки [3]. Цель настоящей работы – выявить характер влияния фактора схватывания на напряженно-деформированное состояние металла в зоне резания.

В исследовании использована специализированная конечноэлементная модель. Для обеспечения сопоставимости получаемых решений с базовым [1] приняты следующие исходные условия: ортогональное резание, плоская деформация, идеально пластичный обрабатываемый материал с пределом текучести $\sigma_T = 750$ МПа, модулем упругости $E = 2 \cdot 10^5$ МПа и коэффициентом Пуассона $\mu = 0,3$. Глубина резания $t = 0,2$ мм, передний угол $\gamma = 0$, радиус закругления режущей кромки инструмента $\rho = 0,06$ мм. Рассматриваются низкоскоростная обработка, этап врезания, статические и изотермические условия деформирования.

Картины напряженно-деформированного состояния металла в зоне резания выявлялись путем сообщения инструменту пробного перемещения $u = 10$ мкм. Этого достаточно, чтобы напряжения стабилизировались и пластическое течение материала приняло устойчивые формы [1].

Первый МКЭ-расчет был выполнен для случая полного схватывания между резцом и обрабатываемым металлом по всей длине зоны контакта вдоль передней поверхности и закругления режущей кромки. Выяснилось, что схватывание существенно затрудняет процесс резания. Продольная и поперечная в направлении движения резца составляющие силы резания оказались равными соответственно 312 и 153 Н (на 1 мм длины режущей кромки). Это в 1,6 и 2,2 раза больше, чем в базовом решении.

Максимальное главное напряжение σ_1 (рис. 1) имеет все три характерные области напряжений. Экстремальные напряжения σ_1 в них соответственно равны 1120, 310 и 830 МПа. В базовом решении они составляли 970,

570, 680 МПа. Поэтому можно констатировать определенное возрастание напряжений в области объемного сжатия и ослабление их в передней области растяжения. Однако самым важным представляется то, что схватывание на резце стимулирует развитие задней области растяжения. Здесь напряжения σ_1 достигают того уровня, когда начинает формироваться состояние объемного растяжения металла. Это резко повышает вероятность поверхностных разрушений детали. Кроме того, площадь задней области увеличивается по сравнению с базовым решением примерно на порядок (считая по изолинии "300 МПа").

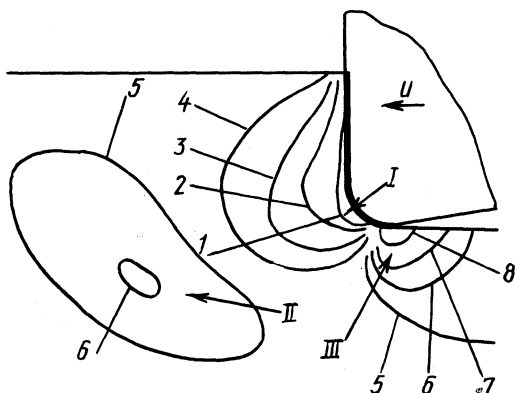


Рис. 1. Изолинии главного напряжения σ_1 при врезании резца в металл в условиях схватывания в зоне контакта:

1 - ~700 МПа; 2 - -500; 3 - -300; 4 - 100; 5 - 100; 6 - 300; 7 - 500; 8 - 700 МПа; I - область объемного сжатия; II, III - передняя и задняя области растяжения

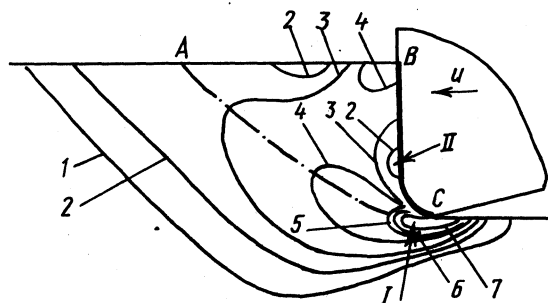


Рис. 2. Изолинии интенсивности пластической деформации ϵ_i :

1 - 0; 2 - 1%; 3 - 2,5; 4 - 5; 5 - 10; 6 - 15; 7 - 20%; I - полоса концентрации деформаций; II - область малых деформаций

Опасность повреждения нового поверхностного слоя растягивающими напряжениями в задней области в полной мере выявляется при сопоставлении картины σ_1 с распределением интенсивности пластических деформаций ϵ_i (рис. 2). Деформации концентрируются под режущей кромкой в узкой полосе пластического течения I. После пробного перемещения резца AC достигает 34 %, в то время как в целом по зоне стружкообразования AC (указана штрихпунктирной линией) интенсивность деформаций составляет несколько процентов. Формирование полосы I связано с обусловленными схватыванием застойными явлениями впереди резца. Металл в области малых деформаций II движется в направлении вектора скорости резания вместе с инструментом. На границе раздела перемещающейся области II и неподвижного тела детали и возникает полоса сильных деформаций I.

Задняя область растяжения (рис. 1) и полоса I (рис. 2) перекрываются. В результате создается опасное сочетание: интенсивное пластическое течение металла в условиях сильного растяжения. С позиций механики разрушения такое состояние весьма благоприятно для трещинообразования [4]. Даже если не произойдут макроразрушения, увеличится концентрация микротрещин во вновь образованном поверхностном слое детали. Это снижает эксплуатационные свойства детали, прежде всего сопротивление усталости и коррозии.

Сочетание пластического течения и растягивающих напряжений характерно для резания в условиях схватывания. В базовом варианте, когда трение отсутствует, обе области растяжения находятся вне зоны интенсивных пластических деформаций, которую надежно "прикрывает" собой область объемного сжатия.

Таким образом, схватывание между резцом и обрабатываемым металлом следует рассматривать как фактор, весьма неблагоприятный для целостности нового поверхностного слоя детали. Отрицательное влияние схватывания на качество поверхности со всей полнотой проявляется даже тогда, когда торможение течения обрабатываемого металла происходит только по закруглению режущей кромки (рис. 3). В МКЭ-расчете было "разрешено" свободное скольжение материала относительно резца по передней поверхности AB . Вместе с тем схватывание лишь по дуге BC оказалось достаточным для формирования задней области растяжения, ни по размерам, ни по максимальному напряжению ($\sigma_1 = 830$ МПа) не отличающейся от своего аналога на рис. 1. Экстремальные напряжения σ_1 в области объемного сжатия и в передней области растяжения равны соответственно -920 и 430 МПа (рис. 3), что сравнительно близко к базовому варианту. На картине σ_1 появляется небольшая новая область растяжения на передней поверхности резца возле точки B ($\sigma_1^{\max} = 350$ МПа), несмотря на высокие сжимающие напряжения в зоне контакта.

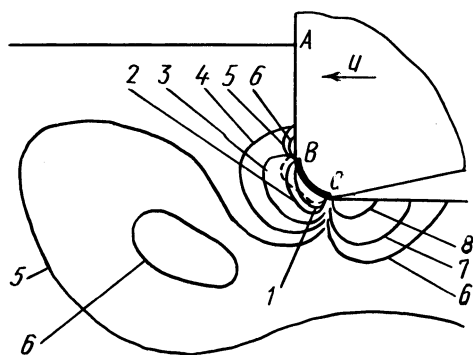


Рис. 3. Изолинии напряжения σ_1 в случае контактного схватывания металла по закруглению режущей кромки BC (обозначения изолиний – по рис. 1)

Анализ перемещений металла в зоне резания, выполненный по данным МКЭ-расчета, показал, что перед закруглением режущей кромки возникает заторможенный объем металла (ограничен штриховой линией на рис. 3), по краям которого возле точек B и C расположены соответственно вновь образовавшаяся и задняя области растяжения. Здесь же возникают интенсивные пластические деформации, связанные с обтеканием остальным металлом затормо-

женного объема. Так, для рассматриваемого решения на картине ϵ_i (не приведена) возле точки C существует полоса типа I (см. рис. 2), в которой интенсивность деформаций достигает 30 %. Следовательно, сохраняется опасность появления поверхностных трещин на детали.

Таким образом, локально напряженно-деформированное состояние металла, при котором формируется новый поверхностный слой детали, зависит главным образом от контактных условий возле режущей кромки. Условия трения на отдаленных от кромки участках передней поверхности здесь не имеют большого значения.

Состояние металла (рис. 3) по существу характеризует этап, предшествующий возникновению нароста. При наличии благоприятных теплофизических условий в нарост должен превратиться заторможенный объем металла на режущей кромке. Оформление нароста произойдет благодаря развитию двух макротрещин, выходящих из задней области растяжения (точка C) и из области растяжения возле точки B . В результате обработанная поверхность получит грубые повреждения, называемые чешуйками или наростными гребешками. Трещины, выходящие из задней области растяжения, после каждого срыва нароста будут оставаться под чешуйками в образуемом поверхностном слое детали. Трещины, зарождающиеся возле передней поверхности резца, должны по мере регулярных разрушений нароста уноситься стружкой. Такие разрывы в стружке и на поверхности детали известны [5].

Рассматриваемое конечноэлементное решение подтверждает принятое в теории резания положение о том, что схватывание возле режущей кромки является необходимым условием наростообразования [3].

Предупреждение схватывания на резце благодаря использованию СОЖ, вероятно, может дать лишь ограниченный эффект. Качество новой поверхности детали в основном зависит от схватывания непосредственно возле режущей кромки, т. е. в месте, наиболее труднодоступном для СОЖ. Большими возможностями обладает резание с периодическим прерыванием контакта металл—резец при защите взаимодействующих поверхностей смазочным материалом. Таким процессом является, например, вибрационная зачистка деталей резанием [6]. Многократное размыкание контакта позволяет зачищать изделия, избегая появления в них макроскопических разрывов.

Самый перспективный путь решения проблемы схватывания связан с температурно-скоростным фактором. Это направление должно быть основано на явлениях локального разогрева и размягчения приконтактных слоев металла в местах схватывания. Было проведено конечноэлементное моделирование адиабатического резания. На практике адиабатические условия резания для углеродистых сталей создаются при скоростях обработки порядка 300 м/мин [3].

Расчет выполнен по методике, изложенной в работе [7]. Схватывание задавалось по всей длине зоны контакта резца с металлом. Расчетная картина σ_1 представлена на рис. 4. По сравнению с рис. 1 произошло существенное ослабление напряжений в задней области растяжения (до $\sigma_1 = 270$ МПа).

Кроме того, задняя область отделилась от режущей кромки и в основном отступила в зону чисто упругих деформаций металла. Зона интенсивного пластического течения ограничена штриховой изолинией и состоит из трех пересекающихся зон: стружкообразования (направление AC), приконтактных

деформаций (BC) и обратного пластического течения металла (CD). Деформации сопровождаются интенсивным разогревом металла во всех зонах ($700...800^\circ\text{C}$), что вызывает снижение предела текучести материала на порядок в сравнении с первоначальным σ_T . В итоге приконтактная полоса металла вдоль BC превращается в своеобразный слой смазочного материала, по которому остальные объемы металла сравнительно свободно перемещаются относительно резца. Поэтому тормозящее действие схватывания при высокоскоростном резании в целом слабеет. Об этом свидетельствует соотношение сил резания. Так, для описываемого решения составляющая силы резания вдоль передней поверхности равна 29 Н, т. е. на 81 % меньше, чем при медленном "холодном" резании со схватыванием.

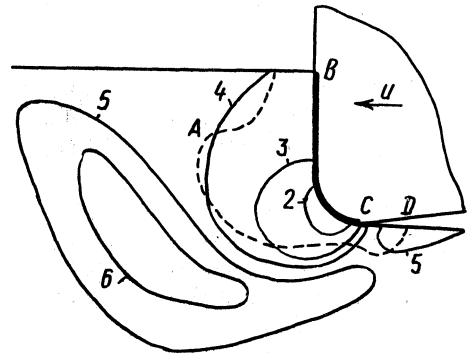


Рис. 4. Изолинии напряжения σ_1 в условиях адиабатического резания с контактным схватыванием (обозначения изолиний — по рис. 1)

Размягчение приконтактных слоев металла в результате локального его разогрева и является, вероятно, основной причиной ослабления задней области растяжения (рис. 4). Существование передней области растяжения также не должно приводить к разрушениям, так как она лежит вне зоны пластического течения. Еще одним благоприятным обстоятельством является высокий уровень сжимающих напряжений в районе режущей кромки ($\sigma_1^{\min} = -980 \text{ МПа}$). Здесь отношение гидростатического напряжения к пределу текучести (степень сжатия) изменяется по сравнению с данными на рис. 1 от $-2,1$ до $-15,6$, т. е. в 7,5 раза. Сопровождение пластической деформации сильным объемным сжатием должно защищать от структурных повреждений металл,ступающий изпод режущей кромки во вновь образуемый поверхностный слой детали.

Таким образом, моделирование с помощью МКЭ подтверждает, что высокоскоростное, приближающееся к адиабатическому, резание металлов обладает большими потенциальными возможностями. Оно способно обеспечить не только повышение производительности обработки, но и более высокий уровень прочностных свойств поверхностного рабочего слоя изготавливаемых деталей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Довнар С.С. Численно-математическая модель для определения напряжений, возникающих при обработке металлов резанием // Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук. — 1985. — № 2. — С. 10–13. 2. Яценко П.И., Довнар С.С. Напряженно-деформированное состояние зоны стружкообразования в процессе врезания резца в металл // Машиностроение. — Мн.: Выш. шк., 1985. — Вып. 10. — С. 3–6. 3. Бобров В.Ф. Осно-

вы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с. 4. Инженерная теория пластичности / Под ред. В.И. Беляева. – Мн.: Наука и техника, 1985. – 288 с. 5. Ис а е в А.И. Процесс образования поверхностного слоя при обработке металлов резанием. – М.: Машгиз, 1950. – 358 с. 6. П у ш к а р е в В.Ф., М е л ь н и к В.А. Вибрационная зачистка среднеуглеродистых, высокоуглеродистых и легированных сталей // КШП. – 1969. – № 2. – С. 46–47. 7. Я щ е р и ц ы н П.И., Д о в н а р С.С. Моделирование температурных полей и напряжений в зоне резания металла // Машиностроение. – Мн.: Выш. шк., 1986. – Вып. 11. – С. 3–7.

УДК 621.9:539.374

В.М. КУЦЕР

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ОРТОГОНАЛЬНОГО РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ ПЕРЕМЕННЫХ СВОЙСТВ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА

Существующие модели процесса ортогонального резания, предполагающие наличие идеального жесткопластического тела [1–4 и др.], имеют значительные недостатки: они не учитывают зависимость параметров стружкообразования от переменных свойств обрабатываемого материала и термомеханического режима резания. Попытка учесть сложное реологическое поведение материала в очаге деформации приводит к необходимости введения ряда эмпирических соотношений для важных характеристик процесса [5, 6]. Исследования Н.Н. Зоревы [7] дают точные результаты только для относительно невысоких скоростей резания.

В настоящей работе обосновывается подход к анализу процесса резания, в основе которого лежит учет неидеальных свойств обрабатываемого материала. За основу принято решение, предложенное Х. Кудо [4], Ли и Шаффером [1], с учетом завивания стружки и неравномерности распределения трения на передней поверхности резца.

Рассмотрим некоторые особенности решения [4] для идеально пластичного материала. Поле линий скольжения и соответствующий годограф скоростей приведены на рис. 1, а, б. Если вдоль передней поверхности инструмента задано распределение контактных напряжений

$$\tau_k = \tau_k(x), \quad (1)$$

то углы наклона α -линий скольжения вдоль CE

$$\eta = \frac{1}{2} \arccos(\tau_k/k) \quad (2)$$

(k – пластическая константа материала стружки) и для области BEC может быть решена смешанная краевая задача [8].

Между угловыми координатами поля существуют следующие соотношения:

$$\beta = \eta_E - \eta_C - \alpha; \quad \delta_C = \pi/2 + \eta_C - \gamma, \quad (3)$$

где η_E и η_C – углы, определяемые по формуле (2), соответственно в точках контакта E и C ; γ – угол резания.

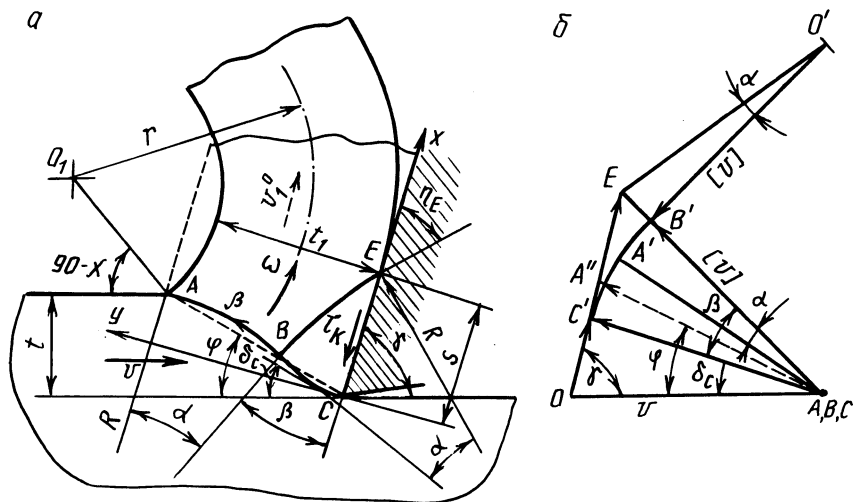


Рис. 1. Схема для анализа образования сливной стружки:
 а – поле линий скольжения; б – годограф скоростей

Из годографа (рис. 1, б) следует:

$$\alpha = \eta_E - \pi/4 - \arcsin[\sqrt{2}(\cos\eta_C - \sin\eta_E)/2]. \quad (4)$$

Очевидно, что угловые координаты поля α, β , разрыв касательной компоненты скорости $[v]$, радиус кривизны стружки r и угловая скорость ее вращения ω однозначно определяются трением в крайних точках контактной поверхности C и E независимо от выбора формы распределения (1).

Для случая равномерного трения $\tau_k = \text{const}$, $\eta_E = \eta_C$, $\alpha = \beta = 0$ и область $C'E'V$ стягивается в точку. При этом линии скольжения AB, BC и BE становятся прямыми и решение вырождается в поле Ли-Шаффера [1]. Очевидно, углы α, β имеют максимальные значения при $\eta_C = 0$ ($\tau_k^E = k$) и $\eta_E = \pi/4$ ($\tau_k^E = 0$). Из уравнений (3) и (4) получим пределы изменения угловых координат поля: $0 \leq \alpha \leq 12^\circ$, $0 \leq \beta \leq 33^\circ$.

Небольшие значения углов и, следовательно, кривизна линий скольжения позволяют рассматривать данное решение как возмущение исходного однородного состояния поля, когда криволинейная граница ABC заменяется прямой AC (штриховые линии на рис. 1, а, б). Поэтому в качестве параметра возмущения, характеризующего влияние неоднородности контактного трения, может быть принят суммарный угол поворота $\epsilon = \beta - \alpha$ ($0 \leq \epsilon \leq 0,36$). Разлагая решение для напряжений и скоростей в ряд по параметру ϵ и ограничиваясь членом порядка малости, запишем

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^0 + \epsilon \sigma'_{ij}, \quad v_i = v_i^0 + \epsilon v'_i, \quad (5)$$

где величины с нулевым показателем относятся к начальному решению при $\epsilon = 0$, а со штрихом подлежат определению.

Линеаризованное решение (5) допускает известное "расщепление", в соответствии с которым порядок приближения для скоростей оказывается на единицу выше порядка приближения для напряжений [9]. Поэтому с точностью до членов ϵ^2 эффекты пластической деформации могут быть учтены при использовании поля скоростей начального решения. Так как последнее соответствует простому однородному состоянию [1], а линеаризация относится как к начальному, так и к возмущенному решению ($\epsilon > 0$), таким путем будут заданы неидеальные свойства среды, зависящие от деформаций, скоростей деформаций и температуры процесса обработки.

Для начального решения деформированное состояние определяется простым сдвигом вдоль линии разрыва скоростей AC , положение которой задается углом φ (рис. 1, а). Соответствующая область высокой локализации деформаций обычно реализуется в виде плоскости главного сдвига [7].

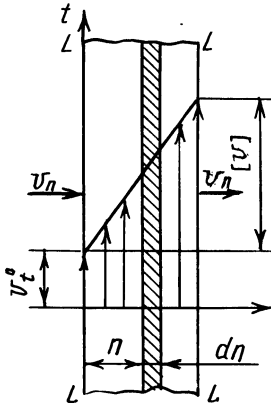


Рис. 2. Схема зоны первичных деформаций обрабатываемого материала

Для определения изменения свойств среды после пересечения линии разрыва LL (рис. 2) заменим последнюю тонким слоем толщиной δ , внутри которого выполняются следующие соотношения компонент скорости:

$$v_n = \text{const}, v_t = v_t^0 + [v] n/\delta, 0 \leq n \leq \delta. \quad (6)$$

Отсюда для интенсивности скоростей деформаций и деформаций внутри слоя δ получим:

$$H = [v]/\delta = \text{const}, \Gamma(n) = \int_0^n H \frac{dn}{v_n} = \frac{[v] n}{v_n \delta}. \quad (7)$$

Опишем поведение материала уравнением [10]

$$k = k_0 (1 + A\Gamma^m) f(H) F(T), \quad (8)$$

смножителями которого учитывается деформационное и скоростное упрочнение материала, а также зависимость его свойств от температуры процесса. Здесь k_0 – предел текучести материала в состоянии $\Gamma = 0, H = H_0, T = 0$, относительно которого отсчитывается изменение параметров Γ, H, T , а $f(H_0) = F(0) = 1$.

С учетом того что в области значительных деформаций $\Gamma > 0,5$ большинством металлов проявляют слабую зависимость свойств от скорости деформации [10], можно принять $f(H) \sim 1$. Используя выражения (6) и (7), запишем удельную мощность диссипации энергии внутри слоя δ :

$$N(n) = \sigma_{ij} \dot{\xi}_{ij} = k(n)H.$$

Работа, затраченная в интервале движения элементарного объема материала

$$dw(n) = k_0 (1 + A \Gamma^m n^m / \delta^m) F(T(n)) H dn / v_n, \quad (9)$$

где $\Gamma = [v] / v_n$, $T(n)$ – распределение температуры в слое.

Предполагая, что процесс сдвига происходит адиабатически, определим приращение температуры в этом интервале:

$$dT = dw(n) / (c\rho), \quad (10)$$

где c – удельная теплоемкость; ρ – плотность материала.

Из (9), (10) приходим к уравнению

$$dT/F(T) = \frac{k_0 \Gamma}{c\rho\delta} (1 + A \Gamma^m n^m / \delta^m) dn,$$

интегрирование которого по толщине слоя δ дает

$$\int_0^{T_C} \frac{dT}{F(T)} = \frac{k_0 \Gamma}{c\rho} [1 + A \Gamma^m / (m + 1)]. \quad (11)$$

Если функция $F(T)$ известна, по уравнению (9) можно определить изменение температуры T_C после пересечения линии разрыва скоростей. Для поля скоростей начального решения недостающий параметр Γ легко получить из годографа (см. рис. 1, б):

$$\Gamma = \sin \gamma / [\sin \varphi \sin (\varphi + \gamma)]. \quad (12)$$

Используя выражения (11) и (12), можно вычислить приращение температуры T_C и определить предел текучести материала стружки k . Их значения не зависят от толщины слоя δ и с точностью до малых второго порядка определяют однородное напряженное состояние во всей пластической области. Последнее справедливо и для решения возмущения первого порядка.

Остается определить граничные условия (1), учитывающие термомеханическое состояние материала в зоне контакта передней поверхности инструмента и стружки. Его особенности связаны с высокими давлениями и скоростями скольжения инструмента и ювенильных поверхностей разогретого материала, что сопровождается высокой локализацией деформаций в тонком поверхностном слое стружки, соизмеримом с высотой микронеровностей. Для соответствующего развитого пластического контакта сила трения пропорциональна пределу текучести на сдвиг материала стружки k . С учетом зависимостей (5) и (8) получим

$$\tau_{\kappa} = \mu k F(T_{\kappa}) / F(T_C), \quad (13)$$

где μ – коэффициент трения; T_K – температура рассматриваемой точки контакта.

Из уравнения (13) следует, что граничные условия (1) определяются распределением температуры стружки вдоль CE . Ограничимся наиболее важным случаем резания с достаточно высокой скоростью, когда выделившаяся теплота распределяется в тонком термическом слое, толщина которого δ_T значительно меньше толщины стружки (рис. 3). Тепловой поток через единичную площадь контакта

$$q_K = b\tau_K v_1^0 = b\mu k v_1^0 F(T_K)/F(T_C), \quad (14)$$

где b – коэффициент, учитывающий часть теплоты, переходящей в стружку [6]; v_1^0 – скорость движения стружки по резцу для начального решения.

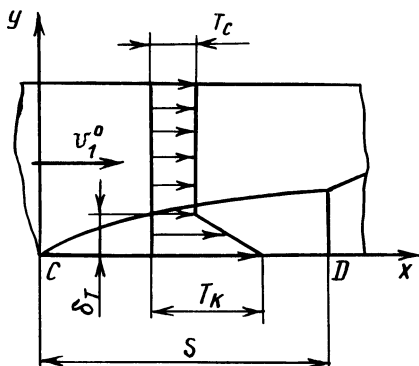


Рис. 3. Схема образования термического слоя в зоне контакта стружки с передней поверхностью инструмента

Запишем приближенное уравнение теплопередачи в слое толщиной δ_T :

$$q_K \approx \lambda(T_K - T_C)/\delta_T, \quad (15)$$

где λ – коэффициент теплопроводности.

Приравняв правые части уравнений (14) и (15), получим

$$\delta_T = \frac{\lambda(T_K - T_C) F(T_C)}{b\mu k v_1^0 F(T_K)}. \quad (16)$$

Запишем уравнение теплового баланса для элемента dx слоя толщиной δ_T за интервал времени dt . С одной стороны, в элемент поступает тепловая энергия

$$dQ = q_K dxdt,$$

с другой, эта энергия приводит к повышению температуры в зоне контакта на dT_K , а в среднем по слою – на $0,5dT_K$:

$$dQ \approx \frac{1}{2}\delta_T \rho c dT_K dx.$$

Решая последние два уравнения совместно с (14) и (16), находим

$$dx = \frac{A}{v_1^0} \frac{(T_{\kappa} - T_C) F^2(T_C)}{F^2(T_{\kappa})}, \quad (17)$$

где $A = \frac{\rho c \lambda}{2(\mu k b)^2}$ — термомеханическая характеристика контакта.

Интегрирование выражения (17) дает уравнение для распределения температуры вдоль контактной поверхности стружки

$$v_1^0 x = A F^2(T_C) \int_{T_C}^{T_{\kappa}} \frac{T_{\kappa} - T_C}{F^2(T_{\kappa})} dT_{\kappa}. \quad (18)$$

Для получения верхнеграничного решения определим диссипацию мощности тепловой энергии в зоне контакта и эквивалентную ей среднюю силу трения

$$N_{\tau} = \int_0^{\delta} \tau_{\kappa}(x) v_1^0 dx = v_1^0 \bar{\tau}_{\kappa} s,$$

где s — длина пластического контакта.

Отсюда

$$\bar{\tau}_{\kappa} = \frac{1}{s} \int_0^s \tau_{\kappa}(x) dx.$$

Используя зависимости (13), (18) и (17), найдем

$$\bar{\tau}_{\kappa} = \frac{\mu k A}{s v_1^0} \int_{T_C}^{T_{\kappa}} (T_{\kappa} - T_C) \frac{F(T_C)}{F(T_{\kappa})} dT_{\kappa}. \quad (19)$$

В энергетическом смысле τ_{κ} определяет эквивалентное значение силы трения в зоне контакта, соответствующее ее равномерному распределению по контакту. Отсюда эквивалентные значения коэффициента пластического трения и угла наклона α -линий скольжения к плоскости контакта

$$\bar{\mu} = \bar{\tau}_{\kappa} / k, \quad \bar{\eta} = \frac{1}{2} \arccos \bar{\mu}.$$

Длину контакта s можно определить из (18), если $T_{\kappa} = T_{\kappa}(s)$. Тогда

$$s = \frac{A F^2(T_C)}{v_1^0} \int_{T_C}^{T_{\kappa}(s)} \frac{T_{\kappa} - T_C}{F^2(T_{\kappa})} dT_{\kappa}. \quad (20)$$

Подставляя выражение (20) в (19), получим

$$\bar{\mu} = \frac{\mu}{F(T_C)} \int_{T_C}^{T_{\kappa}(s)} \frac{T_{\kappa} - T_C}{F(T_{\kappa})} dT_{\kappa} / \int_{T_C}^{T_{\kappa}(s)} \frac{T_{\kappa} - T_C}{F^2(T_{\kappa})} dT_{\kappa}. \quad (21)$$

Из выражения (21) видно, что для определенных материала (заданной функции $F(T)$) и пары трения (фиксированного μ) эквивалентные условия адиабатического трения полностью определяются только температурой $T_{\kappa} =$

$= T_{\kappa}(s)$ в точке $x = s$ контактной поверхности. Зависимость максимальной температуры от физических характеристик материала (k_0, ρ, c, λ), кинематических (v_1^0) и геометрических (s) параметров процесса устанавливается уравнением (18).

Получим основные соотношения для начального решения Ли-Шаффера с приведенными коэффициентом $\bar{\mu}$ и углом трения $\bar{\eta}$ (см. рис. 1, а, б). Угол сдвига

$$\varphi = \pi/2 - \gamma + \bar{\eta}, \quad (22)$$

коэффициент укорочения стружки

$$K_L = \cos \bar{\eta} / \cos(\gamma - \bar{\eta}). \quad (23)$$

Из годографа получим интенсивность сдвиговой деформации после прохождения линии разрыва:

$$\Gamma = \sin \gamma / [\cos \bar{\eta} \cdot \cos(\gamma - \bar{\eta})].$$

Учитывая выражения (22), (23), получим

$$v_1^0 s = v^0 t / [\cos \bar{\eta} (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta})]. \quad (24)$$

На основании зависимостей (24), (20) и (23) будем иметь

$$v_0 t = A F^2(T_C) \cos \bar{\eta} (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta}) \int_{T_C}^{T_{\kappa}(s)} (T_{\kappa} - T_C) / F^2(T_{\kappa}) dT_{\kappa}.$$

Очевидно, что все основные параметры поля линий скольжения можно выразить через угол $\bar{\eta}$ или коэффициент $\bar{\mu} = \cos 2\bar{\eta}$. Таким образом, если заданы физико-механические свойства обрабатываемого материала, угол резания γ , то решение получается замкнутым.

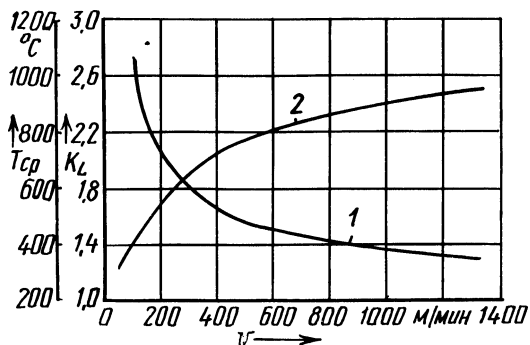


Рис. 4. Аналитические зависимости укорочения стружки (1) и средней температуры материала в зоне контакта на передней поверхности инструмента (2) от скорости резания для стали 45

Расчеты были проведены для стали 45 плотностью $7,8 \cdot 10^3$ кг/м³, теплопроводностью $0,402 \cdot 10^2$ Вт/(м·К), удельной теплоемкостью $0,644 \times 10^3$ Дж/(кг·К) [6]; коэффициент кривой упрочнения $A = 0,247$, $m = 0,48$, пластическая константа $k_0 = \sigma_T / \sqrt{3} = 198$ МПа [11]. Значения функции $F(T)$ были получены по справочным данным [11]. Результаты вычисле-

ний для широкого диапазона скоростей $v = 0,1 \dots 100$ м/с и углов резания $\gamma = 60 \dots 85^\circ$ показали, что температура стружки и интенсивность деформаций после прохождения главной плоскости сдвига изменяются в пределах $T_C = 80 \dots 350^\circ\text{C}$, $\Gamma = 1,5 \dots 11$.

На рис. 4 представлены графики зависимостей коэффициента укорочения стружки K_L и средней температуры $T_{\text{ср}}$ на передней поверхности инструмента от скорости резания, полученных расчетным путем, которые хорошо согласуются с экспериментальными результатами [7].

Проведенные исследования позволили сделать вывод о возможности определения термомеханического состояния металла в зоне резания по приведенной методике, что позволит значительно сократить объем экспериментальных исследований.

ЛИТЕРАТУРА

1. Lee E.H., Shaffer B.W. The theory of plasticity applied to a problem of machining // Trans. ASME: J. Appl. Mech. – 1951. – N 18. – P. 405–413.
2. Childs T.H.C. Elastic effects in metal cutting chip formation // Int. J. Mech. Sci. – 1980. – Vol. 22, N 8. – P. 457–467.
3. Dewhurst P. On the non-uniqueness of the machining process // Proc. R. Soc. – London, 1973. – Vol. 360, N 1703. – P. 587–610.
4. Kudoh H. Some new Slip-live Solutions for two-dimensional steady-state machining // Int. J. Mech. Sci. – 1965. – Vol. 7, N 1. – P. 43–57.
5. Hastings W., Mathew P., Oxley P.B. A machining theory for predicting chip geometry, cutting forces etc. from work material properties and cutting conditions // Proc. R. Soc. – London, 1980. – Ser. A. – Vol. 371, N 1747. – P. 569–587.
6. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с.
7. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 338 с.
8. Хилл Р. Математическая теория пластичности. – М.: Гостехиздат, 1956. – 407 с.
9. Ивлев Д.Д. Вдавливание тонкого лезвия в пластическую среду // Изв. АН СССР. Отд-ние технич. наук. – 1957. – № 10. – С. 35–39.
10. Джонсон Г., Коффелд Дж., Линдхолл Ю., Кэдж и А. Поведение различных материалов при больших скручивающих деформациях в широком диапазоне скоростей деформации: Ч. I. Пластичные металлы. Ч. II. Малопластичные металлы // Теоретич. основы инженерн. расчетов. – М.: Мир, 1983. – № 1. – С. 51–65.
11. Третьяков А.В., Трофимов Г.К., Гурьянова М.К. Механические свойства сталей и сплавов при пластическом деформировании. – М.: Машиностроение, 1971. – 64 с.

УДК 621.9.019

МАЙ ТХАНЬ УОНГ

СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ ТОНКОМ ТОЧЕНИИ МАТЕРИАЛОВ ИЗ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРОШКОВ

Тонкое точение, как правило, производится с малой глубиной резания $t = 0,05 \dots 0,3$ мм. Когда резец имеет радиус закругления при вершине $r \geq 0,5$ мм, в основном режет только закругленная часть режущей кромки. В этом случае передний угол в разных точках режущего лезвия различен и толщина среза не постоянна.

Особенности стружкообразования изучались при тонком точении образцов из металлических порошков ЖГр1, 2Д2, 5К0, 8 ПДЖ10-63, ЖГр1ДЗ, ЖГр2

резами из Т15К6 и ВК8. Характер зависимости коэффициента усадки стружки от скорости резания, подачи и действительного переднего угла при свободном точении этих материалов такой же, как при точении компактных материалов, но усадка стружки меньше. Разброс значений коэффициента усадки K_a стружки в зависимости от скорости резания и подачи показан (рис. 1). В диапазоне скорости резания $v = 80 \dots 160$ м/мин разброс относительно небольшой, что свидетельствует о более стабильном процессе стружкообразования. В случае обработки образцов из материала ЖГр1,2Д2,5К0,8, в этом диапазоне скоростей резания стружка состоит из отдельных витков. С повышением скорости резания диаметр витков уменьшается. При обработке образцов из ЖГр1Д3, ЖГр2, ПЖ10-63 и скорости резания более 160 м/мин стружка переходит в элементную, при этом элементы отличаются друг от друга по толщине и по цвету, что свидетельствует о разных степенях деформации материала. Вероятно, это происходит из-за локализованного нагрева в полосе сдвига, который приводит к нестабильному стружкообразованию [1]. Низкая теплопроводность и повышенная хрупкость обрабатываемых материалов являются причинами нестабильности сдвига при образовании стружки.

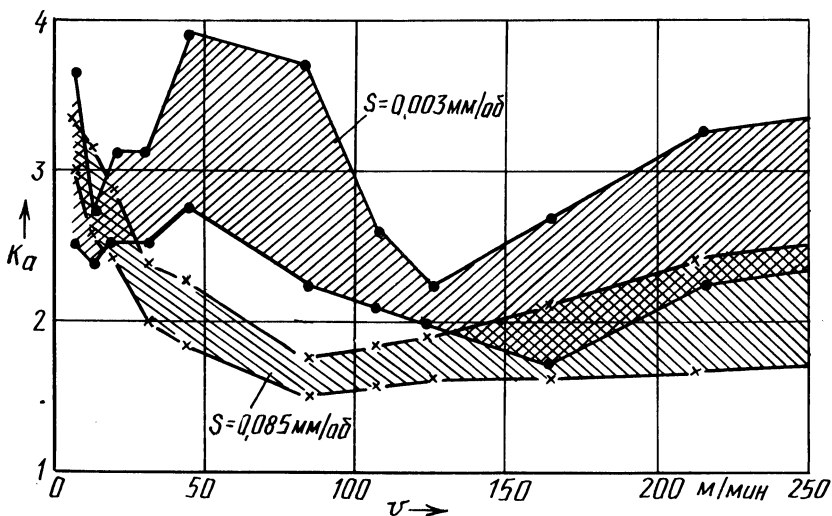


Рис. 1. Зависимость коэффициента усадки стружки от скорости резания (обрабатываемый материал ЖГр1,2Д2,5К0,8, режущий материал ВК8, толщина среза $t = 0,2$ мм)

Исследованы особенности усадки стружки в трех случаях: при свободном резании, несвободном резании с малым радиусом при вершине инструмента и когда резание осуществляется только закругленной частью лезвия. В последнем случае толщина среза в произвольной точке M_i работающего участка лезвия (рис. 2)

$$a_i^* = a_{\max} \frac{r(\psi_i + \psi_1)}{r(\psi_1 + \psi_2) - S \cos \psi_2},$$

где a_{\max} — наибольшая толщина среза, мм; r — радиус вершины инструмента, мм; ψ_i — полярный угол точки M_i ; ψ_1 — угол охвата рабочей части вспомогательного режущего лезвия; ψ_2 — угол охвата рабочей части главного режущего лезвия; S — подача, мм/об.

Для определения коэффициента усадки стружки толщину среза вычисляем в направлении ее схода:

$$a_i = a_i^* / \cos \mu,$$

где $\mu = \left| \frac{\psi_1 + \psi_2}{2} - \psi_i \right|$.

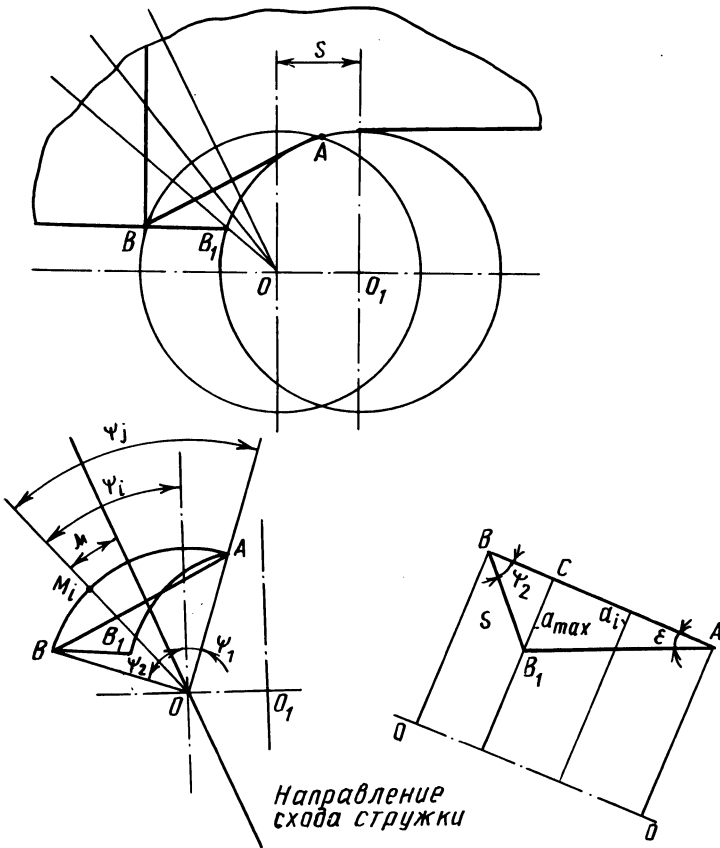


Рис. 2. Схема для расчета толщины среза

С учетом того что $\psi_1 + \psi_2 = \psi$, $\psi_i = \psi_i + \psi_1$, получаем

$$a_i = rS \psi_j \sin \psi_2 / (\psi r - S \cos \psi_2) \cos (\psi - \psi_j).$$

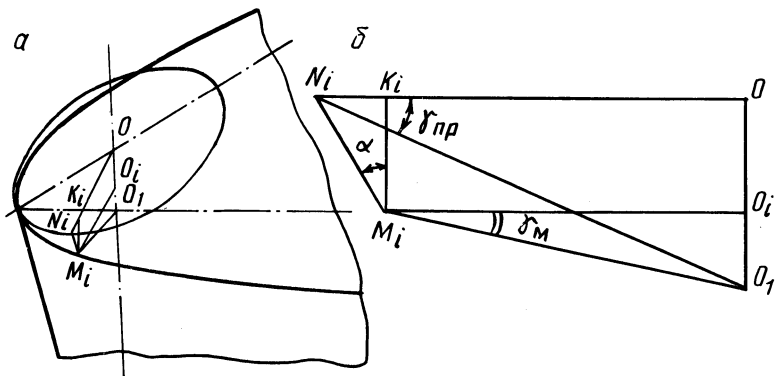


Рис. 3. Схема для расчета действительного переднего угла

Из рис. 2 и 3 следует, что от точки A к точке B передний угол уменьшается, продольный и поперечный передние углы остаются постоянными, а точка M_i на лезвии опускается. Допуская, что опускание M_i пропорционально полярному углу ψ_i , получаем

$$\operatorname{tg} \gamma_{M_i} = \frac{(90 - \psi_i) \operatorname{tg} \gamma_{\text{пр}}}{90 - \psi_i \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \gamma_{\text{пр}}}, \quad (1)$$

где γ_{M_i} — передний угол в точке M_i ; $\gamma_{\text{пр}}$ — продольный передний угол; α — задний угол.

С учетом того что угол α мал, получаем

$$\operatorname{tg} \gamma_{M_i} = \frac{O_i O_1}{r} = (1 - \psi_i / 90) \operatorname{tg} \gamma_{\text{пр}}. \quad (2)$$

В качестве коэффициента усадки стружки был принят коэффициент ее утолщения

$$K_a = a_1 / a,$$

где a_1 — толщина стружки; a — расчетная толщина среза.

Для случая несвободного резания с малым радиусом резца

$$a = S \sin \varphi,$$

где φ — главный угол в плане резца.

Коэффициент утолщения в точке M_i

$$K_a^{M_i} = a_{1i} / a_i,$$

где a_{1i} — измеренная толщина стружки в точке M_i ; a_i — расчетная толщина среза в данной точке.

Толщина стружки a_{1i} измерялась с помощью микроскопа.

Зависимость коэффициента усадки стружки от скорости резания приведена на рис. 4.

Рис. 4. Зависимость усадки стружки от полярного угла и толщины среза при $t = 0,2$ мм, $S = 0,085$ мм/об:

1...3 – с геометрией реза $\gamma = 0$, $\alpha = 6$, $r = 1$ мм; 4 – $\gamma = 0$, $\alpha = 6$, $r = 0,2$ мм; 5 – $\gamma = 9$, $\alpha = 6$, $r = 1$ мм

При точении незакругленным резцом поперечное сечение стружки имеет трапециевидную форму, усадка металла, снимаемого частью лезвия, прилегающей к вершине, меньше, чем снимаемого остальной его частью. При обработке резцом с большим радиусом вершины усадка металла при вершине реза значительно выше, чем на крае. На коэффициент усадки стружки значительное влияние оказывает действительный передний угол γ_{M_i} (рис. 4).

Из выражения [2]

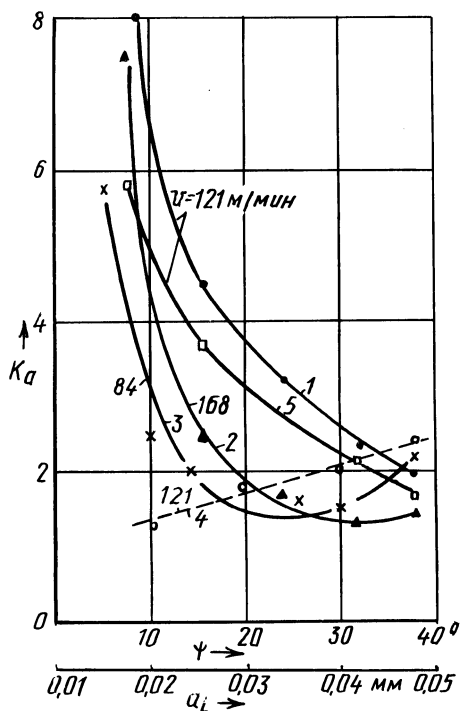
$$K_a^{M_i} = \frac{\cos(\phi_{M_i} - \gamma_{M_i})}{\sin \phi_{M_i}}$$

можно определить угол сдвига ϕ_{M_i} в точке M_i :

$$\phi_{M_i} = \text{arccctg} \frac{K_a^{M_i} - \sin \gamma_{M_i}}{\cos \gamma_{M_i}},$$

где $K_a^{M_i}$ берется по результатам измерений, γ_{M_i} рассчитывается по формулам (1) и (2).

По результатам расчетов можно определить зависимость угла сдвига от полярного угла.



ЛИТЕРАТУРА

1. Л и Д. Влияние скорости резания на стружкообразование при прямоугольном резании / Конструирование и технология машиностроения // Тр. амер. о-ва инженеромехаников. – М.: Мир, 1985. – № 17–С. 165–171.
2. Развитие науки о резании металлов / И.И. Зорев и др. – М.: Машиностроение, 1967. – 416 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПЛОЩАДОК КОНТАКТА РОТАЦИОННОГО ИНСТРУМЕНТА СО СТРУЖКОЙ И ЗАГОТОВКОЙ

В качестве выходной характеристики процесса ротационной обработки могут быть выбраны размеры площадок контакта инструмента со стружкой и обрабатываемой заготовкой, которые зависят от физико-механических процессов в зоне резания [1].

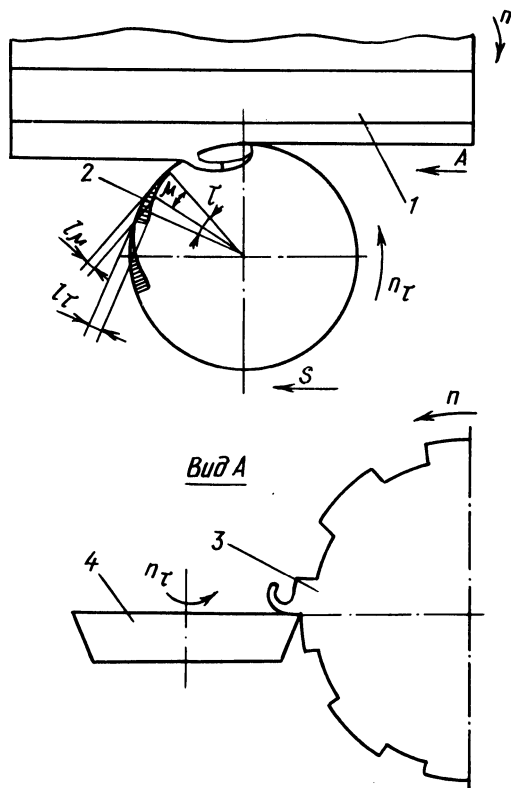


Рис. 1. Схема ротационного резания

Методика исследования площадок контакта предусматривала нанесение окрашивающего покрытия (водного раствора медного купороса) на поверхность инструмента и последующее измерение с помощью лупы Бринелля размеров площадок контакта после резания. Для изучения формы площадок контакта был предложен способ, заключающийся в следующем [2]. Использовалась заготовка 1 (рис. 1) с глубокими пазами вдоль образующей, ширина вы-

ступов $З$ между которыми принималась примерно равной длине участка режущей кромки в пределах контакта резца с заготовкой. Для того чтобы обеспечить точное многократное попадание данного участка режущей кромки на выступы заготовки, частоты вращения инструмента 4 и заготовки 1 задавались кратными, т. е. $n_r/n = 1, 2, 3, \dots, i$, где i – целое число. После резания на поверхностях инструмента образовывались четкие следы контакта 2 в пределах угла контакта τ .

С увеличением соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки v_r/v длина контакта передней поверхности инструмента со стружкой l_n уменьшается (рис. 2, а): в интервале $v_r/v = 0 \dots 0,2$ она изменяется незначительно и имеет максимальные значения; с увеличением v_r/v от 0,2 до 0,7 l_n интенсивно уменьшается, а при $v_r/v = 0,7 \dots 1,4$ интенсивность ее уменьшения снижается. Такой сложный характер зависимости l_n от v_r/v объясняется изменением коэффициента трения между инструментом и заготовкой при увеличении скорости резания.

Увеличение скорости главного движения также приводит к уменьшению длины контакта передней поверхности вращающегося (рис. 2, а) и невращающегося инструмента со стружкой (рис. 2, б). При большей скорости главного движения максимум на кривой зависимости l_n от v_r/v для вращающегося инструмента смещается в сторону меньших значений v_r/v (рис. 2, а).

С увеличением угла поворота вращающегося инструмента длина контакта возрастает. При малых значениях угла поворота μ инструмента изменение длины контакта более интенсивное.

Аналогичный характер имеют зависимости длины контакта инструмента со стружкой от глубины резания (угла контакта), полученные по известной методике. На графике (рис. 3, б) значения μ относятся только к принудительному вращающимся и невращающимся инструментам. Сравнение результатов опытов, проведенных по известному способу определения длины контакта и предложенному, указывает на совпадение данных (отличия не превышают 3...9%).

С увеличением подачи при всех исследованных видах ротационного резания, а также при невращающемся инструменте длина контакта l_n возрастает (рис. 4 и 3, а), что связано прежде всего с увеличением толщины стружки.

Угол наклона оси вращения ω самовращающегося инструмента на зависимость l_n от μ не влияет (см. рис. 3, а). В то же время угол ω оказывает влияние на характер зависимости l_n от t (см. рис. 3, б), потому что с возрастанием ω при неизменной глубине резания уменьшается угол контакта инструмента с заготовкой и, следовательно, длина контакта.

При обработке экспериментальных данных (рис. 5) получена зависимость

$$l_n = l \sin^x \mu,$$

где l – коэффициент, равный длине контакта при $\mu = 90^\circ$.

Коэффициент l зависит от режимов резания и соответственно для вращающегося и невращающегося инструмента составляет:

$$l = \frac{c_1 S^y l}{(v_r/v)^z l}, \quad l = \frac{c_1 S^y l}{v^z l}.$$

Из представленных зависимостей (см. рис. 2...5) видно, что длина контакта $l_{\text{п}}$ в любых условиях резания при невращающемся инструменте больше, чем при вращающемся. Это можно объяснить увеличением угла схода стружки при вращении инструмента. Длина контакта при различных видах ротационного резания примерно одинакова. Некоторое ее увеличение при резании инструментом с прерывистой режущей кромкой или при разных направлениях векторов скоростей вращения инструмента и движения подачи обусловлено в первом случае наличием утолщений на стружке за счет межзубного пространства

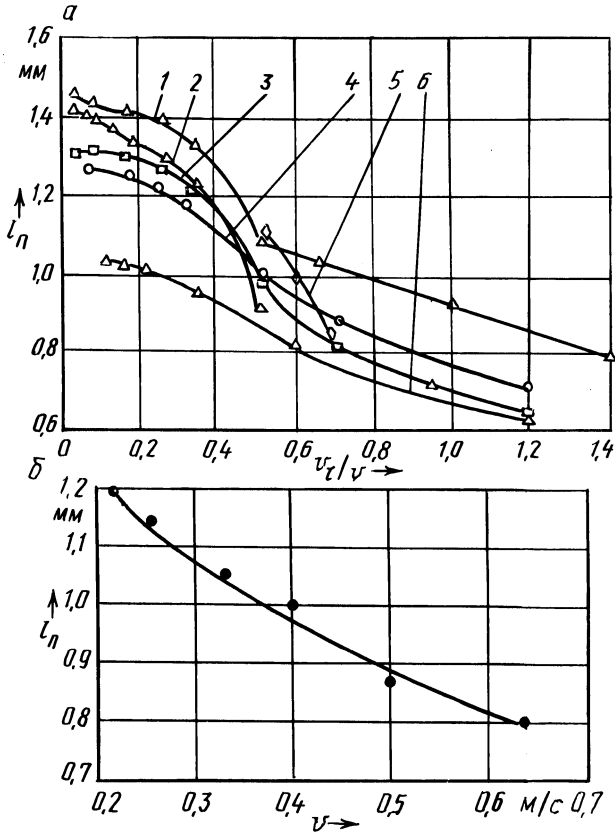


Рис. 2. Зависимость длины контакта инструмента со стружкой (заготовка из стали 50, инструмент из стали Р6М5; $\gamma = 0$, $\alpha = 12^\circ$, $d = 49$ мм, $v = 0,2$ м/с, $S = 0,3$ мм/об, $t = 2$ мм) от:

a – соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки; *b* – скорости вращения заготовки при обработке невращающимся инструментом ($v_t/v = 0$; $t = 1$ мм); *1* – обработка принудительно вращающимся инструментом с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S (\bar{v}_S – вектор скорости движения подачи) и прерывистой режущей кромкой; *2* – то же, $v = 0,5$ м/с; *3* – то же, с разнонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой; *4* – то же, с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой; *5* – самовращающимся с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой; *6* – то же, $t = 1$ мм

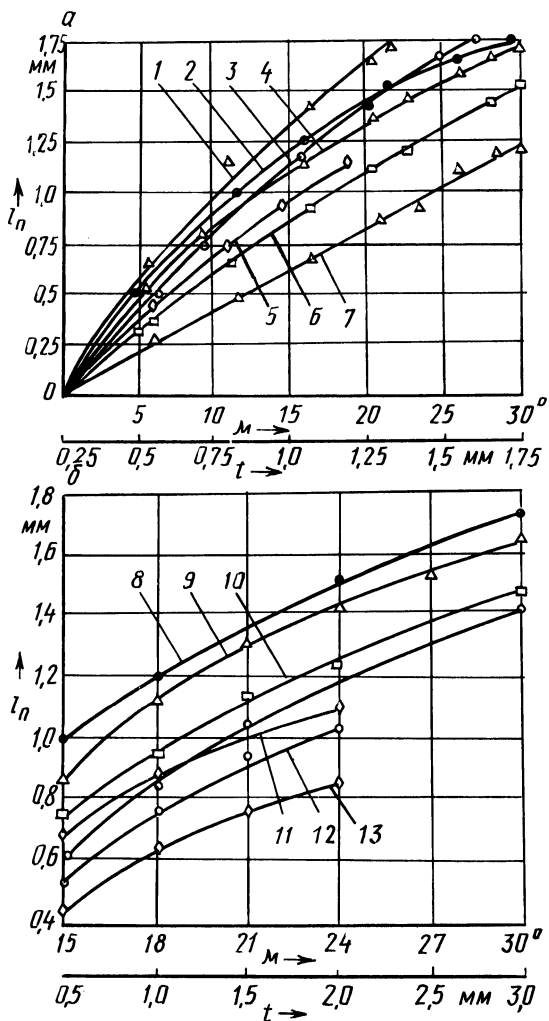


Рис. 3. Зависимость длины контакта инструмента со стружкой от угла поворота инструмента и t (условия обработки по рис. 2), полученная по способам:

a – предложенному; b – известному; 1 – при обработке принудительно вращающимся инструментом с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и прерывистой режущей кромкой, $S = 0,6$ мм/об; 2 – невращающимся; 3 – то же, $S = 0,3$ мм/об; 4 – то же, с непрерывной режущей кромкой; 5 – самовращающимся с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой, $\omega = 135^\circ$; 6 – то же, с разнонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S ; 7 – то же, $S = 0,1$ мм/об; 8 – невращающимся; 9 – принудительно вращающимся с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и прерывистой режущей кромкой; 10 – то же, с разнонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой; 11 – то же, с непрерывной режущей кромкой; 11...13 – самовращающимся с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой соответственно при ω , равной 125, 135 и 145°

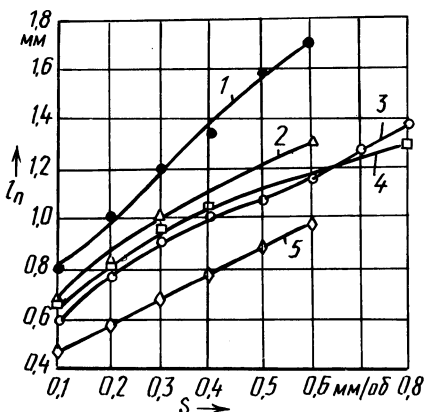


Рис. 4. Зависимость длины контакта инструмента со стружкой от подачи (условия обработки по рис. 2, $t = 1$ мм) при обработке инструментом:

1 – неврещающимся; 2 – принудительно вращающимся с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и прерывистой режущей кромкой; 3 – то же, с непрерывной режущей кромкой; 4 – то же, с разнонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой; 5 – самовращающимся с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой, $\omega = 135^\circ$

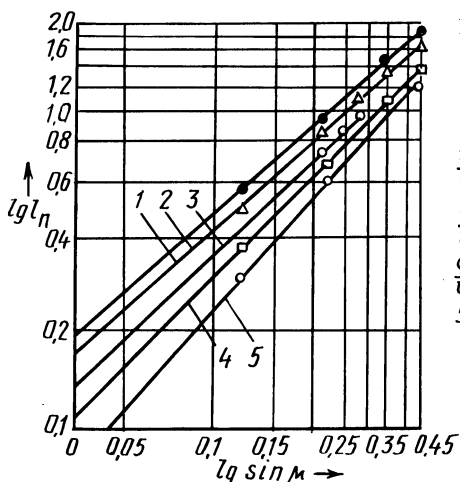


Рис. 5. Зависимость длины контакта инструмента со стружкой от угла поворота инструмента (условия обработки по рис. 2) при обработке инструментом:

1 – неврещающимся; 2 – принудительно вращающимся с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и прерывистой режущей кромкой; 3 – самовращающимся с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой, $\omega = 135^\circ$; 4 – то же, с разнонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой; 5 – то же, с непрерывной режущей кромкой

инструмента, а во втором изменением толщины среза от максимального значения к минимальному.

Длина площадки контакта инструмента с заготовкой по задней грани исследовалась при тех же переменных параметрах, что и длина контакта по передней поверхности. В результате было установлено, что во всех опытах длина контакта по задней грани практически мало изменялась и в большинстве случаев для острозаточенного инструмента принимала значения, близкие к 0,1 мм.

Таким образом, на основании проведенных экспериментальных исследований площадок контакта инструмента со стружкой и обрабатываемой заготовкой можно сделать следующие выводы.

1. Разработанный способ определения зависимости длины контакта от угла поворота инструмента позволяет изучать форму площадок контакта в определенный момент времени и корректировать процесс резания.

2. Зависимость длины контакта от угла поворота ротационного инстру-

мента и подачи обуславливается в основном изменением толщины срезаемого слоя в пределах угла контакта.

3. Длина контакта инструмента со стружкой при вращающемся инструменте на 10...25 % меньше, чем при невращающемся. Если векторы скоростей вращения инструмента и движения подачи направлены в разные стороны, то длина контакта больше, чем при резании с одинаковым их направлением. Это особенно заметно при малых толщинах среза и свидетельствует о преимуществах принудительно вращающегося инструмента перед самовращающимся и невращающимся.

ЛИТЕРАТУРА

1. Новоселов Ю.А., Попок Н.Н. Классификация видов ротационного резания // Машиностроение. – Мн.: Выш. шк., 1983. – Вып. 8. – С. 47–53. 2. А. с. 994115 СССР. Способ определения длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента / В.А. Данилов, В.А. Петров, Н.Н. Попок.

УДК 621.914.1

А.Л. АБУГОВ, И.Л. БАРШАЙ,
Е.Э. ФЕЛЬДШТЕЙН

ФОРМИРОВАНИЕ МИКРОПРОФИЛЯ ЕДИНИЧНОГО СРЕЗА ПРИ ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИИ

С целью изучения процесса иглофрезерования были проведены экспериментальные исследования микрорезания иглой на токарном станке мод.16К20 (рис. 1). Приспособление для крепления иглы 6, состоящее из диска 3, зажи-

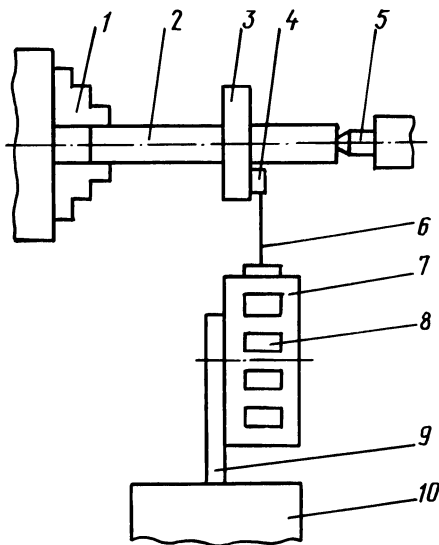


Рис. 1. Схема установки для микрорезания иглой

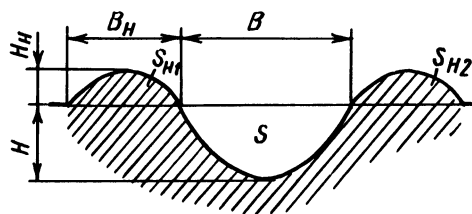
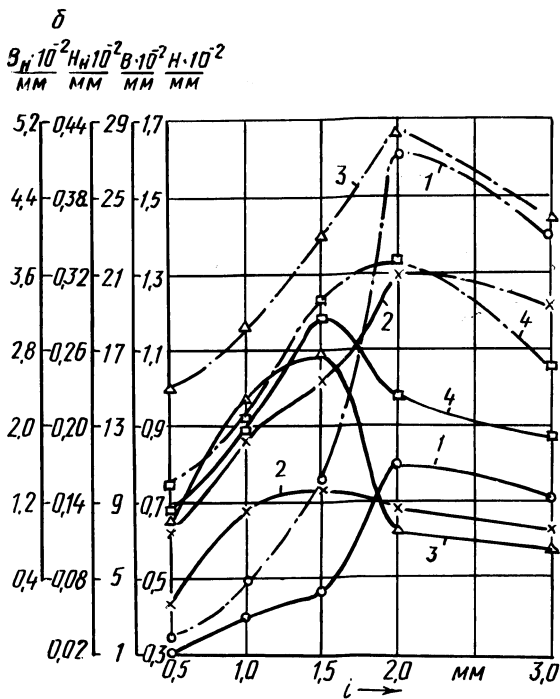
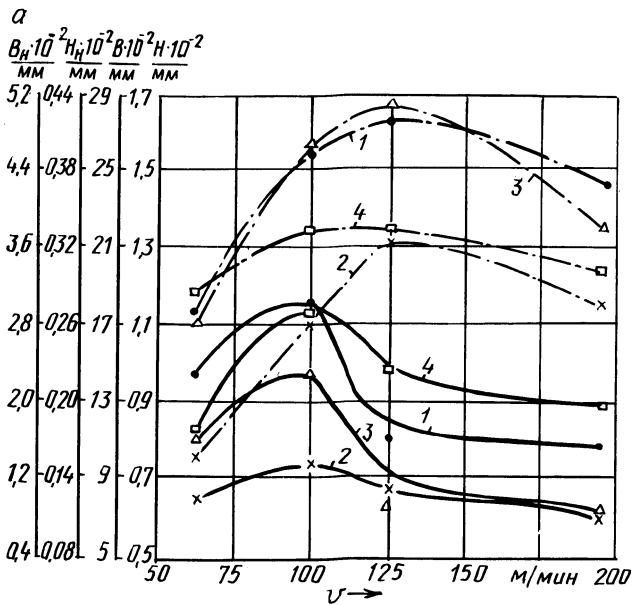


Рис. 2. Микропрофиль единичного среза



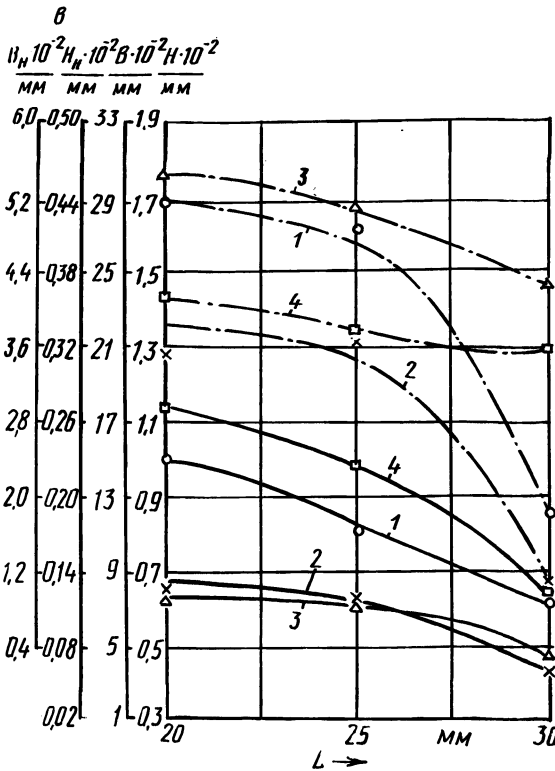


Рис. 3. Зависимость характеристик микропрофиля единичного среза от скорости резания v , натяга i и вылета иглы L :
 а - $i = 2$ мм, $L = 25$ мм;
 б - $v = 125$ м/мин, $L = 25$ мм;
 в - $v = 125$ м/мин, $i = 2$ мм;
 1 - H , 2 - B ; 3 - H_H ; 4 - B_H

ма 4 и оправки 2, закреплялась в патроне 1 с поджатием центром 5 задней бабки станка. Державка 9 с диском 7, на котором закреплялись образцы 8, была установлена на суппорте станка. Образцы изготавливались из Ст10 и стали 45 и перед экспериментами подвергались полированию с целью точного фиксирования параметров микропрофиля единичного среза. Применялась игла из проволоки диаметром 0,9 мм (сталь 65Г).

Микрорезание иглой осуществлялось при различных скоростях резания v , натягах i и вылетах L иглы.

Формирование микропрофиля единичного среза происходит с отделением части деформируемого металла в стружку и образованием навалов по краям среза (рис. 2). Исследовалось влияние режимов резания на параметры микропрофиля единичного среза: глубину H и ширину B среза, высоту H_H и ширину B_H навалов (рис. 3), площади поперечного сечения среза S и навалов S_H (табл. 1). Объем срезаемого металла оценивался с помощью коэффициента стружкообразования [1]

$$K_c = V_c / V_o,$$

где V_c - объем металла, удаляемого в виде стружки; V_o - теоретический объем среза.

Т а б л и ц а 1

Постоянные параметры режима резания	Переменные параметры режима резания	Материал образца					
		Ст10			Сталь 45		
		$S \cdot 10^{-4}$, мм ²	$S_H \cdot 10^{-4}$, мм ²	K_c	$S \cdot 10^{-4}$, мм ²	$S_H \cdot 10^{-4}$, мм ²	K_c
$v = 125$ м/мин, $L = 25$ мм	i , мм						
	0,5	2,3	0,322	0,860	1,1	0,137	0,875
	1,0	4,7	0,674	0,856	3,1	0,422	0,864
	1,5	6,8	1,275	0,812	4,6	0,858	0,813
	2,0	17,5	1,568	0,91	4,7	0,241	0,949
	3,0	17	1,350	0,92	3,9	0,189	0,951
$i = 2$ мм, $L = 25$ мм	v , м/мин						
	63	9	0,819	0,909	4,8	0,293	0,939
	100	15,5	1,46	0,906	7,5	0,664	0,911
	125	17,5	1,568	0,91	4,7	0,241	0,949
	197	15,8	1,105	0,93	4,5	0,158	0,965
$v = 125$ м/мин, $i = 2$ мм	L , мм						
	20	19,1	2,092	0,89	4,4	0,448	0,898
	25	17,5	1,568	0,91	4,7	0,241	0,949
	30	9,5	1,118	0,882	1,1	0,105	0,904

Учитывая трудность установления указанных объемов, коэффициент K_c определяют через коэффициент пластической деформации: $K_{II} = 1 - K_c$ [2]. В свою очередь $K_{II} = S_H / S$. Тогда $K_c = 1 - S_H / S$ ($S_H = S_{H1} + S_{H2}$).

Определение параметров микропрофиля среза осуществлялось по профилограммам, снятым на профилографе-профилометре мод. ПП-252. Анализ полученных результатов показал, что параметры микропрофиля единичного среза на Ст10 больше, чем на менее пластичной стали 45 (на рис.3 графики, относящиеся к стали 45, изображены сплошной линией, к стали Ст10 — штрихпунктирной). Однако характер изменения параметров микропрофиля с изменением режимов резания общий для различных сталей. С увеличением скорости резания указанные выше параметры микропрофиля первоначально растут и одновременно снижается коэффициент K_c (рис. 3, а). Такой характер зависимостей объясняется тем, что в результате повышения температуры в зоне контакта иглы и срезаемого слоя происходит разупрочнение поверхности металла, что приводит к увеличению внедрения иглы с одновременным ростом пластического отгеснения металла по краям среза. При дальнейшем увеличении скорости резания параметры микропрофиля среза снижаются, а коэффициент стружкообразования растет. Это объясняется увеличением упругих отжатый иглы, приводящих к снижению ее внедрения, наряду с увеличением интенсивности процесса хрупкого разрушения металла при микрорезании.

При увеличении натяга иглы параметры микропрофиля единичного среза первоначально возрастают в результате влияния на иглу радиальной составляющей силы резания. Дальнейшее повышение натяга приводит к преобладающему росту тангенциальной составляющей силы резания вследствие увеличе-

ния упругих отжатий иглы, что обуславливает снижение параметров микропрофиля единичного среза. Изменение коэффициента стружкообразования (табл. 1) обусловлено изменением интенсивности пластического деформирования при микрорезании.

Увеличение вылета иглы приводит к снижению параметров микропрофиля единичного среза в связи с повышением упругих отжатий иглы.

Таким образом, установлены основные зависимости формирования микропрофиля единичного среза. Это дает возможность более целенаправленно подходить к формированию качества обработанной поверхности при иглофрезеровании.

ЛИТЕРАТУРА

1. Богомолов Н.И. Исследование деформации металла при абразивных процессах под действием единичного зерна / Тр. ВНИИАШ. — Л.: Машиностроение, 1968. — №7. — С. 74–87. 2. Мартынов А.Н. Основы метода обработки деталей свободным абразивом, уплотненным инерционными силами. — Саратов: Изд-во СГУ, 1981. — 212 с.

УДК 621.923

И.А. КИРПИЧЕНКО, Г.В. ТИЛИГУЗОВ,
Е.С. ЯЦУРА, М.П. ЛОБКОВА

УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ПРЕЦИЗИОННОГО ПЛОСКОГО ШЛИФОВАНИЯ ПО ДИНАМИЧЕСКИМ ХАРАКТЕРИСТИКАМ

Характер полигармонических колебаний определяет качество обрабатываемых поверхностей деталей машин. Анализ многофакторных регрессионных зависимостей [1], описывающих взаимосвязь мгновенных характеристик процесса плоского шлифования деталей периферией круга и параметров системы СПИД, подтвердил предполагаемую независимость динамического состояния станочной системы от режима обработки на заключительных проходах выполняемой операции, что затрудняет управление точностью прошлифованных поверхностей за счет варьирования значений элементов режима. Данное обстоятельство обуславливает необходимость коррекции детерминированного спектра колебаний формообразующих узлов на заключительных проходах прецизионного шлифования.

Мгновенное сечение снимаемого слоя при шлифовании определяется [2] отношением объема металла, снимаемого за определенный промежуток времени, к фактической площади поверхности, шлифуемой за это же время. В соответствии со схемой, приведенной на рис. 1, объем металла Q_k , снимаемого за промежуток времени τ при радиусе шлифовального круга R , продольной подаче $S_{пр}$ и глубине резания t с учетом виброскорости v_a относительных колебаний линии контакта круга с деталью в направлении оси OY , будет равен произведению площади фигуры $ABCD$ и поперечной подачи S :

$$Q_k = [t + R \left(\frac{1}{\sqrt{1 + (v_a/S_{пр})^2}} - 1 \right)] S_{пр} S \tau. \quad (1)$$

При отсутствии каких-либо возмущающих воздействий, вызывающих колебания линии контакта абразивного круга и детали, выражение для расчета объема снимаемого металла Q_H за тот же промежуток времени τ будет иметь вид

$$Q_H = tS_{пр}S\tau \quad (2)$$

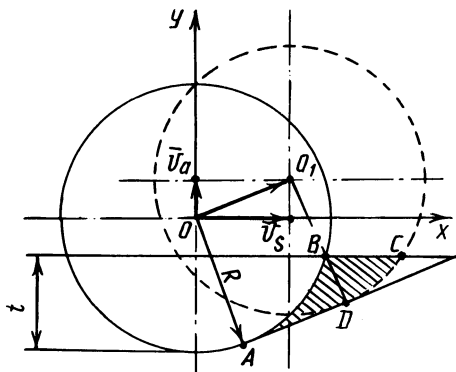


Рис. 1. Схема съема металла при плоском шлифовании периферией круга

Как следует из сопоставления правых частей выражений (1) и (2), колебания системы СПИД приводят к непостоянству объема снимаемого металла, т. е. к невыполнению на заключительном этапе шлифования условия

$$Q_K = Q_H = \text{const.} \quad (3)$$

Выполнение данного условия может быть обеспечено за счет варьирования $S_{пр}$, которую можно представить в виде суммы постоянной $S_{пр}$ и переменной $\Delta S_{пр}$ (регулируемой) составляющих. Тогда с учетом выбранного регулируемого параметра выражение (1) может быть представлено в виде

$$Q_K = [t + R \left(\frac{1}{\left[1 + \left(\frac{v_a}{S_{пр} + \Delta S_{пр}}\right)\right]^{-1/2}} - 1 \right)] (S_{пр} + \Delta S_{пр}) S \tau. \quad (4)$$

После подстановки выражений (2) и (4) в равенство (3) и последующих преобразований получается следующая зависимость для расчета приращения продольной подачи $\Delta S_{пр}$, обеспечивающей постоянство объема снимаемого металла на финишных проходах плоского шлифования периферией круга:

$$\Delta S_{пр} = 0,5v_a^2 R / (tS_{пр}). \quad (5)$$

Экспериментальная проверка эффективности и целесообразности промышленного использования предлагаемого метода управления процессом осу-

ществлялась при однопроходном шлифовании образцов из закаленной стали 45 на станке мод. ЗЕ711Е. Условия проверки охватывали весь диапазон режима обработки на станках указанной модели. Информация об относительных колебаниях формообразующих узлов станка на заключительных проходах шлифования в аналоговой форме, получаемая с помощью оригинальных индуктивных преобразователей малых перемещений в комплексе с усилителем

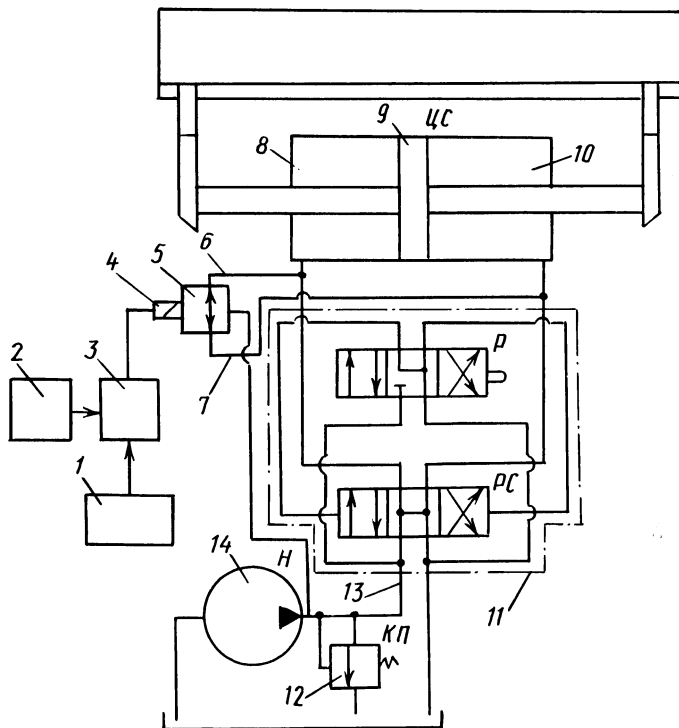


Рис. 2. Схема системы возбуждения колебаний продольных перемещений стола станка при плоском шлифовании

8АНЧ-7М, регистрировалась на шлейфовом осциллографе Н-117. Последующей процедурой обработки данных по каждой реализации случайного колебательного процесса предусматривалось преобразование информации из аналоговой формы в дискретную на полуавтоматическом преобразователе каротажных диаграмм мод. Ф001, согласование ее и ввод для спектрального анализа в ЭВМ ЕС 1035.

Расчет соответствующего приращения продольной подачи выполнялся для следующих значений величин, входящих в зависимость (5): $S_{пр} = 30$ м/мин, $t = 30$ мкм, $R = 125$ мм и $v_a = 28 \cdot 10^{-5}$ м/с. Приращение продольной подачи $\Delta S_{пр} = 33 \cdot 10^{-5}$ м/с обеспечивалось с помощью системы возбуждения колебаний продольного перемещения (рис. 2).

Подводная магистраль 6 электрогидравлического усилителя 5 типа УЭГ.Г-32 связана с полостью 8 приводного гидроцилиндра 9 стола станка. Сливная магистраль 7 соединена с полостью 10 гидроцилиндра, поэтому в периоды попутного шлифования деталей полость 8 гидроцилиндра является напорной, а полость 10 – сливной.

Управление электрогидравлическим усилителем 5 осуществляется по магистрали 13, связывающей насосную установку 14 станка с его гидрпанелью подачи 11. Давление в сети управления зависит от настройки переливного клапана 12 гидросистемы. Подача синусоидальных сигналов управления на электромеханический преобразователь 4 усилителя 5 осуществляется с помощью генератора колебаний 2 типа Г5-26, связанного с одним из входов усилителя 3 типа УН-М-2. Другой вход усилителя для обеспечения непрерывного дросселирования масла через золотник электрогидравлического усилителя 5 связан с источником тока 1, подающим сигнал постоянного уровня на электромеханический преобразователь 4. Закон изменения скорости продольного перемещения стола станка с обрабатываемым изделием соблюдается за счет изменения расхода масла в полостях 8 и 10 гидроцилиндра 9 привода стола станка, обеспечиваемого золотником усилителя 5.

Как показали результаты экспериментальной проверки, использование предлагаемого способа управления процессом обработки обеспечивает снижение дисперсии волны шлифованной поверхности в среднем в 1,4 раза. Полученные результаты хорошо согласуются с характером распределения дисперсий относительных колебаний формообразующих узлов на заключительных проходах шлифования (рис. 3). Значения составляющих дисперсий приведены в табл. 1.

Коррекция динамического состояния станочной системы обеспечивает снижение всех составляющих дисперсий относительных колебаний. Интенсивность снижения составляющих зависит от частоты колебаний. Так, на частоте

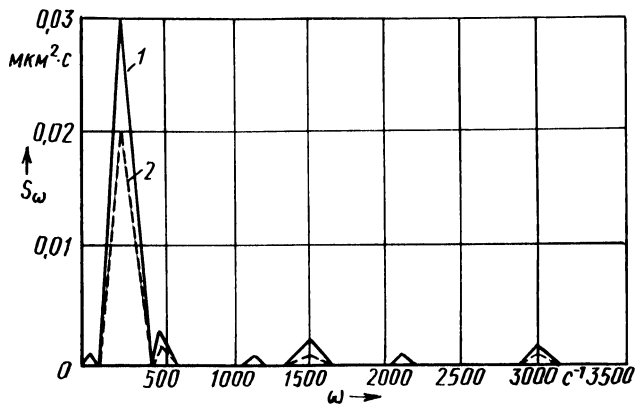


Рис. 3. Спектр относительных колебаний шпинделя и стола станка при $v = 30$ м/мин, $t = 30$ мкм, $R = 125$ мм, $v_a = 28 \cdot 10^{-5}$ м/с:

1 – обычное однопроводное плоское шлифование; 2 – шлифование с управлением динамическими характеристиками

Шлифование	Дисперсия колебаний, мкм^2 , при частоте (Гц)						
	19	44	76	170	240	333	480
Обычное плоское	0,003	0,699	0,01	0,005	0,057	0,004	0,02
С управлением динамическими характеристиками процесса	—	0,436	0,006	—	0,029	—	0,008

44 Гц (частота вращения шпинделя) наблюдается снижение дисперсии в 1,6 раза, а на частотах 240 Гц (первая форма изгибных колебаний шпинделя станка мод. ЗЕ711В) и 480 Гц (вторая форма изгибных колебаний шпинделя) — соответственно в 2 и 2,5 раза. Снижение доли высокочастотных составляющих (частоты от 150 до 500 Гц) в суммарном спектре относительных колебаний вызывает существенное уменьшение параметров шероховатости обработанных поверхностей, что обусловлено перераспределением силового, температурного и геометрических факторов в процессе шлифования с коррекцией динамического состояния станочной системы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Припыльский В.И., Яцура Е.С., Тилигузов Г.В. Исследование влияния динамических характеристик СПИД на формирование геометрии поверхности при шлифовании // Машиностроение. — Мн.: Выш. шк. 1983. — Вып. 8. — С. 29–33. 2. Михелькевич В.Н. Автоматическое управление шлифованием. — М.: Машиностроение, 1975. — 304 с.

УДК 621.924.93

В.А. СКРЯБИН, О.Ф. ПШЕНИЧНЫЙ

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА МИКРОРЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ УПЛОТНЕННЫМ СЛОЕМ НЕЗАКРЕПЛЕННОГО АБРАЗИВА

Моделирование процесса отделения материала при обработке деталей уплотненным слоем незакрепленного абразива связано со значительными трудностями. Это в первую очередь определяется многообразием форм абразивных частиц, а также сложностью формы их поверхности. В первом приближении форма частиц абразива может быть принята в виде эллипсоида вращения, на поверхности которого в виде прерывистых кольцевых выступов располагаются микронеровности с имеющимися на них субмикронеровностями [1].

При обработке поверхностей детали незакрепленным абразивом зерно воздействует на ее поверхность своими микронеровностями. Условно на эллипсоидном пятне контакта (рис. 1) с размерами полуосей a_1 , c_1 имеется

n_M следов контакта микронеровностей со средним шагом t_M вдоль оси X . Количество следов контакта может быть определено в соответствии с [1]:

$$n_M = \frac{2a_1}{t_M} = \frac{2a}{t_M} \sqrt{1 - \left(\frac{c-h_c}{c}\right)^2},$$

где h_c — глубина внедрения зерна в поверхность детали.

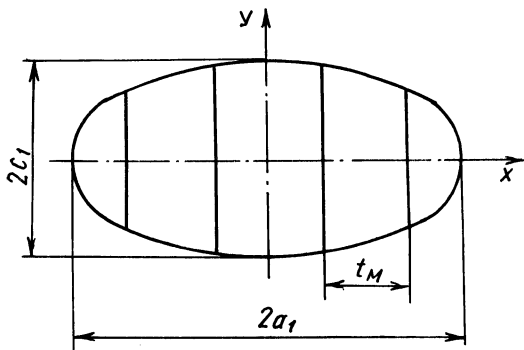


Рис. 1. Схема для определения площади контактов абразивного зерна с поверхностью детали

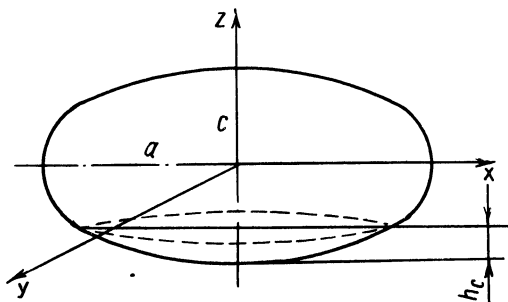


Рис. 2. Схема внедрения абразивного зерна в поверхность детали

Общая площадь контакта микронеровностей зерна с обрабатываемой поверхностью может быть представлена как сумма площадей контакта усеченной призмы. Суммарная длина всех следов контакта радиусом ρ и длиной l_i в пределах эллипса отпечатка $a_1 \times c_1$ [1, 2]

$$l_0 = \sum_{i=1}^{n_M} l_i K_n,$$

где K_n коэффициент прерывистости микронеровностей.

В первом приближении можно принять $K_n = 0,5$. Площадь эллипсоида вращения (рис. 2) определяется известной зависимостью

$$S = 2\pi \int_{-a}^a z \sqrt{1 + (z')^2} dx = 4\pi \int_0^a z \sqrt{z^2 + (z')^2} dx. \quad (1)$$

Используя уравнение эллипса $x^2/a^2 + z^2/c^2 = 1$ (при $a > c$), производим дифференцирование по x общих частей этого уравнения, в результате чего определяем

$$zz' = \frac{c^2}{a^2} x.$$

Из уравнения эллипса следует, что

$$z^2 = c^2 - \frac{c^2}{a^2} x^2.$$

Подставляя z^2 и zz' в формулу (1), получим

$$\begin{aligned} S &= \frac{4\pi c}{a} \int_0^a \sqrt{a^2 - \frac{a^2 - c^2}{a^2} x^2} dx = \\ &= \frac{4\pi c}{a} \int_0^a \sqrt{a^2 - \epsilon^2 x^2} dx, \end{aligned} \quad (2)$$

где ϵ – эксцентриситет эллипсоида, $\epsilon = \sqrt{(a^2 - c^2)/a}$.

Используя параметрическое задание функций, получим: $ex = a \sin t$; $edx = a \cos t dt$; $t_1 = 0$ при $x = 0$; $t_2 = \arcsin \epsilon$ при $x = a$.

Преобразуем выражение (2) к виду

$$\begin{aligned} S &= \frac{4\pi c}{a} \int_0^{t_2} \sqrt{a^2 - a^2 \sin^2 t} \frac{a}{\epsilon} \cos t dt = \frac{4\pi ca}{\epsilon} \int_0^{t_2} \cos^2 t dt = \\ &= \frac{2\pi ca}{\epsilon} \int_0^{t_2} (1 + \cos 2t) dt = \frac{2\pi ca}{\epsilon} \left(t + \frac{1}{2} \sin 2t \right) \Big|_0^{t_2}. \end{aligned}$$

Окончательно получим

$$S = 2\pi c \left(c + \frac{a}{\epsilon} \arcsin \epsilon \right).$$

Единичную микронеровность поверхности абразивного зерна можно представить в виде усеченной призмы (рис. 3) с радиусом округления ρ [2].

Задавая $\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma = -50^\circ$, $\beta_1 = \beta_2 = \beta = 76^\circ$, а также параметрами усредненной ширины и высоты микрорельефа ($b = 10$ мкм, $h = 4$ мкм) в соответствии с [2, 3], получаем $l'_m = l_m = 0,47$ мкм, $\rho_{m.т} = 0,298$ мкм. Расхождение между средним теоретическим значением $\rho_{m.т}$ и средним экспериментальным $\rho_{m.э} = 0,3$ мкм незначительное, что указывает на достаточную точность предложенной методики расчета теоретических параметров микрорельефа.

В работе [1] показано, что при давлениях инерционно уплотненного абразивного бруска на обрабатываемую поверхность $p_{уд} = (7,74...15,48) \cdot 10^{-2}$ МПа микрорезание гладкой абразивной частицей невозможно, так как отношение динамической глубины внедрения абразивного зерна $h_{д}$ к радиусу его кривизны намного меньше 0,02, т. е. условие микрорезания в соответствии с [4] не соблюдается.

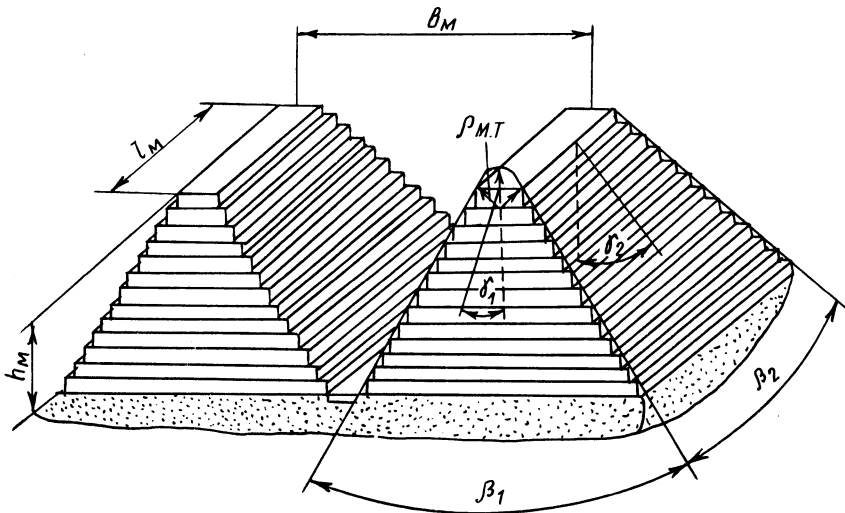


Рис. 3. Геометрическая модель единичных выступов микрорельефа абразивного зерна

Исследованиями [2, 3] установлено, что разрушение металла носит преимущественно хрупкий характер с преобладанием процесса микрорезания.

Отделение металла при контактировании абразивных частиц с поверхностью детали возможно, когда относительное внедрение микронеровностей (h_d/ρ_m) достаточно. В соответствии с работой [4] микрорезание стабильно обеспечивается во всех случаях, когда $h_d/\rho_m \geq 1$.

Данные для определения возможности микрорезания образцов из различных материалов абразивными частицами 14A125 при нагрузках $P = (44...120) \cdot 10^{-2}$ Н приведены в табл. 1.

Т а б л и ц а 1

Материал образца	Нагрузки на зерно $P \cdot 10^{-2}$, Н	Глубина внедрения зерна h_d , мм	Отношение $h_d/\rho_{m.э}$
Закаленная сталь У10А	44	0,328	1,093
	64	0,416	1,386
	94	0,49	1,633
	120	0,54	1,8
Отожженная сталь У10А	44	0,35	1,167
	64	0,46	1,533
	94	0,54	1,8
	120	0,64	2,133
Алюминиевый сплав Д16	44	0,4	1,333
	64	0,52	1,733
	94	0,64	2,133
	120	0,89	2,967

Таким образом, во всех рассмотренных в таблице случаях выполняются условия, необходимые для стабильного стружкообразования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шестопал Ю.Т., Скрябин В.А. Условия микрорезания при обработке деталей уплотненным слоем свободного абразива // Алмазная и абразивная обработка деталей машин и инструмента: Межвуз. сб. науч. тр. – Пенза: Пензен. политехн. ин-т, 1980. – Вып. 9. – С. 77–81. 2. Скрябин В.А. Повышение эффективности процесса микрорезания при обработке поверхностей деталей абразивом, уплотненным инерционными силами: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Мн., 1984. – 16 с. 3. Мартынов А.Н. Основы метода обработки деталей свободным абразивом, уплотненным инерционными силами. – Саратов: Изд-во СТУ, 1981. – 212 с. 4. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 318 с.

УДК 621.923.7:621.921.047.7

**В.Н. ЧАЧИН, Е.Я. ГОЛОВКИНА,
А.С. ЛАЗАРЕВ, Л.И. БОНДАРЕНКО**

МОДЕЛИРОВАНИЕ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОГО ПОЛИРОВАНИЯ

В большинстве работ, посвященных моделированию процесса магнитно-абразивной обработки (МАО), затрагиваются отдельные вопросы: расположения керметов в рабочей зоне, структурно-напряженного состояния материала обрабатываемой поверхности, влияния режимов обработки на качество поверхности и т. п. [1–4]. Первое комплексное моделирование операции МАО выполнено Ф.Ю. Сакулевичем [1]. Его концепция основана на том, что динамика и напряженное состояние рабочей зоны при магнитно-абразивной обработке полностью определяются электромагнитным полем. С этим утверждением трудно согласиться, так как эффективное ведение процесса невозможно без применения смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ).

Проведенные нами исследования показали, что физические свойства охлаждающей жидкости оказывают влияние на интенсивность перемещения керметов в рабочем зазоре и параметры шероховатости поверхности обработанной детали. Влияние СОЖ на процесс магнитно-абразивной обработки возрастает при увеличении габаритов обрабатываемых деталей.

Чтобы выявить закономерности влияния магнитных и гидродинамических полей в рабочем зазоре на производительность обработки и качество поверхности деталей, исследовались перемещения керметов под действием полей обоих типов.

В основу физической модели технологии МАО положены следующие закономерности, правомерность которых подтверждена теоретически и экспериментально в работах [5, 6]:

1) ориентация абразивной частицы и усилие ее прижима к обрабатываемой детали определяются электромагнитным полем, а значит, описываются уравнениями Максвелла. Частица ориентируется по силовым линиям магнитного поля;

2) поведение жидкости определяется законами гидродинамики, а керметы перемещаются по линиям тока жидкости;

3) качество обработки поверхности детали определяется взаимодействием электромагнитных и гидродинамических полей. В случае преобладания гидродинамического фактора осуществляется процесс выглаживания, а электромагнитного – процесс резания.

Система уравнений, описывающих технологический процесс MAO, включает:

уравнения Максвелла

$$\nabla \vec{B} = 0, \quad (1)$$

$$\nabla \times \vec{E} = - \frac{\partial \vec{B}}{\partial t}, \quad (2)$$

$$\nabla \vec{E} = \rho_l / K_0, \quad (3)$$

$$\vec{j} = \frac{1}{\mu_0} \nabla \times \vec{B}; \quad (4)$$

уравнения сохранения массы, движения, энергии и индукции

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla (\rho \vec{v}) = 0, \quad (5)$$

$$\rho \frac{D\vec{v}}{Dt} + \nabla p = \vec{j} \times \vec{B} + \vec{\psi}, \quad (6)$$

$$\rho \frac{De}{Dt} = p \nabla \vec{v} - \phi + \nabla (k \nabla T) + \frac{(\nabla \times \vec{B})}{\mu_0 \sigma}, \quad (7)$$

$$\frac{D\vec{B}}{Dt} = \nabla \times (\vec{v} \times \vec{B}) - \frac{1}{\mu_0} \times \frac{\nabla \times \vec{B}}{\sigma} - \nabla \times \left[\frac{\beta}{\mu_0} (\nabla \times \vec{B}) \times \vec{B} \right], \quad (8)$$

где $\phi = \frac{2}{3} \eta (\nabla \vec{v})^2 - \eta [\nabla^2 (v)^2 - (\nabla \times \vec{v})^2 - 2\vec{v} \nabla^2 \vec{v}]$.

В приведенных уравнениях приняты следующие обозначения: \vec{B} – индукция магнитного поля; \vec{E} – напряженность электрического поля; t – время; ρ_l – плотность зарядов; K_0 – диэлектрическая проницаемость вакуума; μ_0 – магнитная проницаемость вакуума; \vec{j} – вектор плотности тока проводимости; ρ , \vec{v} , η , T – плотность, скорость, вязкость и температура рабочей среды (СОЖ + керметы); p – гидростатическое давление; $\vec{\psi}$ – сила сопротивления движению жидкости; e – сумма внутренней и тепловой энергии на единицу массы детали; σ – электропроводность рабочей жидкости; β – постоянная Холла; k – теплопроводность среды; $D/(Dt)$ – субстанциональная производная [7].

Уравнения (1)...(8) полностью описывают технологический процесс MAO в предположении отсутствия ударных волн, появление которых практически

невозможно, поскольку описываются медленные течения жидкости. Для решения системы уравнений разработан и реализован на ЭВМ алгоритм, предложенный в работе [8]. В качестве исходных данных при проведении расчетов использовались параметры технологического процесса MAO валков диаметром 400 и длиной 2000 мм на установке с четырьмя полюсными наконечниками [9].

На рис. 1 показано изменение функции тока рабочей среды в зависимости от ее вязкости, свидетельствующее о наличии замкнутых вихрей, которые обеспечивают постоянную циркуляцию керметов. О перемещении керметов, названном "кипением" среды, упоминается и в работе [1]. Полученные теоретические результаты свидетельствуют о наличии в рабочем зазоре вихрей Тейлора [5], возникновение которых обусловлено свойствами рабочей среды (вязкость, плотность и др.), параметрами ведения процесса (рабочий зазор, линейная скорость вращения барабана, параметры магнитного поля и состояние поверхности детали). Ферромагнитные абразивные частицы движутся вдоль линий тока перпендикулярно к магнитным силовым линиям. Их циркуляция обеспечивается автоматически, а ее интенсивность и количество вихрей зависят от параметров технологического процесса и свойств рабочей жидкости. При некоторых условиях возникает неустойчивость большого вихря (рис. 1, а), его разрушение (деление) и образование новой структуры течения (рис. 1, б, в).

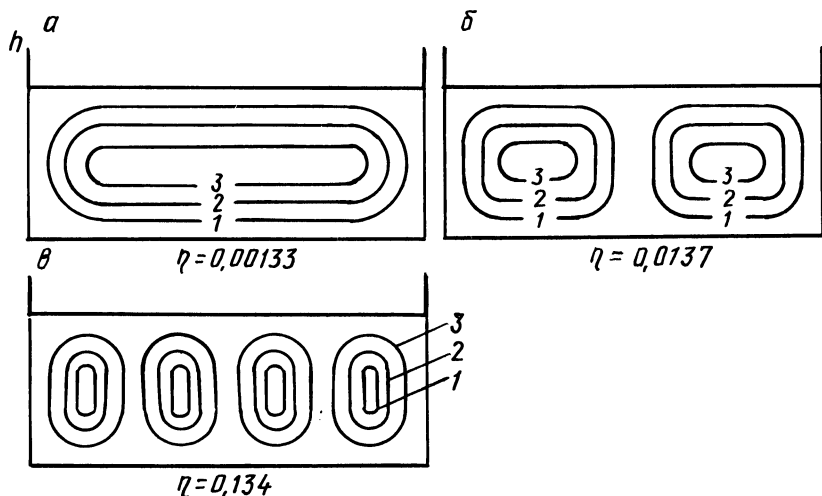


Рис. 1. Изменение функции тока рабочей среды в зависимости от вязкости рабочей среды: 1 - $4,8 \cdot 10^{-8}$; 2 - $1,3 \cdot 10^{-6}$; 3 - $2,4 \cdot 10^{-5}$

Таким образом, наряду с v_θ , h , R , \vec{E} , \vec{B} (v_θ — линейная скорость заготовки, h — рабочий зазор, R — радиус детали) управляемыми параметрами системы являются также η и ρ . Оптимизация операции может быть только дискретно-непрерывной, т. е. для каждой новой структуры набор v_θ , h , R , η , ρ , \vec{E} , \vec{B} и параметров, характеризующих состояние обрабатываемой дета-

ли, определяется заново. Система оптимизации должна быть двухуровневой: верхний — определение связи между гидродинамическими характеристиками η и ρ и геометрическими размерами элементов оборудования и обрабатываемой детали; нижний — определение оптимальных значений управляемых параметров для заданной структуры течения жидкости (количество замкнутых вихрей). Отсюда, в частности, следует, что при изменении одного из параметров (высоты микронеровностей поверхности, структуры материала, биения детали и др.) эффективность процесса резко снижается. Поэтому в производственной практике необходимо обеспечить стабильность физико-механических свойств, макро- и микрогеометрических характеристик обрабатываемой детали. Правомерность этого вывода подтверждается практикой.

Таким образом, физические свойства СОЖ наряду с электромагнитным полем определяют динамику перемещения керметов в рабочем зазоре и качество обрабатываемой поверхности. Заданный оптимальный набор управляемых параметров процесса MAO обеспечивает соответствующее качество поверхности детали. Необходимо управлять технологией обработки путем одновременного изменения всех параметров процесса MAO.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сакулевич Ф.Ю. Основы магнитно-абразивной обработки. — Мн.: Наука и техника, 1981. — 273 с.
2. Барон Ю.М. Технология магнитно-абразивной обработки. — Л.: Машиностроение, 1975. — 128 с.
3. Березуб В.Н. и др. Исследование процессов шлифования крупногабаритных листов переменного сечения // Самолетостроение и техника воздуш. флота. — Харьков: Харьков. гос. ун-т, 1967. — Вып. 9. — С. 125–132.
4. Коновалов Е.Г., Сакулевич Ф.Ю. Основы электроферромагнитной обработки. — Мн.: Наука и техника, 1979. — 272 с.
5. Дж. М. Томсон. Неустойчивости и катастрофы в науке и технике. — М.: Мир, 1985. — 255 с.
6. Чжань, Бенерджи. Численное моделирование трехмерных ячейковых вихрей в замкнутых полостях с твердыми непроницаемыми стенками // Конструирование и технология машиностроения. — М.: Мир, 1979. — № 2. — С. 52–57.
7. Жукаускас А.А. Конвективный перенос в теплообменниках. — М.: Наука, 1982. — 471 с.
8. Алалыкин Г.Б., Годунов С.К., Киреева И.Л., Плинер Л.А. Решение одномерных задач газовой динамики в подвижных сетках. — М.: Наука, 1970. — 186 с.
9. Бондаренко Л.И. Исследование и разработка технологического процесса изготовления крупногабаритных тонкостенных валов с низкой шероховатостью поверхности: Дис. ... канд. техн. наук. — Мн., 1983. — 165 с.

УДК 621.923.9

Е.Я. ГОЛОВКИНА, С.Н. ТЕРЕХОВ,
Ю.В. СИНЬКЕВИЧ, О.И. АВСЕЕВИЧ

МЕТОД ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОГО ПОЛИРОВАНИЯ МЕТАЛЛОВ

Технология электроимпульсного полирования основана на использовании импульсных электрических разрядов, возникающих вдоль всей поверхности обрабатываемого изделия, погруженного в электролит (рис. 1). Ее отличие от обычного электрохимического процесса полирования состоит в том, что около поверхности детали возникает парогазовая оболочка, имеющая по сравнению с электролитом повышенное электрическое и тепловое сопротивление. Совместное воздействие на поверхность детали химически активной среды и электри-

ческих разрядов позволяет за 1...3 мин производить электроимпульсное полирование изделий с использованием в качестве электролита нетоксичных бескислотных растворов.

При полировании деталей из различных сталей за 1...3 мин параметр шероховатости снижается с $Ra = 1...0,5$ мкм до $Ra = 0,16...0,08$ мкм. При увеличении продолжительности обработки до 4...6 мин Ra достигает значений 0,125...0,04 мкм.

Высокая эффективность воздействия на обрабатываемые поверхности позволяет использовать разработанную технологию по трем основным направлениям: размерная обработка прецизионных деталей; декоративное полирование сложнопрофильных поверхностей; подготовка поверхностей деталей под последующее нанесение различных покрытий.

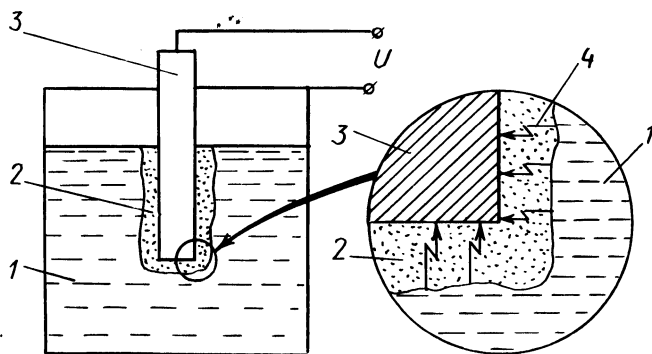


Рис. 1. Схема электроимпульсного полирования:

1 – электролит; 2 – парогазовая оболочка; 3 – обрабатываемая деталь; 4 – электрический разряд

Высокая производительность процесса, успешное удаление загрязнений как органических, так и минеральных без дополнительного силового воздействия на обрабатываемое изделие обеспечивают значительные преимущества электроимпульсному полированию по сравнению с другими методами. Полированные поверхности отличаются низкими параметрами шероховатости и высокой отражательной способностью, не имеют рисок, царапин, прижогов и других тепловых дефектов. На краях полируемых деталей исчезают заусенцы и притушаются острые кромки.

Для обеспечения высокого качества полирования необходимо в рабочей зоне поддерживать температуру электролита в заданных пределах за счет его прокачки через рабочую зону. Поэтому необходимо вывести зависимость для определения расхода электролита.

Подведенную в рабочую зону мощность можно определить из выражения

$$P = UI,$$

где U – рабочее напряжение; I – рабочий ток.

Электрическая энергия при электроимпульсном полировании расходуется на нагрев электролита, образование пара в парогазовой оболочке и в элект-

рохимических процессах. Однако основные затраты мощности источника питания приходится на нагрев электролита. Поэтому при выводе зависимости расхода электролита через рабочую зону было принято допущение, что электрическая энергия, отдаваемая источником питания, полностью переходит во внутреннюю энергию электролита:

$$P = \frac{dQ}{d\tau},$$

где dQ – количество теплоты, выделившейся за время $d\tau$.

В соответствии с уравнением теплового баланса

$$dQ = dm c (t_2 - t_1),$$

где dm – элементарная масса электролита; c – удельная теплоемкость электролита; t_1, t_2 – температура электролита соответственно на входе в рабочую зону и на выходе из нее.

Элементарная масса электролита может быть определена по формуле

$$dm = \rho dV,$$

где ρ – плотность электролита; dV – элементарный объем электролита.

Выполнив необходимые преобразования, получим выражение для определения расхода электролита через рабочую зону:

$$\frac{dV}{d\tau} = \frac{UI}{\rho c (t_2 - t_1)} \quad (1)$$

На основании произведенных расчетов для различных перепадов температуры электролита ($\Delta t = t_2 - t_1$) построена зависимость расхода электролита от подведенной к рабочей зоне мощности (рис. 2).

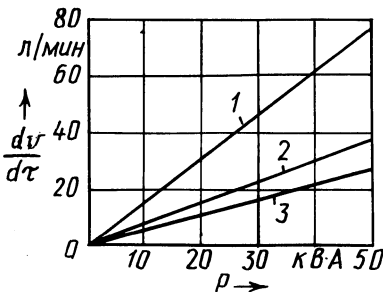


Рис. 2. Зависимость расхода электролита от подведенной к рабочей зоне мощности:

1 – $\Delta t = 10^\circ\text{C}$; 2 – $\Delta t = 20^\circ\text{C}$;
3 – $\Delta t = 30^\circ\text{C}$

Рассчитанные по формуле (1) расходы электролита являются максимальными. В реальной конструкции перепад температуры электролита при расчетном расходе будет меньше заданного значения. Это обусловлено тем, что часть подведенной к рабочей зоне мощности теряется в результате теплообмена электролита с внешней средой и зависит от конкретной конструкции рабочей зоны модуля обработки. С учетом этого выражение (1) примет вид

$$\frac{dV}{d\tau} = \frac{kUI}{\rho c \Delta t},$$

где k — коэффициент пропорциональности, учитывающий теплообмен электролита с внешней средой; k может принимать значения от 0 до 1.

УДК 621.91-621.92

Р.П. ВИШУМИРСКИЙ, И.А. КИРПИЧЕНКО,
Г.В. ТИЛИГУЗОВ, Е.С. ЯЦУРА

ОБОСНОВАНИЕ ТОЧНОСТИ РАСПОЛОЖЕНИЯ РЕЖУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРЕРЫВИСТОГО ИНСТРУМЕНТА

Существенным недостатком обработки деталей машин инструментами с прерывистой режущей поверхностью (фрезерование, шлифование прерывистыми кругами и др.) является невысокая стойкость инструментов. Один из путей повышения стойкости инструментов заключается в обеспечении оптимальной нагрузки на режущие элементы при изменении условий обработки [1]. Однако в настоящее время отсутствуют расчетные зависимости, по которым можно определять параметры срезаемого слоя и соответствующие силы резания с учетом погрешностей расположения режущих кромок, что необходимо для анализа нагрузки на режущие элементы и обоснования допустимых погрешностей изготовления инструмента.

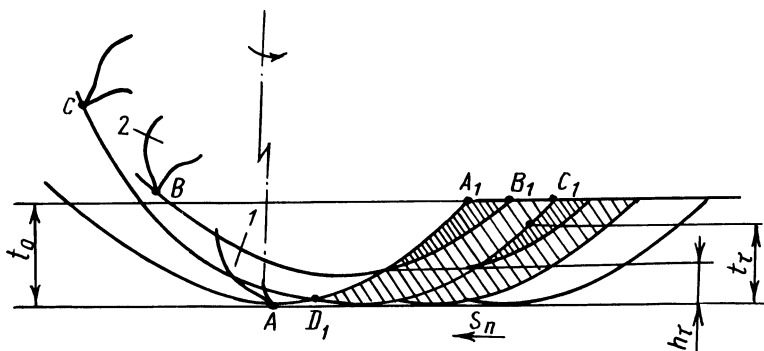


Рис. 1. Схема образования срезов при наличии разновысотности режущих элементов инструмента

Для обоснования точности расположения режущих элементов необходим кинематический анализ схемы образования среза материала. Сечение среза в этом случае (рис. 1) представляет фигуру $A_1 C_1 D_1$, ограниченную с одной стороны участком обрабатываемой поверхности, длина которого соответствует подаче на один режущий элемент S_z :

$$S_z = S_{\text{пр}} / (v\delta), \quad (1)$$

где $S_{\text{пр}}$ – продольная подача; v – окружная скорость инструмента; δ – окружной шаг режущих элементов.

С двух других сторон поперечное сечение срезаемого слоя ограничивается отрезками трохоидальных траекторий движения двух смежных режущих элементов. Толщина слоя, срезаемого режущим элементом 2, определяется следующей зависимостью [2]:

$$a_2 = \frac{S_{\text{пр}} \delta}{v + S_{\text{пр}}} \left(\frac{2\sqrt{t_0}}{\sqrt{D}} - \frac{S_{\text{пр}} \delta}{D(v + S_{\text{пр}})} \right) - H, \quad (2)$$

где t_0 – глубина резания; D – диаметр инструмента; H – радиальное биение смежных режущих элементов.

Необходимым условием образования среза является пересечение траекторий двух смежных режущих элементов в объеме металла: $a_2 > 0$. Следовательно, допустимое радиальное биение двух смежных режущих элементов можно определить из выражения (2)

$$H = \frac{S_{\text{пр}} \delta}{v + S_{\text{пр}}} \left(\frac{2\sqrt{t_0}}{\sqrt{D}} - \frac{S_{\text{пр}} \delta}{D(v + S_{\text{пр}})} \right). \quad (3)$$

Отсюда следует, что с увеличением подачи на элемент S_z и глубины резания t_0 допустимое радиальное биение увеличивается. По зависимости (3) можно нормировать допуск на радиальное биение смежных режущих элементов прерывистых инструментов в зависимости от типовых условий обработки.

Прочностные расчеты используемых прерывистых инструментов, а также расчет их износостойкости в этом случае должны производиться на основании фактической толщины среза, определяемой с учетом погрешностей расположения режущих элементов. Как видно из приведенной схемы, в случае, когда ордината t_τ точки контакта режущей кромки с заготовкой не превышает ординату h_τ точки пересечения траекторий двух смежных режущих элементов A и B , толщина a_1 слоя, срезаемого режущим элементом 1, определяется расстоянием по нормали между траекториями AA_1 и CC_1 . Режущие элементы A и C расположены с окружным шагом 2δ . Тогда из выражения (2) при радиальном биении $H = 0$ следует

$$a_1 = \frac{2S_{\text{пр}} \delta}{v + S_{\text{пр}}} \left(\frac{2\sqrt{t_0}}{\sqrt{D}} - \frac{2S_{\text{пр}} \delta}{D(v + S_{\text{пр}})} \right). \quad (4)$$

Ордината h_τ определяется из выражения (2) при условии $a_2(t_\tau = h_\tau) = 0$ (момент врезания элемента 2):

$$h_\tau = \left(\frac{(v + S_{\text{пр}})H\sqrt{D}}{2S_{\text{пр}}\delta} - \frac{S_{\text{пр}}\delta}{2(v + S_{\text{пр}})\sqrt{D}} \right)^2.$$

Параметр	Толщина снимаемого слоя, мкм							
	Процесс шлифования ($H = 12,4$ мкм, $a_1(t_0) = 21,6$ мкм)				Процесс фрезерования ($H = 53$ мкм, $a_1(t_0) = 105,3$ мкм)			
	Радиальное биение смежных режущих элементов, мкм							
	2,5	5	7,5	10	10	20	30	40
$a_1(h_T)$	1,67	6,7	11,7	17	19,27	39,23	59,44	79,18
$a_2(t_0)$	10	7,4	4,9	2,4	43	33	23	13
$a_{1,2}(t_0)$	11,6	14,2	16,7	19,2	62,3	72,3	82,3	92,3

В процессе образования стружки, т. е. при $t_T > h_T$, толщина удаляемого с поверхности слоя металла

$$a_{1,2}(t_T > h_T) = a_1(t_T) - a_2(t_T).$$

С учетом выражений (2), (4) получим зависимость для расчета толщины слоя, срезаемого режущим элементом l с учетом подрезания смежным элементом 2:

$$a_{1,2}(t_T > h_T) = \frac{2S_{\text{пр}} \delta \sqrt{t_T}}{(v + S_{\text{пр}})D} - \frac{3\delta^2}{D} \left(\frac{S_{\text{пр}}}{v + S_{\text{пр}}} \right)^2 + H.$$

В табл. 1 приведены значения $a_1(h_T)$, $a_2(t_0)$, $a_{1,2}(t_0)$ при прерывистом шлифовании деталей из закаленной углеродистой стали У10 (при $t_0 = 0,03$ мм, $S_{\text{пр}} = 20$ м/мин, $v = 35$ м/с, $D = 250$ мм, $\delta = 65$ мм) и фрезеровании образцов из улучшенной стали 45 цилиндрической фрезой с зубьями из стали ВК6 (при $t_0 = 2$ мм, $S_z = 0,2$ мм, $D = 110$ мм, $\delta = 20$ мм) для различных значений допусков на радиальное биение H . Как видно из приведенных результатов расчета, снижение допусков на радиальное биение смежных режущих элементов прерывистого шлифовального круга с 10 до 2,5 мкм и фрезы с 40 до 10 мкм обеспечивает уменьшение разброса толщины срезаемого слоя соответственно в 7 и 4 раза.

Экспериментальной проверкой установлено, что в результате повышения стабильности процесса съема металла в этом случае обеспечивается повышение стойкости используемых инструментов до 1,5 раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сидоренко Л.С. Расчет параметров слоя, срезаемого кромками червячной фрезы // Станки и инструмент. — 1986. — № 9. — С. 24–26.
2. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. — Л.: ЛГУ, 1981. — 144 с.

РАСЧЕТ ЖЕСТКОСТИ ОСЕВОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Соосность обрабатываемых отверстий в корпусных деталях часто обеспечивается с помощью направляющих элементов на режущих инструментах осевого типа. Место расположения направляющих элементов, оказывающее влияние на точность обработки, может быть найдено с использованием метода граничных элементов [1].

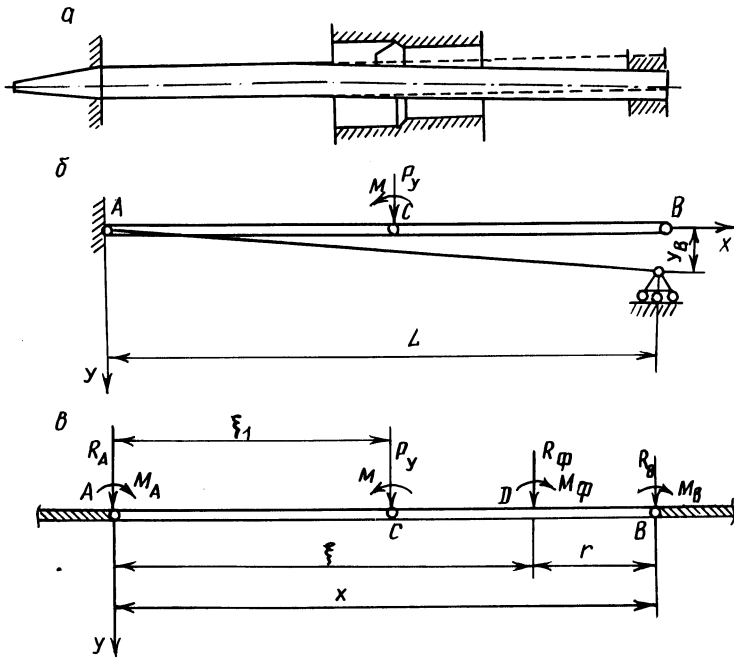


Рис. 1. Схема расточки отверстий (а) и расчетная схема к определению прогиба y и угла поворота θ в условиях реальной (б) и фиктивной (в) нагрузок

На рис. 1, а изображена расчетная схема расточной борштанги с передней направляющей, жестко закрепленной в шпинделе станка и получившей деформацию y_B от направляющей, а также находящейся под действием силы резания P_y и момента M от силы P_x .

Прогиб y должен удовлетворять обыкновенному дифференциальному уравнению

$$dy^4/dx^4 = 0 \quad (1)$$

по всей длине борштанги, за исключением точки С приложения нагрузки. В рассматриваемом случае имеется только два граничных элемента А и В. Рас-

смотрим балку (рис. 1, б) в одномерной неограниченной области и приложим в точке D фиктивные нагрузки R_Φ и M_Φ (рис. 1, в). Считая, что реакция вызовет эквивалентный прогиб балки y , найдем решения уравнения (1) для сосредоточенной силы R_Φ и момента M_Φ .

Представим силу R_Φ через δ -функцию Дирака в форме $P\delta(x - \zeta)$, тогда уравнение (1) будет иметь вид

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} = P\delta(x - \zeta).$$

Произведя замену переменных $x - \zeta = r$ и $\rho = r/l$ и обозначив $\lambda = \frac{1}{12EI}$,

получим $EI \frac{d^4 y}{dr^4} = P\delta(r)$, или $EI \frac{d^4 y}{l^4 d\rho^4} = P \frac{1}{l} \delta(\rho)$. Тогда

$$\frac{d^4 y}{d\rho^4} = \frac{1}{EI} l^3 P\delta(\rho) = 12\lambda l^3 P\delta(\rho).$$

Решение уравнения (2) представим в нормированном виде, тогда для однородного уравнения $d^4 y/d\rho^4 = 0$:

$$y = D_0 + D_1 \rho + \frac{1}{2} D_2 \rho^2 + \frac{1}{6} D_3 \rho^3. \quad (2)$$

Частное решение линейного уравнения получалось как совместное решение однородного и правой части общего. Для определения коэффициентов D были решены совместно уравнения $y = 0, dy/d\rho = 0$. В результате получено общее решение

$$y_P = \frac{1}{2} P\lambda l^3 (1 - 3|\rho|^2 + 2|\rho|^3) = P(\zeta) G(x, \zeta). \quad (3)$$

Из уравнения (3) путем дифференцирования можно определить угол поворота θ инструмента, изгибающий момент $M_{из}$ и перерезывающую силу S в любом сечении:

$$\theta_{(P)} = \frac{dy}{dx} = 3P\lambda l^3 |\rho| (|\rho| - 1) \operatorname{sgn} \rho = P(\zeta) F(x, \zeta);$$

$$M_{из(P)} = EI \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{1}{4} Pl(2|\rho| - 1) = P(\zeta) E(x, \zeta); \quad (4)$$

$$S_{(P)} = EI \frac{d^3 y}{dx^3} = \frac{1}{2} P \operatorname{sgn} \rho = P(\zeta) D(x, \zeta).$$

Рассмотрим решение для балки, нагруженной сосредоточенным моментом M_Φ . Для того чтобы использовать ранее полученное решение, представим сосредоточенный момент в виде двух сил P , смещенных на e друг относительно друга. Тогда решение для одной силы, действующей снизу, будет иметь вид

$$y' = D_0 + D_1 \rho + \frac{1}{2} D_2 \rho^2 + \frac{1}{6} D_3 \rho^3 + \int_0^\rho P \lambda (\rho - u)^3 \times \\ \times \delta(u - \zeta) d\zeta = D_0 + D_1 \rho + \frac{1}{2} D_2 \rho^2 + \frac{1}{6} D_3 \rho^3 + P \lambda (\rho - \zeta)^3, \quad (5)$$

а для другой силы

$$y'' = D_0 + D_1 \rho + \frac{1}{2} D_2 \rho^2 + \frac{1}{6} D_3 \rho^3 + \int_0^\rho P \lambda (\rho - u)^3 \delta(u - \epsilon) d\bar{u}.$$

Используя подстановку $u = \epsilon + \rho - \bar{u}$, $du = -d\bar{u}$, получим

$$y'' = D_0 + D_1 \rho + \frac{1}{2} D_2 \rho^2 + \frac{1}{6} D_3 \rho^3 - \int_\epsilon^\rho P \lambda (\rho - \epsilon - \rho + \bar{u})^3 \times \\ \times \delta(\epsilon + \rho - \bar{u} - \epsilon) d\bar{u} = -P \lambda (\rho - \epsilon)^3. \quad (6)$$

Решая совместно уравнения $y'' = 0$, $dy''/d\rho = 0$, найдем коэффициенты D . При подстановке их в уравнения (5) и (6)

$$y' = -\frac{1}{2} P \lambda l^3 [1 - 3\epsilon\rho - 3\rho^2 + 3\rho^3\epsilon + 2(\rho^3 - 3\epsilon\rho^2)]; \\ y'' = -\frac{1}{2} P \lambda l^3 [1 - 3\epsilon\rho - 3\rho^2 + 3\rho^3\epsilon + 2(\rho^3 - 3\epsilon\rho^2)].$$

Так как решения для обеих сил P совпадают, можно записать в общем виде

$$y''' = -\frac{1}{2} P \lambda l^3 [1 - 3\epsilon|\rho| - 3|\rho|^2 + 3|\rho|^3\epsilon + 2(|\rho|^3 - 3\epsilon|\rho|^2)] \operatorname{sgn} \rho.$$

Общее же решение при действии сосредоточенного момента будет иметь вид

$$y_{(M)} = y - y''' = -\frac{3}{2} P \epsilon \lambda l^3 (|\rho| + |\rho|^3 - 2|\rho|^2) \operatorname{sgn} \rho = \\ = -\frac{3}{2} M \lambda l^2 (|\rho| + |\rho|^3 - 2|\rho|^2) \operatorname{sgn} \rho = M(\zeta) K(x, \zeta). \quad (7)$$

Тогда угол поворота θ , изгибающий момент $M_{\text{из}}$ и перерезывающая сила S :

$$\theta_{(M)} = \frac{dy}{d\rho} = -\frac{3}{2} M \lambda l (1 - 3|\rho|^2 - 4|\rho|) = M(\zeta) \bar{L}(x, \zeta);$$

$$M_{\text{из}(M)} = EI \frac{dy^2}{d\rho^2} = -\frac{1}{4} M (3|\rho| - 2) \operatorname{sgn} \rho = M(\zeta) \bar{I}(x, \zeta); \quad (8)$$

$$S_{(M)} = EI \frac{d^3 y}{d\rho^3} = -\frac{3}{4} M/l = M(\zeta) N(x, \zeta).$$

Запишем в матричной форме для каждого сечения x балки уравнения (3), (4), (7) и (8):

$$\begin{bmatrix} y(x) \\ \theta(x) \\ M_{\text{из}}(x) \\ S(x) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G(x, 0) & \bar{K}(x, 0) & G(x, L) & \bar{K}(x, L) \\ F(x, 0) & \bar{L}(x, 0) & F(x, L) & \bar{L}(x, L) \\ E(x, 0) & \bar{I}(x, 0) & E(x, L) & \bar{I}(x, L) \\ D(x, 0) & N(x, 0) & D(x, L) & N(x, L) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_A \\ M_A \\ R_B \\ M_B \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} G(x, \xi_1) & \bar{K}(x, \xi_1) \\ F(x, \xi_1) & \bar{L}(x, \xi_1) \\ E(x, \xi_1) & \bar{I}(x, \xi_1) \\ D(x, \xi_1) & N(x, \xi_1) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_y(C) \\ M(C) \end{bmatrix}. \quad (9)$$

Выделим только те уравнения, левая часть которых известна из граничных условий. Для решения необходимо добавить в правую часть системы (9) константы C_1 и C_2 , а в матрицу коэффициентов соответственно 1 и 0, т. е.

$$\begin{bmatrix} y(x) \\ \theta(x) \\ M_{\text{из}}(x) \\ S(x) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G(x, 0) & \bar{K}(x, 0) & G(x, L) & \bar{K}(x, L) & 1 & 0 \\ F(x, 0) & \bar{L}(x, 0) & F(x, L) & \bar{L}(x, L) & 0 & 1 \\ E(x, 0) & \bar{I}(x, 0) & E(x, L) & \bar{I}(x, L) & 1 & 0 \\ D(x, 0) & N(x, 0) & D(x, L) & N(x, L) & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_A \\ M_A \\ R_B \\ M_B \\ C_1 \\ C_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} G(x, \xi_1) & \bar{K}(x, \xi_1) \\ F(x, \xi_1) & \bar{L}(x, \xi_1) \\ E(x, \xi_1) & \bar{I}(x, \xi_1) \\ D(x, \xi_1) & N(x, \xi_1) \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_y(C) \\ M(C) \end{bmatrix}. \quad (10)$$

Таким образом, для расчета жесткости осевого инструмента достаточно решить матричные уравнения (10), подставив в них как фиксированную, так и изменяющиеся в определенные интервалы времени нагрузки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Б р е б б и я К., У о к е р С. Применение метода граничных элементов в технике. — М.: Мир, 1982. — 244 с.

ОБРАБОТКА ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

УДК 621.753.5

П.Ф. КОТИКОВ, Э.А. СВИДЕРСКИЙ

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Разработан способ обработки ППД, обеспечивающий выравнивание по фазе и амплитуде упругих перемещений инструмента и детали. Между опорной поверхностью станка и базирующей поверхностью детали располагают вязкоупругий элемент, а между обрабатываемым инструментом и базирующей поверхностью станка – упругий элемент.

Согласно работе [1], уравнения, описывающие данный процесс, имеют вид:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 + (c_1 + c) \dot{x}_1 - c \dot{x}_2 + (k_1 + k) x_1 - k x_2 = F \sin \omega t ; \\ m_2 \ddot{x}_2 + (c_2 + c) \dot{x}_2 - c \dot{x}_1 + (k_2 + k) x_2 - k x_1 = 0 , \end{cases} \quad (1)$$

где m_1 – приведенная масса детали; m_2 – приведенная масса подвижной части инструмента; c_1 – коэффициент демпфирования вязкоупругого элемента, расположенного между опорной поверхностью станка и базирующей поверхностью детали; c_2 – коэффициент демпфирования элемента, расположенного между инструментом и базирующей поверхностью станка; c – коэффициент демпфирования в зоне контакта детали и инструмента; k_1 – жесткость вязкоупругого элемента, расположенного между опорной поверхностью станка и базирующей поверхностью детали; k_2 – жесткость элемента, расположенного между инструментом и базирующей поверхностью станка; k – жесткость контакта детали и инструмента.

Массы детали и инструмента приведены к центру масс этих элементов.

Возмущающая сила, действующая на деталь, изменяется по гармоническому закону $F \sin \omega t$, где ω – частота; t – время.

Решение уравнений (1) при условии установившихся колебаний будет иметь вид:

$$x_1 = A_1 \sin(\omega t + \varphi_1); \quad x_2 = A_2 \sin(\omega t + \varphi_2) . \quad (2)$$

Систему уравнений (1) следует решать при условии равенства по фазе и амплитуде упругих перемещений детали и инструмента, т. е. $A_1 = A_2$; $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$.

Возмущающую силу можно представить в виде

$$F \sin \omega t = F \sin [(\omega t + \varphi) - \varphi] = F \cos \varphi \sin(\omega t + \varphi) - F \sin \varphi \cos(\omega t + \varphi) . \quad (3)$$

Подставив выражения (2), (3) в уравнения (1), имеем

$$\begin{aligned}
 & -A_1 m_1 \omega^2 \sin(\omega t + \varphi) + (c_1 + c) A_1 \omega \cos(\omega t + \varphi) - c A_2 \omega \cos(\omega t + \varphi) + \\
 & + (k_1 + k) A_1 \sin(\omega t + \varphi) - k A_2 \sin(\omega t + \varphi) = \\
 & = F \cos \varphi \sin(\omega t + \varphi) - F \sin \varphi \cos(\omega t + \varphi).
 \end{aligned}$$

Приравнявая коэффициенты при $\sin(\omega t + \varphi)$ и $\cos(\omega t + \varphi)$, получаем:

$$-A_1 m_1 \omega^2 + (k_1 + k) A_1 - k A_2 = F \cos \varphi ;$$

$$(c_1 + c) A_1 \omega - c \omega A_2 = -F \sin \varphi ,$$

или

$$(k_1 + k - m_1 \omega^2) A_1 - k A_2 = F \cos \varphi ;$$

$$(c_1 + c) \omega A_1 - c \omega A_2 = -F \sin \varphi .$$

Второе уравнение системы (1) имеет вид

$$\begin{aligned}
 & -m_2 A_2 \omega^2 \sin(\omega t + \varphi) + (c_2 + c) \omega A_2 \cos(\omega t + \varphi) - c \omega A_1 \cos(\omega t + \varphi) + \\
 & + (k_2 + k) A_2 \sin(\omega t + \varphi) - k A_1 \sin(\omega t + \varphi) = 0.
 \end{aligned}$$

Приравнявая коэффициенты при $\sin(\omega t + \varphi)$ и $\cos(\omega t + \varphi)$, получаем:

$$(k_2 + k) A_2 - k A_1 - m_2 \omega^2 A_2 = 0;$$

$$(c_2 + c) \omega A_2 - c \omega A_1 = 0.$$

Тогда

$$(k_1 + k - m_1 \omega^2) A_1 - k A_2 = F \sin \varphi ;$$

$$(c_1 + c) \omega A_1 - c \omega A_2 = -F \sin \varphi ;$$

$$(k_2 + k - m_2 \omega^2) A_2 - k A_1 = 0 ;$$

$$(c_2 + c) A_2 - c A_1 = 0.$$

При $A_1 = A_2$ и $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$ имеем:

$$k_2 + k - m_2 \omega^2 - k = 0 \Rightarrow k_2 = m_2 \omega^2 ;$$

$$c_2 = 0; c \neq 0 \Rightarrow c_2 = 0 .$$

Амплитуда установившихся колебаний

$$A = - \frac{F}{c_1 \omega} \sin \varphi .$$

Жесткость вязкоупругого элемента, расположенного между опорной поверхностью станка и базирующей поверхностью детали:

$$k_1 = m_1 \omega^2 - c_1 \omega \operatorname{ctg} \varphi .$$

Для обеспечения равенств $A_1 = A_2$, $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$ необходимо, чтобы $k_1 = m_1 \omega^2 - c \omega \operatorname{ctg} \varphi$, $k_2 = m_2 \omega^2$, $c_2 = 0$. Отсюда следует, что демпфирование элемента, расположенного между инструментом и базирующей поверхностью станка, должно быть минимальным и стремиться к нулю.

Экспериментальные исследования данного способа ППД проводились при обработке фланца, изготовленного из алюминиевого сплава АД1Т. Между фланцем и опорной поверхностью станка располагалась резиновая прокладка толщиной 12 мм. Деформирующий инструмент закреплялся упруго. Деталь имела огранку, равную 0,2 мм. Обработка ППД производилась при следующих режимах: подача – 0,2 мм/об; усилие деформирования – 100 Н; частота вращения детали – 1000 об/мин; частота возмущающей силы $\omega = 314 \text{ с}^{-1}$. Динамические характеристики детали: приведенная масса $m_1 = 5,3 \text{ кг}$; коэффициент демпфирования $c_1 = 106 \text{ кг/с}$; жесткость $k_1 = 523333,3 \text{ Н/м}$. Динамические характеристики инструмента: приведенная масса $m_2 = 1,01 \text{ кг}$; коэффициент демпфирования $c_2 = 5,05 \text{ кг/с}$; жесткость $k_2 = 99682,5 \text{ Н/м}$. Исследование качественных характеристик обработанной поверхности осуществлялось с помощью профилографа-профилометра мод. 201. Измерение параметров шероховатости поверхности производилось в направлении радиальной оси фланца детали через 10° . При всех измерениях $Ra = 0,12 \dots 0,14 \text{ мкм}$. Средний параметр шероховатости поверхности составлял $Ra = 0,12 \dots 0,13 \text{ мкм}$.

Обработка детали при закреплении ее в патроне станка позволяет получить поверхность с параметром шероховатости в пределах $Ra = 0,1 \dots 0,26 \text{ мкм}$.

Таким образом, использование ППД приводит к существенному повышению качества обработанной поверхности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сургунт Я.М., Котиков П.Ф., Свидерский Э.А. Моделирование процесса поверхностного пластического деформирования // Машиностроение. – Мн.: Выш. шк., 1986. – Вып. 11. – С. 46–49.

УДК 762.8:621.787.4

В.А. ФЕДОРЦЕВ

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Эффективность применения ППД для упрочнения рабочих поверхностей подшипниковых колец из металлического порошка ЖГр1ДЗ, предварительно обработанных чистовым точением или шлифованием, оценивалась по износостойкости упрочненных поверхностей.

Исследования выполнялись на специальных образцах, полученных из колец, торцовые поверхности которых были обработаны жестким многороликовым обкатником с различными усилиями ППД. Обработку осуществляли без СОЖ, так как выделявшегося в процессе деформирования из детали пропи-

точного смазочного материала на основе графита было достаточно для реализации процесса ППД без схватывания обрабатываемого материала с деформирующими коническими роликами.

Для определения износостойкости поверхностных слоев образцов, полученных из металлопорошка и обработанных методами точения, шлифования и ППД, была использована специальная машина трения, обеспечивающая коэффициент взаимного перекрытия трущихся тел, близкий к нулю, при испытании на износостойкость малых (пальчиковых) образцов в условиях охлаждения в закрытой масляной ванне. Узел трения такой машины состоит из патрона, насаженного на конический шпиндель станка (в данном случае настольно-сверлильного мод. НС-12), контртела и специальной державки (качалки) с тремя исследуемыми пальчиковыми образцами, закрепляемой в патроне и обеспечивающей равномерное распределение усилия прижима образцов к контртелу.

Пальчиковые образцы размером $4 \times 4 \times 10$ мм устанавливались в державке под углом 120° и зажимались при помощи винтов и планок.

Рабочая поверхность образцов (площадью порядка 16 мм^2) выставлялась при помощи индикатора часового типа с ценой деления $0,01$ мм на одной высоте над базовой плоскостью державки. Затем образцы маркировались, промывались, сушились и взвешивались.

Параметр Ra шероховатости обработанной рабочей поверхности образцов составлял $2,5 \dots 0,63$ мкм.

Рабочие поверхности чугунных контртел подвергались тонкому точению при постоянных режимах обработки, чтобы обеспечить параметр шероховатости в пределах $Ra = 1 \dots 1,25$ мкм (в качестве контртел использовались диски диаметром 60 мм и высотой 15 мм из серого чугуна СЧ 24).

Интенсивность изнашивания образцов небольших размеров определяли по снижению их массы. Для повышения точности измерений образцы взвешивались на лабораторных аналитических весах мод. ВЛА 200-2М. Износ образцов, упроченных ППД, сравнивался с износом таких же образцов, обработанных точением или шлифованием. Общая продолжительность испытаний во всех случаях устанавливалась опытным путем исходя из износа образцов. Периодичность их взвешивания в процессе испытания составляла $3, 10, 15, 30, 60, 120$ мин, что соответствовало пути трения $0,5 \cdot 10^3, 1,2 \cdot 10^3, 2,4 \cdot 10^3, 4,8 \cdot 10^3, 9,6 \cdot 10^3, 19,2 \cdot 10^3$ м.

Износ определялся как среднее арифметическое результатов взвешивания трех образцов, одновременно подвергавшихся истиранию. Результат считался удовлетворительным, если при повторном взвешивании образцов отклонение от предыдущего показания не превышало $0,01$ мг.

Исследование износостойкости образцов производилось при постоянной скорости их вращения в условиях трения скольжения, равной $0,5$ м/с (или 800 об/мин), и при давлении 5 МПа.

Твердость порошкового спеченного материала марки ЖГр1ДЗ, из которого изготавливаются детали подшипников, работающих в условиях трения скольжения, характеризуется большими колебаниями: от 85 НВ (по требованиям чертежа) до $95 \dots 121$ НВ. Это значит, что твердость торцовых рабочих поверхностей таких деталей неодинакова и сказывается на их износе.

Наибольший износ имеют принятые за эталон образцы, обработанные точением. Меньше износ у образцов, обработанных шлифованием. Это можно

объяснить тем, что параметр исходной шероховатости торцовых рабочих поверхностей образцов при обработке точением находится в пределах $Ra = 1,4...2$ мкм, а при шлифовании – $Ra = 0,6...1,2$ мкм.

Наименьший износ наблюдается у образцов деталей, обработанных ППД, при усилии обкатывания 1500 Н, что можно объяснить повышенной поверхностью микротвердостью при исходном параметре шероховатости поверхности $Ra = 0,18...2$ мкм.

Упрочненные ППД образцы имеют износ в 1,3 раза меньший, чем шлифованные, и почти в 1,5 раза меньший, чем обработанные точением.

Таким образом, применение метода ППД для деталей из порошкового материала марки ЖГр1ДЗ позволяет повысить износостойкость трущихся поверхностей изделий в 1,3...1,5 раза.

УДК [621.941:621.787.4] : 62-187

Я.М. СУРГУНТ, А.М. ДОВГАЛЕВ

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ СОВМЕЩЕННОЙ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ РЕЗАНИЕМ И ППД

Точность формообразования поверхности при совмещенной обработке (СО) резанием и ППД определяется возникающими упругими отжатыми формообразующего элемента инструмента и детали. С целью ее достижения важно разработать методы активной компенсации возникающих в процессе обработки упругих отжаты элементов системы СПИД.

Суммарные упругие отжаты элементов системы СПИД следует представлять как сумму аperiодических и периодических (колебательных) отжатий. Продолжительность изменения аperiодических упругих отжатий соизмерима с основным технологическим временем операции СО, а доминирующая частота периодических соизмерима с частотой вращения обрабатываемой детали. Тогда

$$\Sigma y = y + y_{\omega},$$

где Σy – суммарные упругие отжаты в системе СПИД; y – аperiодическая составляющая упругих отжатий; y_{ω} – периодическая составляющая.

Суммарные упругие отжаты при СО поверхностей резанием и ППД комбинированным инструментом одностороннего действия (КИОД) определяются выражением

$$\Sigma y = \frac{\Sigma P_y}{j_c} = \frac{P_p + P_d + P_{и}}{j_c}, \quad (1)$$

где ΣP_y – суммарная сила, действующая на систему СПИД; P_p, P_d – радиальная составляющая соответственно силы резания и деформирования; $P_{и}$ – уси-

лие предварительного нагружения системы СПИД; j_c – жесткость системы СПИД.

Анализ выражения (1) показывает, что для компенсации возникающих упругих отжатый необходимо обеспечить условие

$$\Sigma P_y = P_p + P_d + P_{и} = \text{const}$$

В процессе осуществления операции СО (вследствие непостоянства глубины резания, физико-механических характеристик обрабатываемого материала и т. д.) имеет место отклонение радиальной составляющей силы резания от ее номинального значения на $\pm \Delta P_p$, т. е. появляется избыточная сила резания, вызывающая упругие отжатыя в системе.

Избыточная сила резания

$$\Delta P_p = [\Delta P + \Delta P' \cos(\omega_1 t + \varphi)] ,$$

где ΔP – аperiodическая составляющая избыточной силы резания; $\Delta P' \cos(\omega_1 t + \varphi)$ – периодическая составляющая избыточной силы резания; ω_1 – частота воздействия на систему СПИД периодической составляющей избыточной силы резания; t – время; φ – фаза воздействия на систему СПИД периодической составляющей избыточной силы резания.

Из условия отсутствия упругих отжатый в системе СПИД следует:

$$P_p + P_d + P'_{и} \pm [\Delta P + \Delta P' \cos(\omega_1 t + \varphi)] \pm [\Delta P_c + \Delta P'_c \cos(\omega_2 t + \psi)] = \text{const} , \quad (2)$$

где $P'_{и}$ – фактическое усилие предварительного нагружения системы СПИД при введении стабилизирующей силы; ΔP_c – аperiodическая составляющая стабилизирующей силы; $\Delta P'_c \cos(\omega_2 t + \psi)$ – периодическая составляющая стабилизирующей силы; ω_2 – частота воздействия на систему СПИД периодической составляющей стабилизирующей силы; ψ – фаза воздействия на систему СПИД периодической составляющей стабилизирующей силы.

Как видно из выражения (2), для компенсации избыточной силы резания необходимо воздействовать на систему СПИД стабилизирующим усилием, противоположно направленным, имеющим аperiodическую и периодическую составляющие, изменяя усилие $P_{и}$.

Предварительное нагружение системы СПИД усилием $P_{и}$ можно осуществлять одним из указанных методов: 1) нагружением корпуса комбинированного инструмента со стороны станины станка; 2) одновременным нагружением корпуса инструмента и детали с помощью упора-регулятора.

Пусть предварительное нагружение корпуса комбинированного инструмента со стороны станины станка осуществляют с помощью специального динамометрического устройства путем сжатия пружины, имеющей жесткость $j_{п}$. Тогда предварительное сжатие пружины

$$y_{п.о} = P_{и} / j_{п} ,$$

но

$$P_{и} = 0,5 C_{P_y} (D_{\max} - D_{\min}) x_P y_S y_P y_v^n K_{P_y} .$$

Тогда выражение (3) примет вид

$$y_{п.о} = \frac{0,5C_{P_y} (D_{\max} - D_{\min})^{x_{P_y}} y_S^{y_{P_y}} y v^n K_{P_y}}{j_{п}},$$

где $j_{п}$ – жесткость пружины динамометрического устройства; C_{P_y} ; x_{P_y} ; y_{P_y} , n – коэффициенты и показатель степени для расчета радиальной составляющей силы резания при выполнении операции СО; D_{\max} и D_{\min} – соответственно максимальный и минимальный диаметры обрабатываемых деталей; S – подача инструмента; v – скорость вращения детали; K_{P_y} – поправочный коэффициент на радиальную составляющую силы резания для переменных условий обработки.

Подставим в выражение (2) значения составляющих стабилизирующей силы, выраженных через жесткость комбинированного инструмента, жесткость пружины динамометрического устройства нагружения инструмента и их перемещения:

$$P_p + P_d + P'_и \pm [\Delta P + \Delta P' \cos(\omega_1 t + \varphi)] \pm \\ \pm [j_{п} \Delta y_{п} + j \Delta y'_п \cos(\omega_2 t + \psi)] = \text{const}, \quad (4)$$

где j – жесткость комбинированного инструмента; $\Delta y_{п}$ – регулировочное перемещение пружины динамометрического устройства нагружения инструмента; $\Delta y'_п$ – амплитуда колебательных перемещений корпуса инструмента при действии на систему СПИД стабилизирующей силы.

Из уравнений (2), (4) следует, что максимальная компенсация периодических отжаты в системе имеет место, если избыточная и стабилизирующая силы действуют на систему СПИД в противофазе и обеспечивается равенство частот их воздействий.

Упрощенные схемы компенсации упругих отжаты в системе СПИД при СО деталей резанием и ППД представлены на рис. 1 и 2.

Для компенсации аperiodической составляющей упругих отжаты в системе СПИД разработан комбинированный инструмент (рис. 1), имеющий корпус 1 с установленными в нем режущим 3 и деформирующим 5 элементами. Инструмент снабжен упором-регулятором 10 с телом качения 8 и опорной пластиной 7. Между корпусом 1 и упором-регулятором 10 имеется пружина 11, для регулирования сжатия которой предусмотрен винт 4. Опорная пластина 7 неподвижно крепится к станине 9 станка.

Корпус инструмента закрепляют в резцедержателе 6, вводят тело качения 8 в контакт с опорной пластиной 7. Посредством поворота винта 4 сжимают пружину 11, нагружая тем самым корпус инструмента усилием $P'_и$, которое определяют по вышеприведенной методике. Детали сообщают вращение и перемещают инструмент с подачей S вдоль обрабатываемой поверхности. В процессе обработки с помощью измерительных преобразователей

определяют аperiodическую составляющую упругих отжати́й корпуса инструмента и детали 2, которая преобразуется в электрический сигнал и вместе с сигналом от задающего устройства поступает в сравнивающее устройство системы автоматического регулирования станка. Сигнал рассогласования усиливается и поступает на исполнительный механизм. Последний, согласно сигналу рассогласования, осуществляет поворот винта 4 и вызывает перемещение пружины 11 на Δy_n . При приближении сигнала рассогласования к нулю исполнительный механизм прекращает поворот винта.

Для компенсации периодической составляющей упругих отжати́й (колебаний) в системе СПИД предназначен комбинированный инструмент (рис. 2), состоящий из корпуса 1 и установленных в нем режущего 2 и деформирующего 3 элементов. На корпусе жестко закреплено основание 4 электромагнитно-

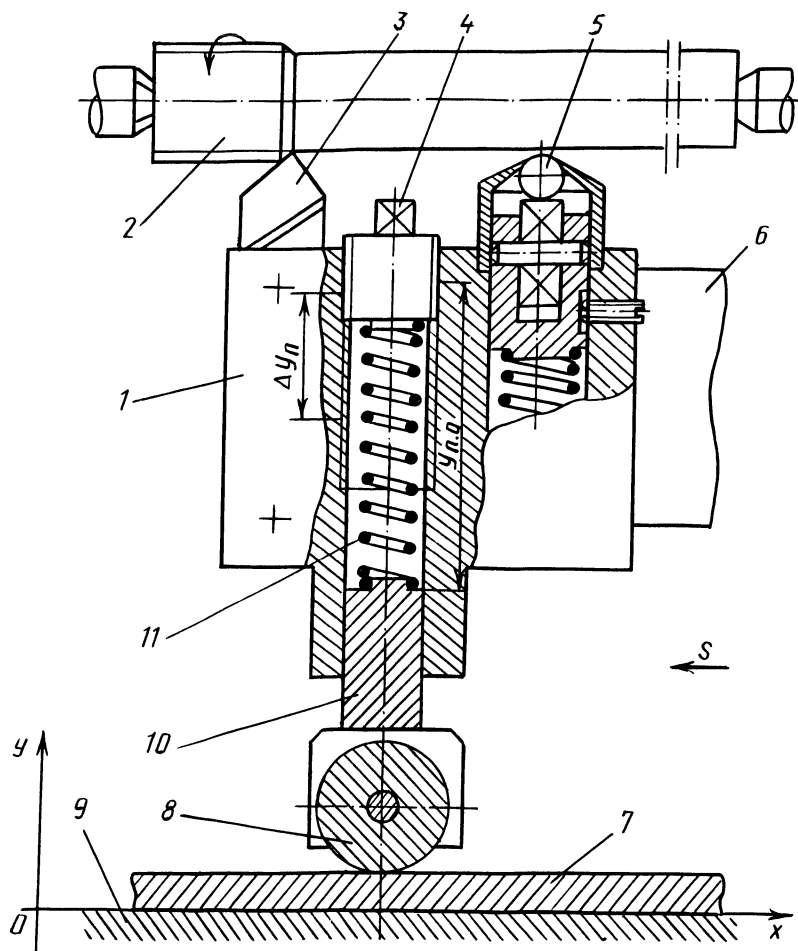


Рис. 1. Схема осуществления способа СО деталей резанием и ППД с активной компенсацией аperiodической составляющей упругих отжати́й в системе СПИД

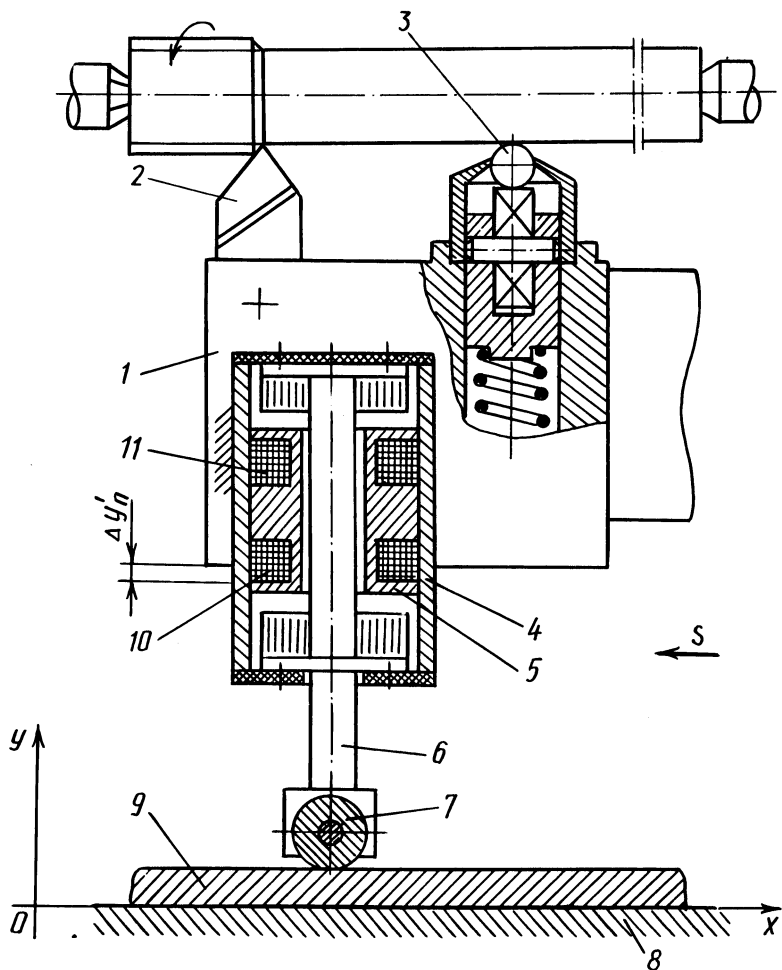


Рис. 2. Схема осуществления способа СО деталей резанием и ППД с активной компенсацией периодической составляющей упругих отжатий в системе СПИД

го генератора механических колебаний с вибрирующим стержнем 6. На конце стержня установлено с возможностью вращения тело качения 7. Статор 5 имеет две рабочие обмотки 11 и две обмотки подмагничивания 10. Измерительными преобразователями определяют периодическую составляющую упругих отжатий (колебаний) в системе СПИД, и в противофазе отжатиям на рабочие обмотки 11 генератора подается изменяемое по гармоническому закону напряжение. Одновременно напряжение подается и на обмотки подмагничивания. Стержень 6 вибратора при взаимодействии с неподвижной опорой 9 на станине 8 станка вызывает стабилизирующие колебательные перемещения корпуса инструмента с амплитудой $\Delta y'_{п}$ в противофазе к колебаниям в системе СПИД. Периодическая составляющая упругих отжатий в системе СПИД при этом компенсируется.

УДК 621.833.1:539.531

А.И. МЕДВЕДЕВ, М.М. КАНЕ

**ИЗМЕНЕНИЕ МИКРОТВЕРДОСТИ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ЗАВИСИМОСТИ
ОТ РЕЖИМОВ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ**

Выполненные ранее исследования [1] показали, что между значениями микротвердости H_{μ} поверхности зубьев при зубофрезеровании и шевинговании существует достаточно тесная корреляционная зависимость. При этом коэффициент корреляции $r_{xy} = 0,54...0,61$. Доля дисперсии микротвердости при шевинговании, унаследованная от предыдущей зубофрезерной операции, составляет 29...37 %, что указывает на достаточно широкие возможности воздействия на микротвердость поверхности зубьев после шевингования за счет изменения данного параметра на зубофрезерной операции.

Микрогеометрию поверхности, степень наклепа и глубину наклепанного слоя, а также значение и знак остаточных напряжений деталей, и в частности зубчатых колес, можно регулировать изменением режимов резания [2].

Было выполнено исследование влияния скорости резания v и подачи S на изменение микротвердости поверхности зубьев при зубофрезеровании. Материал деталей — сталь 45, сталь 25 ХГТ, сталь 20 ХНЗА, модуль зубчатых колес — 2...4 мм, количество зубьев — 38...65 шт. Рассматривались три партии зубчатых колес из каждого материала по 50 деталей.

Зубофрезерование заготовок осуществлялось на станке мод. 5Б312 при следующих режимах резания: v — 25,2, 31,4, 35, 40,4 м/мин; $S_{\text{мин}}$ — 2,5, 5 и 10 мм/мин для каждой скорости резания.

Измерение микротвердости осуществлялось на приборе ПМТ-3 с нагрузкой 1 Н в трех точках по длине зуба в зоне делительной окружности.

Для получения математической модели рассматриваемого процесса был использован ротатбельный план эксперимента, который применяется для адекватного математического описания таких областей факторного пространства, когда кривизна поверхности отклика велика и вследствие этого не может быть описана в виде полинома первой степени [3]. Матрица плана и результаты эксперимента приведены в табл. 1.

Получены следующие уравнения регрессии:
для колес из стали 45

$$Y = 3208 - 50v - 40S - 0,2vS + 0,9v^2 + 5S^2;$$

для колес из стали 25 ХГТ и стали 20 ХНЗА

$$Y = 1995 - 4,4v + 25S + 0,11vS + 0,02v^2 - 1,3S^2 .$$

Т а б л и ц а 1

Система опытов	Номер опыта	x_1	x_2	Микротвердость (МПа) зубьев колес из стали			
				45		25 ХГТ, 20 ХНЗА	
				y_j^3	y_j^p	y_j^3	y_j^p
Полный факторный план	1	-1	-1	2502	2455	2044	2027
	2	+1	-1	2230	2365	1568	1601
	3	-1	+1	2795	2667	2345	2303
	4	+1	+1	2458	2472	1915	1946
Опыты в звездных точках	5	+1,41	0	2351	2289	2206	2155
	6	-1,41	0	2356	2487	1742	1706
	7	0	+1,41	2597	2697	1845	1883
	8	0	-1,41	2483	2465	1766	1749
Опыты в центре плана	9	0	0	2455	2021	2025	2007
	10	0	0	2523	2021	2073	2007
	11	0	0	2380	2021	1944	2007
	12	0	0	2257	2021	1903	2007
	13	0	0	2654	2021	2144	2007

П р и м е ч а н и е. y_j^3 — экспериментальная микротвердость, полученная как среднее арифметическое по результатам пяти замеров, МПа; y_j^p — расчетная микротвердость, МПа; x_1, x_2 — нормированные значения скорости резания и подачи.

Используя эти зависимости, можно с достаточной точностью управлять процессом зубофрезерования с целью обеспечения необходимого уровня микротвердости поверхности зубьев.

При увеличении подачи с 2,5 до 10 мм/мин микротвердость зубьев возрастает на 200...300 МПа. Это объясняется ростом усилий резания, сопровождающимся увеличением степени пластической деформации поверхностного слоя металла и повышением его твердости.

Большие значения микротвердости отмечены в зоне более низких скоростей резания. С увеличением скорости резания наблюдается некоторое снижение микротвердости, что объясняется ростом влияния температурного фактора на процесс резания и связанного с ним разупрочнением поверхностного слоя металла.

ЛИТЕРАТУРА

1. М е д в е д е в А.И., К а н е М.М. Исследование микротвердости поверхности зубьев в процессе механической обработки цилиндрических зубчатых колес // Машиностроение. — Мн.: Выш. шк., 1984. — Вып. 9. — С. 113–114.
2. К о р а б л е в А.И., Р е ш е т о в Д.Н. Повышение несущей способности и долговечности зубчатых передач. — М.: Машиностроение, 1968. — 288 с.
3. Н а л и м о в В.В., Ч е р н о в а Н.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. — М.: Наука, 1965. — 340 с.

Г.П. КУЗЬМИЧЕВ, А.М. ГРИГОРЬЕВ,
Е.Л. КЛЕЦКОВ, В.И. ТУРОМША, Т.В. ВАСИЛЕНКО

СНИЖЕНИЕ ДЕФОРМАЦИИ ТВЕРДОКАМЕННЫХ БАЗОВЫХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Применение природных твердокаменных материалов (ТКМ) в машино- и приборостроении позволяет наряду с экономией металлов улучшить эксплуатационные характеристики технологического оборудования благодаря высоким физико-механическим свойствам горных пород. ТКМ обладают высокой твердостью и износостойкостью, малой плотностью, низким коэффициентом трения и небольшим коэффициентом температурного расширения, не корродируют в агрессивных средах, имеют более высокую по сравнению с металлами демпфирующую способность в широком диапазоне частот и отличаются практически полным отсутствием внутренних напряжений. Основные физико-механические и теплотехнические характеристики ТКМ, широко применяемых для изготовления базовых деталей машин и приборов, в сравнении со сталью и чугуном приведены в табл. 1.

Основными эксплуатационными параметрами прецизионных базовых деталей являются точность и стабильность геометрической формы поверхности. По этим показателям ТКМ значительно превосходят сталь, чугун и цветные металлы.

ТКМ находят применение при изготовлении деталей прецизионной точности (неплоскостность не должна превышать 3 мкм) для специального техноло-

Т а б л и ц а 1

Характеристика	Гранит	Габбро-диабаз	Сталь 40Х13	Чугун СЧ21-40
Предел прочности, МПа:				
при растяжении	10...12	22...24	1600	210
при сжатии	170...220	280...310	—	750
при изгибе	20...26	30...32	—	400
Твердость				
HRC ₃	46...69	50...62	51...56	Менее 18...24
НВ	460...652	477...627	495...555	170...240
Модуль упругости, МПа	$(0,6...0,8) \cdot 10^5$	$0,94 \cdot 10^5$	$2,2 \cdot 10^5$	$1,1 \cdot 10^5$
Плотность, кг/м ³	2500...2700	3000	7800	7250
Коэффициент линейного термического расширения, К ⁻¹	$(1,6...6,2) \cdot 10^{-6}$	$(4,7...6,1) \cdot 10^{-6}$	$10,3 \cdot 10^{-6}$	$10,4 \cdot 10^{-6}$
Теплопроводность, Вт/ (м · К)	2,8	3,37	46	29,3
Удельная теплоемкость, Дж/ (кг · К)	895...920	879	703	624

гического оборудования (основания, плиты, направляющие) электронного машиностроения [1].

В силу особенностей природного состава и строения ТКМ обладают пористостью. На разных этапах обработки и в процессе эксплуатации в поры изделия попадает влага, что сопровождается деформированием базовых деталей [2]. Способность ТКМ поглощать влагу характеризуется параметрами, приведенными в табл. 2.

Деформирование базовых деталей вследствие насыщения влагой приводит к снижению их точности. Для сложных изделий, например статоров линейных шаговых двигателей, представляющих плиту из ТКМ с наклеенной пластиной и из электротехнической стали, изменения формы плиты обуславливают возникновение напряжений в плоскости склеивания и в ряде случаев разрушение контакта. В связи с этим возникает необходимость изоляции поверхности деталей из ТКМ от воздействия атмосферной влаги.

Поверхностные покрытия (лаки, краски и т. п.) не обладают необходимым сцеплением с ТКМ, истираются при эксплуатации, ухудшают эстетические показатели изделия и поэтому не могут применяться для влагозащиты. Наиболее приемлемым методом является пропитка ТКМ полимером. Пропитка повышает также прочностные характеристики ТКМ.

Модуль упругости ТКМ зависит от упругих деформаций, что объясняется наличием в структуре этих минералов микродефектов: межкристаллических пор и микротрещин. При небольших нагрузках нормальные напряжения распределены по сечению образца, исключая микронарушения сплошности. По мере увеличения нагрузки края микротрещин смыкаются, напряжения распределяются на большей площади, деформации уменьшаются, а модуль упругости возрастает. При напряжениях, близких к предельным для ТКМ, микротрещины развиваются, эффективное сечение образца уменьшается, что ведет к увеличению его деформирования и снижению модуля упругости. Заполнение микронарушений сплошности полимеризующимся материалом, близким по свойствам к ТКМ, позволяет повысить прочностные характеристики минералов.

Исследовались следующие варианты герметизации образцов из ТКМ:

- 1) пропитка погружением в циакриновый клей;

Т а б л и ц а 2

Материал	Месторождение	Плотность, кг/м ³	Пористость, %	Водопоглощение, %		Кэф-фици-ент насыщения пор
				по массе	по объему	
Габбро-диабаз	Ропручейское	3061	0,69	0,04	0,12	0,17
Гранит	Глушковичское	2722	1,11	0,03	0,09	0,08
Гранит	Капустинское	2681	1,52	0,09	0,24	0,16
Кварцит	Шокшинское	2671	0,86	0,13	0,34	0,39
Лабрадорит	Головинское	2797	0,39	0,04	0,1	0,26

2) вакуумная пропитка олитоэфиром и стиролом с последующей полимеризацией под действием γ -облучения, обеспечивающего поглощенную дозу радиации 25 Мрад;

3) пропитка погружением в смесь (1:1) диметилдихлорсилана и метилтрихлорсилана на 10...15 мин при $t < 17^\circ\text{C}$ с последующей полимеризацией при $t = 60...70^\circ\text{C}$ в течение 2...2,5 ч;

4) вакуумная пропитка герметиком "Анатерм-ИУ" в течение 15...30 мин при $t < 25^\circ\text{C}$ с полимеризацией при $t = 60...70^\circ\text{C}$ в течение 15...60 мин.

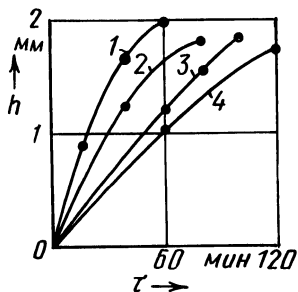
Пропитка циакрином обеспечивает хорошую защиту от влаги, но механические свойства покрытия в условиях трения поверхностей неудовлетворительны.

Пропитка олитоэфиром и стиролом позволяет получить надежное защитное покрытие толщиной до 3 мкм, но необходимость воздействия γ -облучением для полимеризации состава вызывает технологические трудности в условиях массового производства и особенно производства крупногабаритных деталей.

Третий метод позволяет получить достаточно прочную стекловидную пленку регулируемой толщины на поверхности детали из ТКМ. Однако высокая токсичность кремнийорганических жидкостей ограничивает применение данной технологии.

Наиболее приемлемой является пропитка герметиком "Анатерм-ИУ", обладающим хорошей смачиваемостью и проникающей способностью по отношению к ТКМ. После полимеризации герметика образуется соединение, по прочности превосходящее клеевое соединение на эпоксидной основе.

Рис. 1. Зависимость глубины проникновения герметика "Анатерм-ИУ" в габбро-диабаз от продолжительности пропитки T и степени разрежения p :
 1 - $p = 1,333$ Па; 2 - $p = 13,33$ Па; 3 - $p = 133,3$ Па;
 4 - $p = 1333$ Па



На рис. 1 показана зависимость глубины проникновения герметика в габбро-диабаз от продолжительности процесса и степени разрежения. Учитывая, что для надежной защиты поверхности от воздействия влаги достаточно проникновения герметика на глубину 0,1...0,3 мм, на основе графиков можно определить требуемые режимы пропитки.

На фотографии шлифа габбро-диабазы после пропитки отчетливо видно, что микротрещины и поры заполнены заполимеризовавшимся герметиком "Анатерм-ИУ" (рис. 2).

Изменение отклонения от прямолинейности δ диагонали статора линейного шагового двигателя, имеющего форму параллелепипеда размером 396 x 432 мм с основанием из габбро-диабазы, после шлифования и доводки

показано на рис. 3. Процесс релаксации напряжений в первом случае длится более 4 сут, во втором в течение 1...2 сут. Однако, как показали наблюдения за статорами в течение года, непрямолинейность их диагонали постоянно колеблется и может превышать исходное значение, полученное после окончательной обработки (рис. 4). Это объясняется влагонасыщением габбро-диабаз вследствие колебаний влажности воздуха.

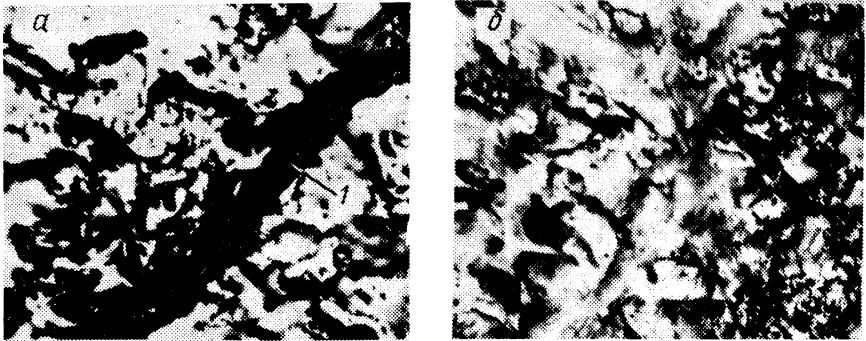


Рис. 2. Шлифы габбро-диабазы в исходном состоянии (а) и после пропитки герметиком "Анатерм-1У" (б):

1 – микротрещина

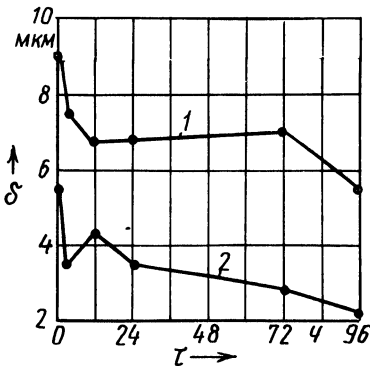


Рис. 3. Изменение непрямолинейности диагонали статора во времени:

1 – после шлифования; 2 – после доводки

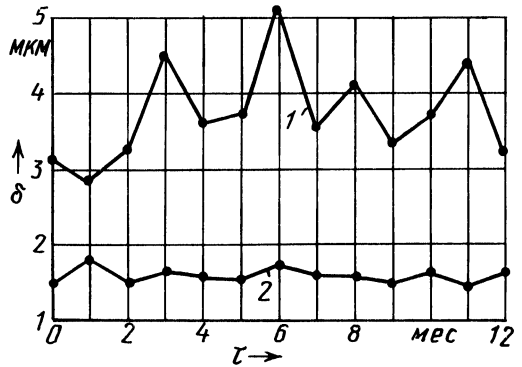


Рис. 4. Изменение непрямолинейности диагонали статора во времени:

1 – без пропитки основания; 2 – с пропиткой основания герметиком "Анатерм 1У"

Пропитка основания статора позволяет, во-первых, существенно повысить его точность (δ снижается примерно в 2 раза и составляет в среднем 1,6 мкм) и, во-вторых, стабильность геометрической точности во времени. В течение года у статоров, прошедших пропитку, δ изменяется в незначительных пределах, от 1,5 до 1,8 мкм.

Таким образом, герметизация полимером базовых деталей машин и приборов из ТКМ позволяет существенно повысить их точность и стабильность геометрической формы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кузьмичев Г.П. и др. Камень вместо металла // Пром-сть Белоруссии. — 1983. — № 6. — С. 22–23. 2. Туромша В.И., Кузьмичев Г.П., Григорьев А.М., Клецков Е.Л. Особенности абразивной обработки твердокаменных материалов // Алмазная и абразивная обработка деталей машин и инструмента. — Пенза: Пензен. политехн. ин-т., 1987. — Вып. 15. — С. 9–13.

УДК 621.91.01:678.5

В.И. ХОДЫРЕВ, М.Н. ФИЛИППОВ

О ПРОЦЕССЕ ОБРАЗОВАНИЯ ВОРСА ПРИ РЕЗАНИИ ВОЛОКНИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИТОВ

Механическая обработка полимерных материалов, армированных волокном, существенно отличается от обработки резанием других материалов, например металлов. Обработанная поверхность детали из волокнистого композита характеризуется как параметрами шероховатости Ra , Rz , так и сугубо специфическим параметром — ворсистой, часто являющейся определяющей характеристикой качества обработанной поверхности.

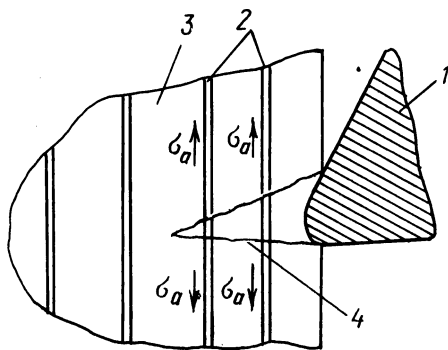


Рис. 1. Схема начального раскрытия трещины:

1 — режущий клин инструмента; 2 — армирующие волокна; 3 — матрица; 4 — трещина

Изучение методом скоростной кино съемки камерой СКС-1М-16 со скоростью 1000 кадров в 1 с процесса свободного прямоугольного резания композиционного материала, армированного стекловолокном, показало следующее. При врезании инструмента в обрабатываемый материал возникает трещина, которая затем развивается и углубляется. Начальное раскрытие трещины столь мало, что волокна между ее плоскостями не разрушаются (рис. 1). Продвижение режущего клина приводит к диспергированию матрицы перед передней поверхностью инструмента и либо к разрушению волокон, либо к их вытя-

гиванию. В дальнейшем происходит непосредственный контакт режущего клина на инструмента с остаточными волокнами и диспергированными частицами матрицы. Подобную картину разрушения композитов в процессе резания наблюдали и авторы работы [1].

Рассмотрим подробнее процесс ворсообразования. На первом этапе волокна, сдерживающие раскрытие трещины, испытывают напряжения σ_a вдоль своей оси (рис. 1). Для выдергивания волокон из матрицы требуется затратить работу на осуществление сдвига на границе раздела волокно—матрица:

$$A_B = \pi d \tau_r l^2 / 2,$$

где d — диаметр волокна; τ_r — напряжение сдвига; l — длина выдергиваемого участка волокна.

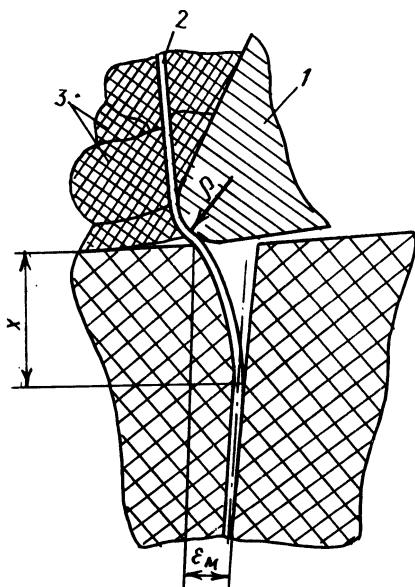
Максимальная длина выдергиваемого участка волокна, имеющего предел прочности $[\sigma_a]$, определяется выражением

$$l_a = d [\sigma_a] / (2\pi \tau_r),$$

т. е. если глубина резания меньше длины волокна, последнее будет полностью вытащено из срезаемого слоя. Под величиной $2l_a$ следует понимать длину бездефектного участка волокна. В непрерывных волокнах, например стеклянных, обычно участки с ослабленной прочностью резко выражены и в них происходит разрушение. Если дефектные точки располагаются на расстоянии, большем $2l_a$, то часть волокон разрушится, а часть будет выдернута.

Таким образом, образование ворса на первом этапе процесса резания определяется в первую очередь свойствами композиционного материала и лишь до определенной степени глубиной резания.

На втором этапе образование ворса зависит непосредственно от режущего инструмента и его взаимодействия с армирующим волокном и матрицей



(рис. 2). Это взаимодействие определяется прежде всего радиусом округления лезвия инструмента ρ , который не является постоянным в процессе резания. Из-за абразивного воздействия обрабатываемого материала на режущий инструмент в процессе механической обработки ρ увеличивается, и при достижении значения $\rho_{кр}$ волокна больше не подрезаются, а вытягиваются и подминаются лезвием инструмента. Очевидно, что для каждого композиционного материала $\rho_{кр}$ будет различным.

Рис. 2. Схема процесса ворсообразования: 1 — режущий клин инструмента; 2 — армирующее волокно; 3 — диспергированные частицы матрицы

В случае отсутствия перерезания волокна вся суммарная работа, совершаемая инструментом в процессе резания:

$$A = A_p + A_M + A_B + A_{тр} , \quad (1)$$

где A_p , A_M , A_B , $A_{тр}$ – работа, совершаемая инструментом соответственно при отслаивании волокна, при деформации матрицы, при вытаскивании волокна, при преодолении сил трения на передней и задней поверхностях лезвия.

Работа отслаивания волокна [2]

$$A_p = \pi d^2 [\sigma_a]^2 x / (24E_a) ,$$

где $[\sigma_a]$ – разрушающее напряжение волокна; x – максимальное отслоение (рис. 2); E_a – модуль Юнга материала волокна.

Работа деформации матрицы [2]

$$A_M = E_M^2 V_M^2 \epsilon_M^2 d / (6\tau'_r V_a) ,$$

где E_M – модуль Юнга материала матрицы; V_M , V_a – объемное содержание соответственно матрицы и волокна в композите; ϵ_M – деформация матрицы; τ'_r – касательные напряжения на границе раздела волокно–матрица.

В то же время суммарная работа A_Σ может быть представлена в виде

$$A_\Sigma = PL , \quad (2)$$

где P – сила, действующая на армирующее волокно; L – скорость резания.

В свою очередь

$$P = S\tau ,$$

где S – площадь пятна контакта между лезвием инструмента и волокном; τ – сдвиговые напряжения на площадке контакта инструмент–волокно.

Площадь контакта инструмент–волокно можно представить как площадь пересечения двух цилиндров. Причем один цилиндр имеет диаметр, равный диаметру волокна d , а другой – диаметр 2ρ . Пятно контакта является эллипсом и его площадь

$$S = \pi ab = \pi n_a n_b \left\{ 3\theta \rho dP / \left[4\left(\rho + \frac{d}{2}\right) \right] \right\}^{2/3} ,$$

где a , b – полуоси эллипса, определяемые по рекомендациям [3]; n_a , n_b – коэффициенты полуосей эллипса, характеризующие эксцентриситет контурного эллипса площадки контакта и геометрические параметры соприкасающихся тел; P – сила, приложенная к соприкасающимся телам; θ – упругая постоянная соприкасающихся тел:

$$\theta = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2}$$

(μ_1 , μ_2 – коэффициенты Пуассона соответственно для инструментального материала и материала волокна; E_1 и E_2 – модули Юнга соответственно для инструментального материала и материала волокна).

Подставляя в выражения (1) и (2) значения составляющих и приравнявая их, находим критический радиус округления лезвия инструмента

$$\rho_{кр} = 2d\psi / (3P\theta d - 4\psi),$$

где

$$\psi = \left[\left(\frac{\pi d^2 [\sigma_a]^2 x}{24E_a} + \frac{E_M^2 V_M^2 \epsilon_M^2 d}{6\tau_r V_a} + \frac{\pi d \tau_r l^2}{2} + A_{тр} \right) / (\pi n_a n_b [\tau_a] L) \right]^{3/2};$$

$[\tau_a]$ — предельное касательное напряжение для материала волокна.

Величина $[\tau_a]$ принята вместо τ в выражении (3), так как она характеризует предельное состояние процесса. При $\tau > [\tau_a]$ будет происходить разрушение волокна, а не его подминание и вытягивание.

Таким образом, условие образования ворса имеет вид

$$\rho \geq \rho_{кр} = 3d\psi / (3P\theta d - 4\psi).$$

Для подтверждения правильности изложенного выше определения критерия ворсообразования было проведено экспериментальное исследование процесса резания стеклопластиковых оболочек, полученных методом намотки стеклоткани на оправку. Применялся призматический резец со следующими геометрическими параметрами: $\gamma = 15^\circ$, $\alpha = \alpha_1 = 20^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $\varphi_1 = 12^\circ$. Инструментальный материал — ВК6. Скорость резания варьировалась от 110 до

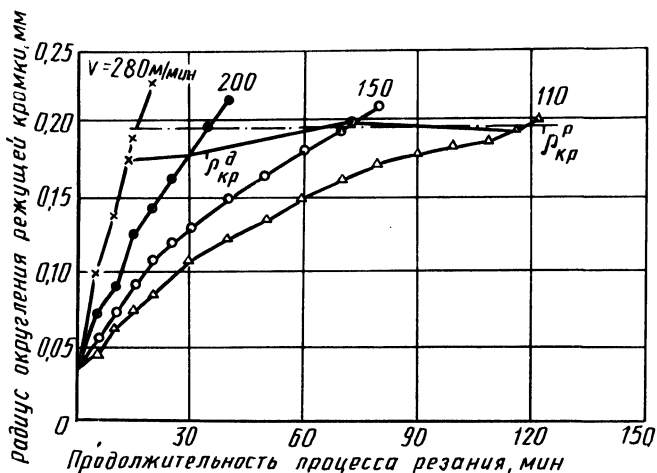


Рис. 3. Зависимость радиуса округления режущей кромки инструмента от продолжительности процесса резания:

$\rho_{кр}^p$ — расчетное значение критического радиуса округления режущей кромки; $\rho_{кр}^д$ — действительное значение

280 м/мин. Глубина резания и подача были постоянными и равнялись соответственно 1 мм и 0,11 мм/об.

Радиус округления лезвия инструмента измерялся по оттискам на медных образцах при помощи профилографа-профилометра мод. 201 и графопостроителя. Результаты измерений дублировались посредством фотографирования лезвия инструмента. За критерий ворсистой поверхности принимался коэффициент ворсистой поверхности k_v , равный 1 при ворсистой поверхности всей площади обработанной поверхности образца. При подсчете коэффициентов ворсистой поверхности учитывался ворс длиной более 0,2 мм.

Из рис. 3 видно, что расчетный критический радиус $\rho_{кр}^p$ достаточно хорошо согласуется с действительным критическим радиусом округления лезвия $\rho_{кр}^d$.

Таким образом, полученные результаты позволяют определить критический радиус округления лезвия инструмента по критерию образования ворса при резании волокнистых полимерных материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Л а в р и н е н к о С.Н., В е р е з у б Н.В., П а п Й. Некоторые особенности разрушения полимерных материалов при резании // Резание и инструмент. — 1984. — № 32. — С. 15–18.
2. К у п е р Г.А. Микромеханические аспекты разрушения // Композиционные материалы. — М.: Мир, 1978. — Т. 5. — С. 440–475.
3. Р у д и ц и н М.Н., А р т е м о в П.Я., Л ю б о ш и ц М.И. Справочное пособие по сопротивлению материалов. — Мн.: Выш. шк., 1968. — 510 с.

ТЕХНОЛОГИЯ НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

УДК 621.785

Г.Я. БЕЛЯЕВ, Г.Г. ЕЖЕНКОВ, Н.М. СКИБА,
Е.Н. СТАШЕВСКАЯ, М.А. ЧЕБЛУКОВ, В.Н. АНДОСКИН,
Н.Д. ДЕРКАЧ, Н.М. БУТЫРЕВ

ФОРМИРОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ НА РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЯХ ТЕРМОСТОЙКИХ ОПОР ЗАБОЙНОГО ДВИГАТЕЛЯ

Повышение термостойкости забойного двигателя (турбобура) – одна из важнейших задач в решении комплекса вопросов, связанных с бурением сверхглубоких (СГ) скважин. Опыт эксплуатации забойных двигателей при бурении Кольской СГ-3 показал, что, начиная с глубины 8...9 тыс. м, происходит заметное уменьшение их межремонтного периода. Это связано в первую очередь с увеличением забойной температуры (на указанной глубине бурения она составила 180...190 °С). Наиболее уязвимыми в этих условиях оказались опорные узлы двигателя – резинOMETаллические радиальные опоры скольжения.

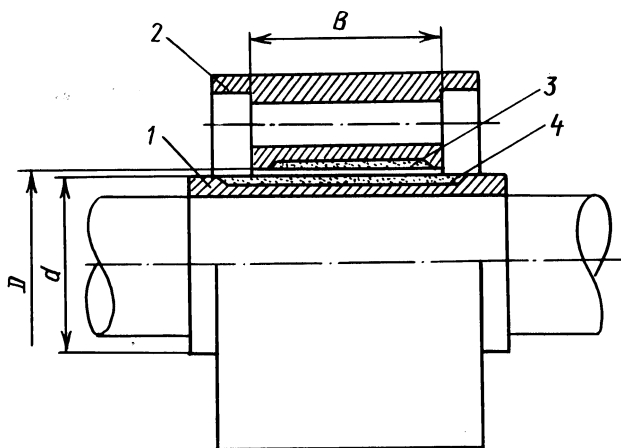


Рис. 1. Термостойкая опора забойного двигателя:

1 – втулка вала; 2 – наружная втулка; 3 и 4 – износостойкое покрытие

На рис. 1 представлена конструкция термостойкой радиальной опоры турбины секции забойного двигателя. Поверхности трения опоры должны быть защищены износостойким покрытием. Работа по его формированию проводилась по трем направлениям.

1. По технологии БашНИИНП износостойкие покрытия из металллокерамического антифрикционного сплава на радиальных опорах формировались методом спекания. Износостойкий слой содержит карбид вольфрама, кобальт, никель, медь и хром. Спекание проводили в защитной атмосфере водорода [1].

2. В Пермском филиале ВНИИБТ за основу была принята технология получения защитных покрытий борид никеля – никель. Рабочая поверхность наружной обоймы подвергалась диффузионному борированию. Рабочая поверхность внутренней обоймы в процессе электрохимического осаждения покрывалась никель-боридным слоем толщиной 0,5...0,8 мм.

3. В БПИ использовалась технология формирования покрытий газотермическим напылением и индукционной центробежной наплавкой. Работа предусматривала: выбор материалов и методов формирования покрытий; проведение комплекса предварительных лабораторных исследований, включающих испытание материалов по ускоренной методике на износостойкость в условиях гидроабразивного и кавитационного воздействий и трения скольжения при определенных температурах и давлениях; упрочнение экспериментальной партии деталей; определение их работоспособности при эксплуатации на Кольской СГ-3. В качестве материала покрытия были выбраны порошковые самонапыляющиеся твердые сплавы (ПСТС) на никелевой основе, которые используются прежде всего как заменители стеллитов или в тех случаях, когда применение сормайттов неэффективно.

Для предварительного выбора марки сплава, наиболее приемлемого для упрочнения радиальных опор, предназначенных для натуральных испытаний, был проведен комплекс лабораторных исследований упрочняющих покрытий.

Для испытаний на гидроабразивную и кавитационную стойкость была изготовлена партия образцов с покрытием из ПСТС (ПГ-СР2, ПГ-СР3, ПГ-СР4) по специальной методике, для чего на пластины из стали 45 размером 160 × 120 × 7,5 мм после их дробеструйной обработки напыляли на плазменной и газоплазменной установках покрытия толщиной 0,8...3 мм. Полученные покрытия оплавливали с целью ликвидации открытой пористости и повышения термомеханических свойств при температуре 1030...1080 °С, соответствующей интервалу кристаллизации этих сплавов в присутствии жидкой и твердой фаз. Оплавление выполняли тремя способами: газовой горелкой, путем высокочастотного нагрева и в электропечи сопротивления. Затем пластины охлаждали в термостате, разрезали на квадраты со стороной 20,5 мм, шлифовали все плоскости ($Ra = 0,08...0,16$ мкм). Микрошлифы изготавливались по известной методике [2].

Исследования гидроабразивной и кавитационной стойкости образцов проводили на специальных установках [3–5].

Схема ротора установки гидроабразивного воздействия показана на рис.2. Угол атаки $\alpha = 60^\circ$, расстояние от образца до среза сопла $a = 10$ мм и от среза сопла до оси вращения ротора $l = 140$ мм, частота вращения ротора – $26,7 \text{ с}^{-1}$, расход воды (для двух образцов) – 0,1 л/с, расход абразива (песок) – 5 г/с, размер абразивных частиц – 0,3 мм, расчетная скорость потока – 23,5 м/с, продолжительность одного цикла испытания – 300 с, число циклов для одного образца – 10.

Износостойкость образцов определяли по потере их массы при взвешивании на аналитических весах марки ВЛА-200г-М с точностью до 0,1 мг [5].

При проведении экспериментов не была выявлена зависимость износостойкости ПСТС от метода формирования покрытия (рис. 3).

Установлено, что при определенном уровне кавитационного воздействия наибольшей эрозионной стойкостью обладает сплав ПГ-СР2 [5]. При анализе кривой кинетики эрозии этого сплава выявлены три характерных периода: первый — до 30 мин, образец интенсивно изнашивается; второй — до 5 ч, эрозия не наблюдается; третий — в течение 15 ч, скорость эрозии остается практически постоянной. При увеличении внешней энергии (уровня кавитационного воздействия за счет изменения характеристик магнитострикционного вибратора) наблюдается инверсия в ряду износостойкости испытываемых сплавов [5]. Это можно объяснить, по-видимому, изменением характера разрушения поверхностных слоев, которое определяется обычно сочетанием усталостного разрушения, прилагаемых нагрузок и коррозии. Так, например, вязкость материала может быть исчерпана как при однократном, так и при многократном приложении нагрузок. При принятом уровне кавитационной нагрузки наблюдается снижение уровня износостойкости сплава ПГ-СР2, в то время как для сплава ПГ-СР4 эта характеристика остается практически без изменения.

Скорость кавитационной эрозии в период равномерного разрушения упрочненной поверхности образцов составила: для сплава ПГ-СР2 — 0,0339 мг/с, ПГ-СР3 — 0,0201, СНГН — 0,0107, ПГ-СР4 — 0,0076 мг/с.

При испытании сплавов на гидроабразивную износостойкость инкубационный период не был выявлен. Скорость изнашивания при этом, как правило, постоянная. Износостойкость сплава СНГН мало отличается от износостойкости ПГ-СР4.

Скорость гидроабразивной эрозии для сплава ПГ-СР2 составила 0,1864 мг/с, ПГ-СР3 — 0,1342, СНГН — 0,1004, ПГ-СР4 — 0,0912 мг/с.

Из проведенных исследований следует, что наибольшей кавитационной и гидроабразивной стойкостью обладает сплав ПГ-СР4.

Для испытания в условиях трения скольжения при температуре окружающей среды от 20 до 600 °С, давлении до 10 МПа и скоростях скольжения от 0,05 до 2 м/с была модернизирована машина трения МИ-1М и изготовлена партия образцов размерами 5 × 5 × 15 мм с покрытиями из сплавов ПГ-СР2 и ПГ-СР4, а также из стали 4Х13, применяемой обычно для изготовления деталей, работающих в условиях высоких температур. Перед испытанием все образцы шлифовались на плоскошлифовальном станке и прирабатывались на самой установке. При испытаниях они служили неподвижной колодкой.

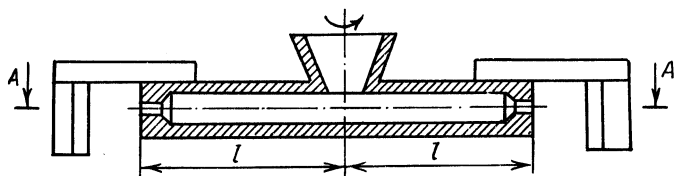


Рис. 2. Схема ротора установки для исследования гидроабразивного изнашивания

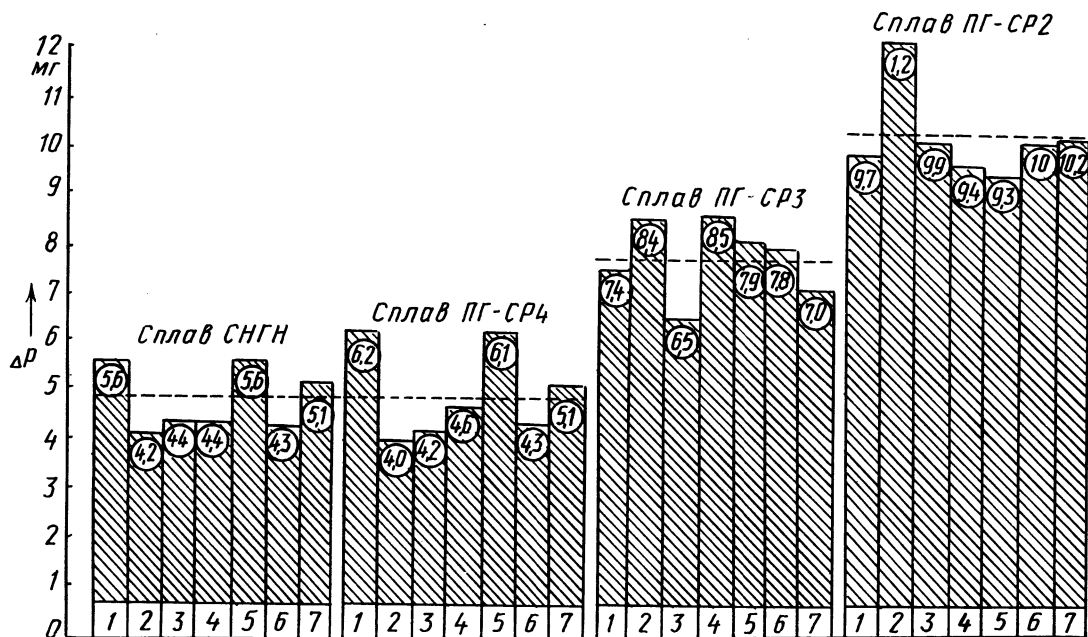


Рис. 3. Гидроабразивная стойкость покрытий из ПСТС при формировании их разными способами:

1 – наплавка; 2 – плазменное напыление + печное оплавление; 3 – плазменное напыление + оплавление ТВЧ; 4 – плазменное напыление + газопламенное оплавление; 5 – газопламенное напыление + печное оплавление; 6 – газопламенное напыление + оплавление ТВЧ; 7 – газопламенное напыление + газопламенное оплавление

Т а б л и ц а 1

Параметр	Температура окружающей среды, °С	Скорость скольжения, м/с	Давление, МПа
Кодовое обозначение	x_1	x_2	x_3
Основной уровень	400	1,25	2,2
Интервал варьирования	120	0,45	1,1
Верхний уровень	520	1,7	3,3
Нижний уровень	280	0,8	1,1
Звездная точка	(+1,682) 600	2	4
	(-1,682) 200	0,5	0,4

Контртело изготовлялось из твердого сплава ВК8 (диск диаметром 40 мм и толщиной 5 мм). Износ образцов определяли методом линейного измерения.

Исследования износостойкости проводились с применением математического планирования эксперимента. За параметр оптимизации y был принят линейный износ, а факторами оптимизации были температура окружающей среды x_1 , скорость скольжения x_2 и давление x_3 . Условия проведения эксперимента приведены в табл. 1.

Перед испытанием образцы предварительно нагревались до заданной температуры. В процессе испытания температура среды поддерживалась постоянной.

Каждый результат является средним из пяти измерений. Опыты рандомизированы во времени. Дисперсия воспроизводимости $S^2\{y\}$ определялась по результатам 6 опытов в нулевой точке [6].

Были получены следующие зависимости:
для сплава ПГ-CP4

$$y = 341,1 + 198,7x_1 + 218,1x_2 + 203,5x_3 + 1117,5x_1x_2 + 119,4x_1x_3 + 123,4x_2x_3 + 75,8x_1x_2x_3 + 102,2x_1^2 - 7x_2^2 + 10,4x_3^2 + 32,7x_1^3 - 3,5x_2^3 - 4,0x_3^3; \quad (1)$$

для сплава ПГ-CP2

$$y = 804,8 + 365,8x_1 + 351,8x_2 + 337,3x_3 + 19,8x_1x_2 + 159,8x_1x_3 + 163,8x_2x_3; \quad (2)$$

для пары П1'-CP2 – ПГ-CP2

$$y = 1188,9 - 173,9x_1 + 876,6x_2 + 414,9x_3 - 72x_1x_2 + 108x_1x_3 + 360x_2x_3 + 123,8x_1x_2x_3 - 92,8x_1^2 - 91,7x_2^2 + 355,2x_3^2 + 186,7x_1^3 - 157,2x_2^3 + 228,9x_3^3; \quad (3)$$

для стали 4X13

$$y = 260,3 - 433,3x_1 + 1863x_2 + 14275,3x_3 - 678x_1x_2 + 906,50x_2x_3. \quad (4)$$

При анализе уравнений (1)...(4) и кривых на рис. 4 видно, что наибольшую износостойкость при данных режимах испытаний имеет сплав ПГ-СР4, затем следует сплав ПГ-СР2. Наименьшая износостойкость у покрытий из стали 4Х13.

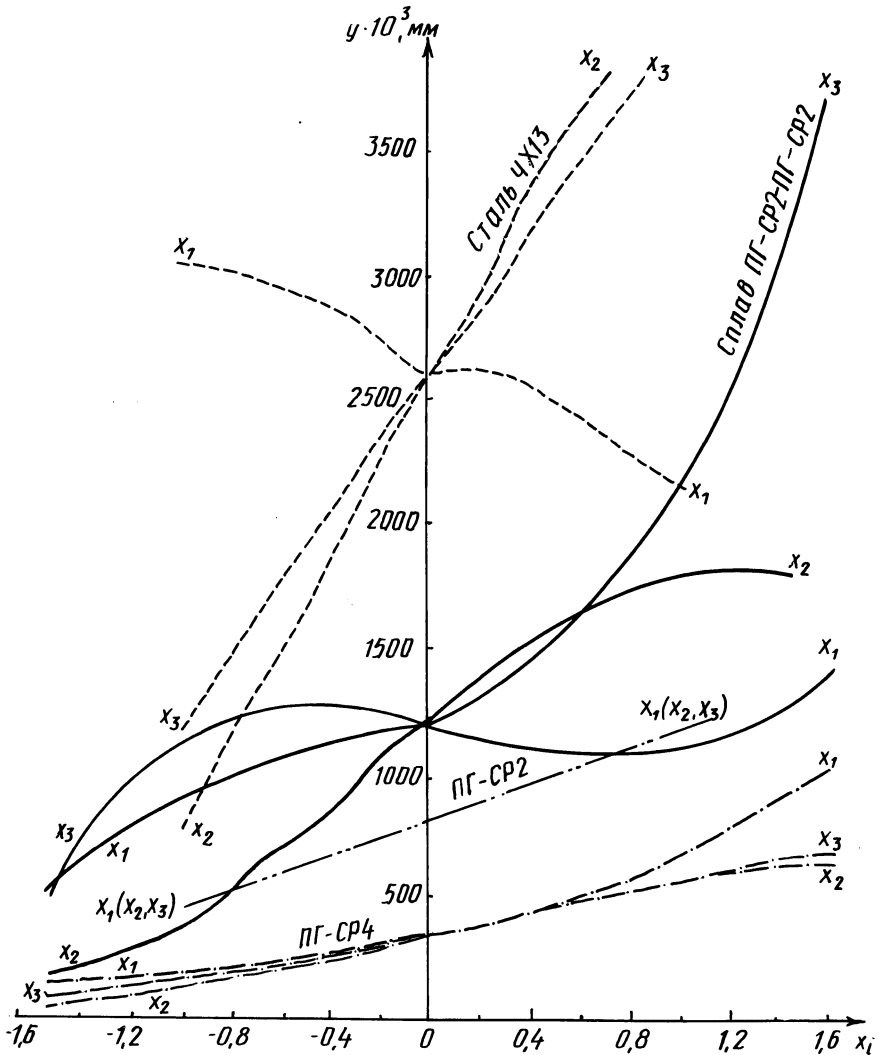


Рис. 4. Износ при различных режимах испытаний

С учетом результатов проведенных опытов сплавом ПГ-СР4 была упрочнена опытная партия радиальных опор. На внутренние втулки покрытия наносили методом напыления с последующим оплавлением, а на наружные — индукционной центробежной наплавкой специальной шихты на основе сплава ПГ-СР4.

Для проведения сравнительных испытаний все опытные опоры были отправлены на Кольскую сверхглубокую скважину и установлены в редукторных турбобурах ТРМ-195Т. Четыре радиальные опоры шпинделя, выполненные по технологии БПИ, и одна — по технологии БашНИИНП — были установлены в промежуточном шпинделе № 44. Двумя радиальными опорами ВНИИБТ была укомплектована редукторная вставка турбобура РМ1-195Т № 3 и четырьмя опорами БПИ — редукторные вставки № 48 и 50.

Испытания турбобуров с опытными опорами проводились на СГ-3 при глубине скважин от 9830 до 12000 м и температуре призабойной зоны до 230 °С.

В целом ресурс твердосплавных опор, используемых в редукторном турбобуре, значительно возрос.

Опоры шпинделя № 1...4, выполненные по технологии БПИ, отработали 280 ч и сохранили работоспособность. Скорость их изнашивания в среднем составила 0,0043 мм/ч, опор № 5 и 6 — 0,0041 мм/ч. Опоры № 7 и 8 отработали по 240 ч, сохранив работоспособность, замеры износа не производились, так как они находились в работе.

Радиальная опора, изготовленная по технологии БашНИИНП, находилась в работе более 300 ч. Общий ее износ после 220 ч работы составил 0,8 мм (скорость изнашивания 0,0036 мм/ч). Опора находилась в работоспособном состоянии.

Опоры скольжения № 9 и 10, выполненные по технологии ПФ ВНИИБТ, отработали по 380 ч и вышли из строя в результате отслоения покрытия и появления продольных трещин на наружных втулках. Износ составил 3,5 мм. На некоторых участках внутренних втулок имел место предельный износ никельборидного покрытия.

Поверхности трения отработанных опор БПИ и БашНИИНП без задиров, риск, параметр шероховатости поверхности $Ra = 2,5 \dots 1,25$ мкм. По замерам основных размеров построен график зависимости износа радиальных опор от продолжительности их работы (рис. 5). На основании его анализа бо-

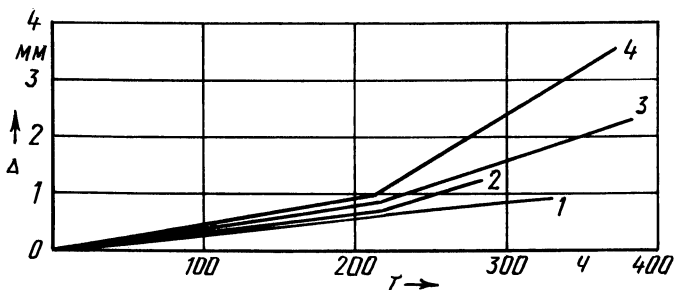


Рис. 5. Зависимость износа радиальных опор от продолжительности испытаний:

1 — опора БашНИИНП; 2 — опора БПИ; 3, 4 — опоры ПФ ВНИИБТ

лее износостойкой и надежной оказалась радиальная опора, изготовленная методом спекания по технологии БашНИИ НП. Но при этом необходимо отметить технологическую сложность получения защитного покрытия.

Скорость изнашивания радиальных опор, изготовленных по технологии БПИ, незначительно уступает скорости изнашивания опор, изготовленных по технологии БашНИИ НП. В процессе испытания на двух опорах наблюдалось отслаивание покрытия, что является следствием неполного его оплавления.

Радиальные опоры ПФ ВНИИ БТ по износостойкости уступают опорам с твердосплавным покрытием.

Испытания опытных опор в целом показали, что работы, проводимые в области создания термостойких радиальных опор, перспективны. На базе использования композиционных материалов и передовой технологии созданы термостойкие опоры скольжения забойного двигателя, ресурс работы которых в сверхглубокой скважине превышает ресурс работы серийных радиальных опор. В целях повышения надежности опор, исключения случаев отслаивания твердого покрытия от металлической основы необходимо провести дополнительную работу, направленную на оптимизацию режимов формирования покрытий и создание на основе ПСТС новых композиционных сплавов, более износостойких по сравнению с испытанными.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пары трения с твердосплавным контактом / Н.Ф. Кагарманов, Ш.Х. Хамзин и др. // Тр. БашНИИ Нефти. – Уфа, 1974. – Вып. 36. – С. 169–171.
2. Электронная микроскопия в металловедении / А.В. Смирнова, Г.А. Кокорин, С.М. Полонская и др. – М., Металлургия, 1985. – 192 с.
3. Тененбаум М.М., Аронов Э.Л. Установка ПВ-12 для исследования износостойкости материалов при гидроабразивном изнашивании // Завод. лаборатория. – 1967. – № 6. – С. 764.
4. Золотарь А.И., Аронов Э.Л., Леонидов Л.Д. О систематизации установок для исследования гидроабразивного износа материалов // Тр. ВНИИ гидромаша. Гидромашиностроение. – М.: Энергия, 1972. – Вып. 43. – С. 146–155.
5. Шамшур А.С., Чеблук М.А., Петросян М.М. Исследование кавитационной стойкости самофлюсующихся твердых сплавов // Машиностроение. – Мн.: Выш. шк., 1981. – Вып. 6. – С. 106–111.
6. Сташевская Е.Н. Износостойкость сплавов на никелевой основе при повышенных температурах // Машиностроение. – Мн.: Выш. шк., 1979. – Вып. 2. – С. 30. – 33.

УДК 621.822

И.И. ДЯКОВ, Г.М. ЮМЛТЫК

КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ УПРОЧНЯЕМОГО КОНЦЕВОГО ИНСТРУМЕНТА

Одним из наиболее распространенных методов упрочнения металлорежущих инструментов является КИБ (конденсация в условиях ионной бомбардировки). Процесс включает в себя ионную бомбардировку (очистку) и конденсацию покрытия. Особо важное значение имеет ионная бомбардировка, качество проведения которой влияет на дальнейшие показатели упрочненного инструмента.

Эффективность очистки инструмента зависит от угла атаки ионами обрабатываемой поверхности. Поэтому для достижения качественной очистки последней и получения равномерного покрытия на всех рабочих поверхностях инструмента необходимо перемещать его под испарителем по сложной траектории с обеспечением хотя бы кратковременного пребывания упрочняемых поверхностей под прямыми потоками ионов.

Оценка конструктивно-технологических возможностей оборудования может быть осуществлена на основе расчета толщины наносимого на всю поверхность инструмента покрытия. Для определения равномерности покрытия необходимо знать интенсивность его нанесения на каждую элементарную поверхность, а значит, закон изменения положения элементарной площадки поверхности относительно испарителя, который может быть задан уравнениями, связывающими координаты этой площадки относительно испарителя и угол между нормалью к площадке и ее радиусом-вектором.

Экспериментальным путем можно получить зависимость интенсивности нанесения покрытия от кинематических характеристик инструмента

$$U = f(\rho, \theta, \gamma), \quad (1)$$

где ρ – радиус-вектор положения элементарной площадки; θ – угол между радиусом-вектором и осью испарителя; γ – угол между нормалью к площадке и радиусом-вектором.

Данная зависимость позволяет определить оптимальное положение инструментов в статическом состоянии. Для оптимизации кинематических параметров инструмента необходимо знать изменение ρ, θ, γ .

Задачей данной работы является получение модели расчета оптимальных параметров кинематического движения инструментов под испарителем, обеспечивающих при достаточно высокой производительности оборудования хорошие качественные показатели обработанного инструмента.

Для учета большинства возможных схем технологической оснастки расчетную схему представим с учетом наклонного положения инструмента, его вращения вокруг своей оси и дополнительно вокруг оси устройства, при этом для упрощения расчетов инструмент представим в виде обобщенной детали-цилиндра (рис. 1).

Законы движения инструментов можно определить в матричном виде при разложении сложного движения на простейшие – вращательное и поступательное [1].

Осуществляя последовательный переход от системы координат, связанной с деталью, к системе координат, связанной с испарителем, путем матричного преобразования можно найти закон изменения координат любой точки поверхности детали при ее сложном движении относительно испарителя. Так, после поворота системы координат, связанной с деталью, вокруг оси на некоторый угол справедливо равенство

$$X_1 = F_1 L_0,$$

где F_1 – матрица поворота; L_0 – матрица координат элементарной площадки на поверхности детали в системе координат, связанной с ней.

При плоскопараллельном перемещении указанной системы координат получим

$$X_2 = F_1 L_0 + L_1,$$

где L_1 — матрица перемещений.

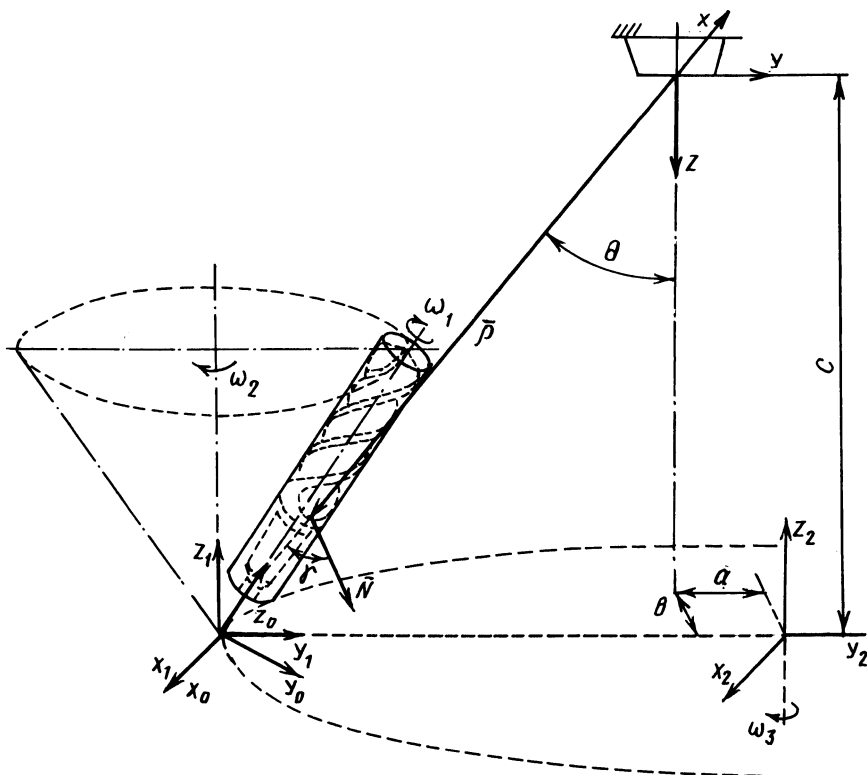


Рис. 1. К кинематическому анализу движения подложек под испарителем

Таким образом, если сложное движение разбито на n поворотов и m перемещений, то при переходе из системы координат, связанной с деталью, к системе координат, связанной с испарителем, конечное уравнение будет иметь вид

$$X = F_n \{ F_{n-1} \{ F_{n-2} \{ \dots [F_2 (F_1 L_0 + L_1) + L_2] + \dots \} + L_{m-2} \} + L_{m-1} \} + L_m .$$

Решая уравнение, можно определить законы изменения во времени координат элементарной площадки поверхности цилиндра относительно испарителя.

Уравнение поверхности цилиндра в системе координат, связанной с испарителем, имеет вид

$$F = f(x, y, z, R),$$

где x, y, z — координаты точек поверхности цилиндра в системе координат, связанной с испарителем; R — радиус цилиндра.

Продифференцировав это уравнение по переменным x, y, z , можно определить координаты нормали к элементарной площадке поверхности цилиндра: $N(F'_x(x, y, z, R), F'_y(x, y, z, R), F'_z(x, y, z, R))$. Определив длину вектора

$$|N| = \sqrt{(F'_x)^2 + (F'_y)^2 + (F'_z)^2} \quad (2)$$

и длину радиуса-вектора, проведенного из начала системы координат, связанной с испарителем, к данной элементарной площадке:

$$|\rho| = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}, \quad (3)$$

можно найти закон изменения угла между нормалью к площадке и радиусом-вектором:

$$\gamma = \arccos \frac{(\bar{N}, \rho)}{|N| |\rho|}. \quad (4)$$

Угол между радиусом-вектором, проведенным к элементарной площадке, и осью испарителя можно определить из следующей зависимости:

$$\theta = \arccos(z/\rho). \quad (5)$$

Подставив выражения (2)...(5) в уравнение (1), можно рассчитать интенсивность нанесения покрытия на каждую элементарную площадку инструмента при сложном движении детали и изменение толщины покрытия по всей его поверхности.

Применяя вышеизложенный метод, можно произвести оптимизацию кинематических параметров движения инструмента под испарителем с целью достижения высокого качества покрытия на всех рабочих поверхностях. Такое математическое моделирование процесса нанесения покрытия позволяет не только оценить конструктивное исполнение внутрикамерных устройств, но и на стадии разработки эскизного проекта определить необходимые движения инструментов, расположение и количество испарителей, а также обеспечить оптимизацию конструктивных и технологических параметров оснастки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Х а л ф м а н Р.И. Динамика: Пер. с англ. — М.: Наука, 1972. — 568 с.

ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ТОНКОПЛЕНОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ НА НЕМАГНИТНЫХ ДЕТАЛЯХ

В условиях современного производства высокоточных приборов возникает необходимость в изготовлении прецизионных деталей из немагнитных, коррозионно-стойких материалов. Обеспечить удовлетворительные эксплуатационные характеристики таких деталей можно путем достижения высокой износостойкости и хороших фрикционных характеристик их трущихся поверхностей в сочетании с достаточной контактной жесткостью. Поскольку для изготовления немагнитных коррозионно-стойких деталей могут быть использованы в основном нетермоупрочняемые материалы (латуни, бронзы, аустенитные стали, алюминиевые сплавы), получение их высоких эксплуатационных характеристик не всегда обеспечивается.

Одним из путей решения данной проблемы является нанесение на рабочие поверхности деталей тонкопленочных ионно-вакуумных покрытий [1, 2]. Однако эффективное применение таких покрытий невозможно без изучения их эксплуатационных характеристик.

В работе приведены результаты исследования микротвердости, параметров шероховатости (R_{max} , R_a , t_p), износостойкости и фрикционных характеристик тонкопленочных покрытий из углеродной алмазоподобной пленки, нитрида титана, а также покрытий, полученных химическим способом и анодным оксидированием.

Микротвердость тонкопленочных покрытий измерялась на приборе ПМТ-3, параметры шероховатости — на профилометре TALYSURF-6. Для исследования фрикционных характеристик покрытий была принята схема торцового трения кольцо — плоскость. В качестве образцов для нанесения покрытий использовались диски, изготовленные из различных материалов: латуни ЛС59, бронзы Бр.А10, стали 12Х18Н10Т, алюминиевых сплавов Д16, Д16Т, АМц. Момент трения фиксировался на ленте самописца, подключенного к индуктивному измерителю-преобразователю машины трения. Коэффициент трения

$$f_{тр} = M_{тр} / (Pr),$$

где $M_{тр}$ — момент трения, Н·м; P — нагрузка на образец, Н; r — средний радиус поверхности трения, м.

Исследование фрикционных характеристик трущихся пар производилось в условиях трения без смазочного материала при следующих режимах: скорость относительного скольжения 0,1...1 м/с, давление 0,1...1 МПа. Износ тонкопленочных покрытий определялся профилографированием поверхности трения через 3, 10, 30, 60 мин после начала испытания и далее через каждый час работы машины трения.

На рис. 1 показано изменение параметров шероховатости поверхности образцов из алюминиевого сплава, латуни и коррозионно-стойкой стали после нанесения покрытия из углеродной алмазоподобной пленки. Из приведенных

зависимостей следует, что при исходном $Ra < 0,4...0,5$ мкм с нанесением покрытия увеличивается среднее арифметическое отклонение профиля поверхностей напыленных слоев. Если $Ra = 0,5...1$ мкм, нанесение углеродного алмазоподобного покрытия не приводит к существенному изменению параметров шероховатости образцов. Аналогичное влияние на характер изменения высоты микронеровностей образцов из стали 12Х18Н10Т оказывает нанесение покрытия из нитрида титана [3].

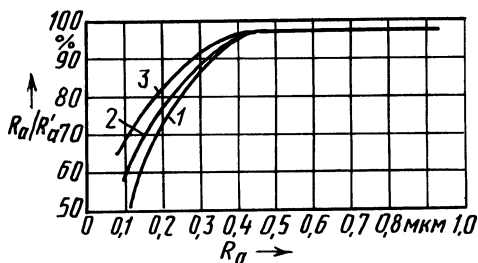


Рис. 1. Изменение параметров шероховатости поверхности при нанесении покрытий из углеродной алмазоподобной пленки на образцы:

1 – из сплава Д16Т; 2 – латуни ЛС59; 3 – стали 12Х18Н10Т; Ra – исходный параметр шероховатости; Ra' – после нанесения покрытия

Изменение относительной опорной длины профиля для образцов из аустенитной стали 12Х18Н10Т после нанесения углеродной алмазоподобной пленки при различных исходных параметрах шероховатости показано на рис. 2. Нанесение покрытий приводит к уменьшению относительной опорной длины профиля образцов при любых исходных параметрах шероховатости образцов. Особенно значительно снижается t_p при минимальных исходных параметрах их шероховатости. Аналогичная картина наблюдается и для образцов из других исследуемых материалов. Значительное уменьшение t_p связано, по-видимому, с особенностями осаждения покрытия на образцах. Поскольку при нанесении покрытия подложка находится под напряжением, заряженные частицы осаждаются в первую очередь на выступах поверхности образца. Это приводит к увеличению параметров шероховатости Ra , R_{max} поверхности образцов после нанесения покрытия и к уменьшению относительной опорной длины профиля.

Микротвердость исследуемых материалов до и после нанесения различных упрочняющих покрытий приведена в табл. 1.

Нанесение покрытий обеспечивает существенное повышение микротвердости поверхностного слоя исследуемых деталей. На поверхности образцов с покрытием из алмазоподобной углеродной пленки не удалось зафиксировать отпечаток алмазной пирамидки при нагрузке 0,5 Н. Микротвердость поверхности покрытия из нитрида титана зависит от пластичности материала подложки, поскольку при относительно небольшой толщине покрытия более мягкий материал подложки способствует некоторому деформированию покрытия, в результате чего микротвердость поверхности образца из сплава Д16Т с покрытием из нитрида титана несколько меньше, чем у образцов из стали 12Х18Н10Т с аналогичным покрытием.

Исследование износостойкости образцов показало, что при принятых режимах испытания она зависит от материала и параметров шероховатости трущихся поверхностей. Крайне низка износостойкость у исследуемых образцов

без покрытия. После 3...5 мин испытания наблюдалось катастрофическое изнашивание поверхностей трения в результате заедания и задира. При этом резко возрастал коэффициент трения скольжения.

Испытания образцов из алюминиевых сплавов Д16Т и АМц, упрочненных химическим и анодным оксидированием, также показали низкую работоспособность данных пар трения при указанных выше режимах испытания. Характер и интенсивность изнашивания рассматриваемых пар определяются в основном схватыванием поверхностей трения. Параметры шероховатости контактирующих поверхностей практически не оказывают влияния на их износостойкость ввиду интенсивного изнашивания пар трения.

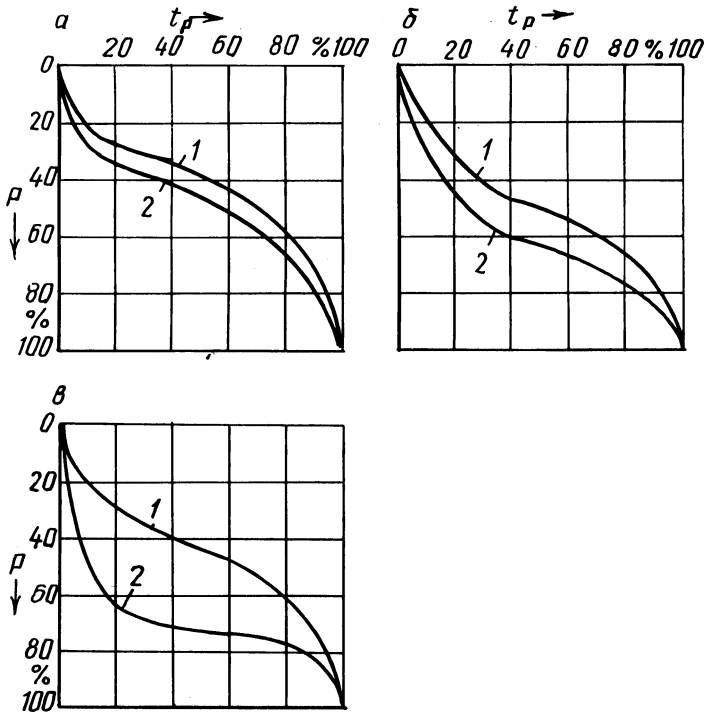


Рис. 2. Изменение относительной опорной длины профиля t_p образцов из стали 12X18H10T при нанесении углеродной алмазоподобной пленки:

a – при исходном параметре шероховатости $Ra = 0,6$ мкм; *б* – $0,36$ мкм; *в* – $0,13$ мкм; 1 – до нанесения покрытия; 2 – после нанесения покрытия

Продолжительность работы пары трения Д16Т + TiN – Д16Т + TiN до срыва покрытия толщиной 1,5...2 мкм (начало катастрофического изнашивания определялось по резкому изменению коэффициента трения) составила 90 мин. При этом не наблюдалось заедания поверхностей трения.

Наиболее работоспособными оказались образцы с покрытиями из углеродной алмазоподобной пленки. При трении таких покрытий, нанесенных на стальную основу (сталь 12X18H10T), изнашивание поверхностей трения про-

Материал основы	Микротвердость $H_{\mu 50}$, МН/м ² ,				
	основы	покрытия, полученного			
		химическим оксидированием	анодным оксидированием	в виде пленки TiN*	в виде углеродной алмазоподобной пленки
Сталь 12Х18Н10Т	4000			19 000	Более 72 000
Латунь ЛС59	1850			13 000	Более 72 000
Сплав Д16Т	1700	4000	6300	12 000	Более 72 000
Бронза Бр.А10	1250			10 000	Более 72 000

*Толщина покрытия 1...3 мкм.

исходит в основном за счет скалывания покрытия с выступов микронеровностей поверхности. При изучении поверхностей трения под микроскопом отчетливо видны участки основы, с которых срезано покрытие. С увеличением исходных параметров шероховатости (Ra , $Rmax$) трущихся поверхностей увеличивается количество участков со срезанным покрытием.

При нанесении аналогичных покрытий на более мягкую основу (алюминиевые сплавы, латунь) во время испытаний происходит смятие выступов микронеровностей профиля, что ведет к продавливанию покрытия и его катастрофическому разрушению. Задиры в этих парах происходят после разрушения значительных участков покрытия из-за схватывания материалов подложек, а также за счет наличия в зоне трения продуктов изнашивания.

При трении образцов с покрытиями из углеродной алмазоподобной пленки по контртелу из закаленной стали ШХ15 твердостью свыше 60 HRC₃ наблюдалось интенсивное изнашивание контртела с образованием на его поверхности налипаний коричневого цвета. При этом на покрытии заметных следов изнашивания не обнаруживалось.

На рис. 3 показано изменение износостойкости алмазоподобного покрытия, нанесенного на основу из стали 12Х18Н10Т, в зависимости от продолжительности испытания и материала контртела.

При трении пары с алмазоподобными покрытиями износостойкость образцов с $Ra = 0,11...0,14$ мкм более чем в 2 раза выше, чем образцов с $Ra = 0,6...0,75$ мкм. Для образцов с меньшими параметрами шероховатости характерен незначительный износ на участке приработки покрытия.

Алмазоподобные покрытия, нанесенные на основу из сплава Д16Т, изнашиваются интенсивнее покрытий, нанесенных на более жесткую основу (сталь 12Х18Н10Т) (рис. 3).

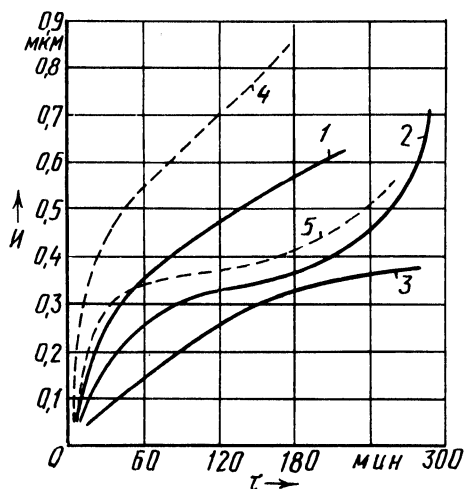
Коэффициенты трения исследуемых пар приведены ниже:

Пара трения	Коэффициент трения
ЛС59 – Бр.А10	0,39...0,46
Д16 – Д16	0,8... 0,93
Бр.А10 – Х18Н10Т	0,61...0,67
ЛС59 – Х18Н10Т	0,38...0,45
Д16Т + ан. окс. – Д16Т + ан. окс.	1,08...1,24
АМц + хим. окс. – АМц + хим. окс.	0,95...1,05
Д16Т + TiN – Д16Т + TiN	0,4 ...0,52
Д16Т + TiN – ШХ15	0,21...0,31
Бр.А10 + УАПП – Бр.А10 + УАПП	0,18...0,25
Х18Н10Т + УАПП – Х18Н10Т + УАПП	0,12...0,22
Х18Н10Т + УАПП – ШХ15	0,14...0,29
Д16Т + УАПП – Д16Т + УАПП	0,18...0,34
Д16Т + УАПП – ШХ15	0,2 ...0,35
ЛС59 + УАПП – ШХ15	0,22...0,29

Примечание. Ан. окс. – анодное оксидирование, хим. окс. – химическое оксидирование, УАПП – углеродная алмазоподобная пленка.

Рис. 3. Изменение линейного износа I углеродной алмазоподобной пленки на образцах из стали 12Х18Н10Т (1, 2, 3) и сплава Д16Т (4, 5) во времени при исходных параметрах шероховатости поверхности R_a :

1 – 0,6...0,75 мкм; 2 – 0,4...0,45; 3 – 0,11...0,14; 4 – 0,45; 5 – 0,12...0,13 мкм (контртело – из стали 12Х18Н10Т (1, 2, 3) и сплава Д16Т (4, 5) с углеродной алмазоподобной пленкой)



Самым низким и стабильным коэффициентом трения характеризуются алмазоподобные покрытия. При любом сочетании пар трения $f_{тр}$ постоянно возрастает с увеличением продолжительности испытания. Это особенно заметно при трении образцов с более мягкой основой (алюминиевые сплавы, латунь, бронза), так как с увеличением продолжительности испытания параметры шероховатости поверхностей трения уменьшаются, оголяются участки основного материала образцов, материал поверхностного слоя при этом активизируется. При некотором снижении механической составляющей коэффициента трения резко усиливается зависимость $f_{тр}$ от его молекулярной составляющей.

Проведенные исследования показали высокую эффективность применения тонкопленочных ионно-вакуумных покрытий для повышения эксплуатационных характеристик немагнитных деталей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Стрельницкий В.Е., Падалка В.Г., Вакула С.И. Некоторые свойства алмазоподобных углеродных пленок, полученных при конденсации плазменного потока в условиях использования высокочастотного потенциала // Журн. техн. физики. — 1978. — № 2. — С. 377–381.
2. Свойства вакуумно-плазменных покрытий на основе нитрида титана / В.М. Береснев, М.П. Борушко, А.П. Любченко и др. // Диффузион. насыщение и покрытия на металлах. — Киев: Наук. думка, 1983. — С. 59–63.
3. Бабук В.В., Иващенко С.А., Моисеев С.И. Изменение исходной шероховатости плоских деталей при нанесении покрытий из нитрида титана // Машиностроение. — Мн.: Выш. шк., 1983. — Вып. 8. — С. 88–90.

УДК 621.78.019.84

Н.В. СПИРИДОНОВ, А.Б. ПАНКОВ, Т.Э. ОПЕКУНОВА

ВЛИЯНИЕ ЛАЗЕРНОГО ОПЛАВЛЕНИЯ НА СТРУКТУРУ, ФАЗОВЫЙ СОСТАВ И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ПОКРЫТИЙ

Использование самофлюсующихся сплавов системы Ni—Cr—B—Si—C позволяет получать покрытия высокой износ- и коррозионной стойкости. Покрытия наносят плазменным или газоплазменным напылением с последующим оплавлением. Наряду с традиционными методами оплавления — печным, индукционным, газовой горелкой, сопровождающимися объемным нагревом детали, все большее применение находит оплавление источниками локального нагрева, в частности лучом лазера.

Исследования структуры оплавленными лазером покрытий, их эксплуатационных характеристик, и в частности коррозионной стойкости, проводились на цилиндрических образцах из стали 45 диаметром 16 мм и высотой 8 мм. Покрытия толщиной 0,6...0,8 мм наносили на установке плазменного напыления УПУ-ЗД при силе тока $I = 250$ А, напряжении $U = 90$ В, дистанции напыления 150 мм. Оплавление производили на установке непрерывного действия ЛГН-702: мощность излучения — 800 Вт, скорость перемещения луча — 20...150 мм/мин, диаметр фокального пятна — 1...5 мм. В качестве эталонных применялись образцы с покрытиями, оплавленными газовой горелкой "Москва" при 1050...1080 °С.

Металлографические исследования выполнялись на оптическом микроскопе Neophot-21 с использованием методов цветного химического и электрохимического травления.

Рентгенофазовый анализ проводили на рентгеновском дифрактометре ДРОН-3,0 по стандартной методике.

Исследовалась коррозионная стойкость покрытий в 5 %-м растворе H_2SO_4 . Поляризационные кривые снимали на потенциостате П-5827М при температуре 20 °С в условиях естественной аэрации. Применяли трехэлектродную прижимную ячейку с площадью рабочей поверхности исследуемого электрода 1 см². В качестве вспомогательного электрода использовали платиновую проволоку. Электродом сравнения служил насыщенный хлорсеребряный электрод. Скорость развертки потенциала составляла 1 мВ/с.

Установлено, что, несмотря на различия в химическом составе, покрытия, полученные из самофлюсующихся сплавов ПН-ХН80С3Р3 и ПН-ХН80С4Р4, состоят из одних и тех же фаз: твердого γ -раствора на основе никеля ($\gamma - \text{Ni}$), бориды хрома CrB с орторомбической решеткой, карбида хрома Cr_7C_3 с гексагональной решеткой, бориды никеля Ni_3B с орторомбической решеткой и силицида никеля Ni_5Si_2 с гексагональной решеткой.

Матрицей сплавов является твердый γ -раствор на основе никеля дендритной и ячеисто-дендритной структуры. Борид никеля входит в состав пластинчатой эвтектики $\text{CrB}-\text{Ni}_3\text{B}$ (рис. 1, *a*).

Упрочняющими структурными составляющими являются карбид хрома Cr_7C_3 , формирующийся в виде шестигранных стержней и звездообразных зерен эвтектики $\text{Cr}_7\text{C}_3-\text{Ni}$ (рис. 1, *б*), и борид хрома CrB , кристаллизующийся в виде вытянутых или крестообразно расположенных ромбов (рис. 1, *в*).

Силицид никеля Ni_5Si_2 кристаллизуется по перитектической реакции на границах зерен никеля. В сплаве ПН-ХН80С4Р4 концентрация бора увеличивается на 1% по сравнению с ПН-ХН80С3Р3, и как следствие возрастает содержание в нем бориды хрома. Это нужно учитывать при выборе режимов получения покрытия.

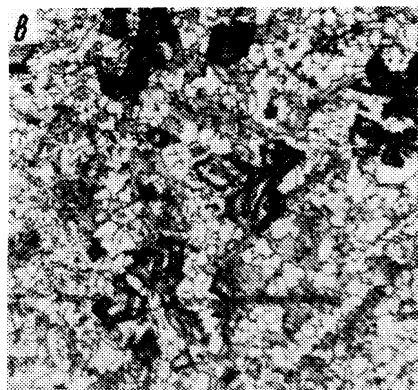
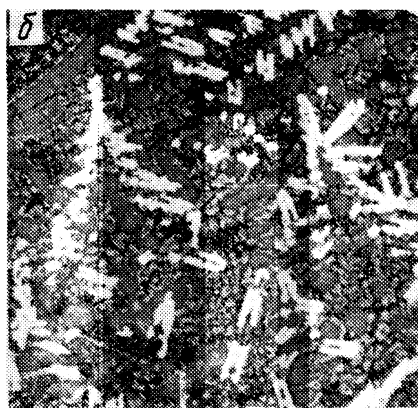
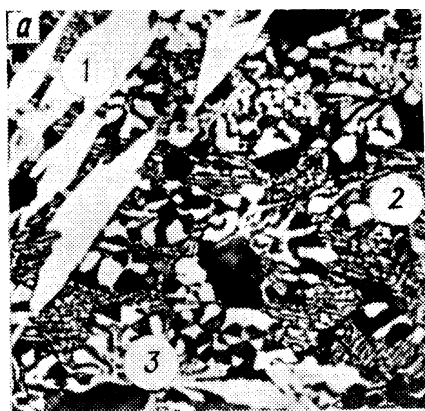


Рис. 1. Микроструктура покрытий из самофлюсующихся сплавов, оплавленных лучом лазера:

a – сплав ПН-ХН80С3Р3 ($\times 1200$); *б* – карбиды хрома (светлые) в сплаве ПН-ХН80С3Р3 ($\times 700$); *в* – бориды хрома (темные) в сплаве ПН-ХН80С4Р4 ($\times 700$); 1 – карбид хрома Cr_7C_3 ; 2 – пластинчатая эвтектика $\text{CrB}-\text{Ni}_3\text{B}$; 3 – скелетная эвтектика $\text{Cr}_7\text{C}_3-\text{Ni}$

Упрочнение покрытий из самофлюсующихся сплавов на основе никеля после лазерной обработки достигается за счет создания мелкодисперсной, с равномерным распределением упрочняющих фаз по объему структуры [1]. Однако, учитывая, что самофлюсующиеся сплавы на основе никеля являются эвтектическими, нужно отметить влияние эвтектик на их упрочнение. Решающими факторами, от которых зависит структура оплавленного покрытия, являются температура нагрева и скорость его охлаждения. Температуры, достигаемой при лазерном нагреве, достаточно для плавления упрочняющих фаз. Последующее охлаждение с высокими скоростями приводит к значительному переохлаждению и формированию эвтектических структур. При исследованных режимах оплавления карбиды и бориды хрома, входящие в состав скелетных эвтектик, образуют разветвленную арматуру колонии, а ведомые менее прочные фазы никеля и бориды никеля заполняют промежутки между их ответвлениями. Армирование более пластичной матричной фазы скелетной фазой позволяет получать оптимальное сочетание прочностных и пластических характеристик сплава [2] и увеличивать износостойкость покрытий, оплавленных лучом лазера [3].

Для выяснения процесса разрушения покрытия в 5 %-м растворе H_2SO_4 исследовалась стойкость структурных составляющих при анодном гальвано-

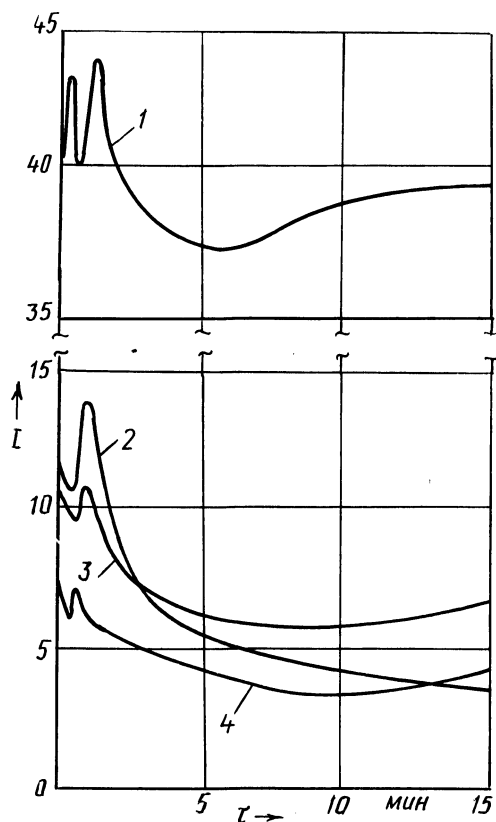


Рис. 2. Изменение интенсивности I рентгеновских линий фаз сплава ПН-ХН80СЗР3 в процессе его анодного гальваностатического растворения в 5 %-м растворе H_2SO_4 :

1 - Ni ($2\theta = 52^\circ$); 2 - Ni_3B ($2\theta = 42^\circ$); 3 - CrB ($2\theta = 38^\circ$); 4 - Cr_7C_3 ($2\theta = 39^\circ$)

статическом растворении покрытия из сплава ПН-ХН80С3Р3, оплавленного лучом лазера при скорости перемещения луча 150 мм/мин и диаметре фокального пятна 3 мм. Рентгенограммы были получены после анодного растворения образцов при плотности тока $i = 25 \text{ мА/см}^2$. Изменение интенсивности I рентгеновских дифракционных линий фаз в процессе растворения сплава показано на рис. 2. Интенсивность линий никеля не меняется после 16 мин травления, а линий карбидов и боридов хрома – несколько снижается, что связано с их частичным растворением. Интенсивность линий силицида никеля (на рисунке не приведена) не изменяется. Наименее стойкой является фаза Ni_3B , которая растворяется практически полностью. В начале процесса растворения наблюдается колебание интенсивности линий фаз, указывающее на сложный процесс коррозии. Это связано с появлением после лазерного оплавления тонкодифференцированных эвтектик $\text{CrB-Ni}_3\text{B}$ и $\text{Cr}_7\text{C}_3-\text{Ni}$. Растворение одной из составляющих эвтектики приводит к уменьшению интенсивности ее линий на рентгенограмме и увеличению интенсивности линий другой фазы.

Для сравнения коррозионной стойкости покрытий из сплавов ПН-ХН80С3Р3 и ПН-ХН80С4Р4, оплавленных горелкой и лучом лазера, и оценки влияния на нее слоя аморфного бора, наносимого на покрытия перед оплавлением лучом лазера, снимали анодные поляризационные кривые сплавов, представляющие зависимость между плотностью анодного тока i и потенциалом электрода φ (рис. 3). Токи активного растворения и пассивации покрытий, оплавленных горелкой, практически равны и примерно в 4 раза больше, чем для покрытий, оплавленных лучом лазера. При потенциалах от $\varphi = +259$ до $\varphi = +800$ мВ покрытия, оплавленные лазерным лучом, пассивируют-

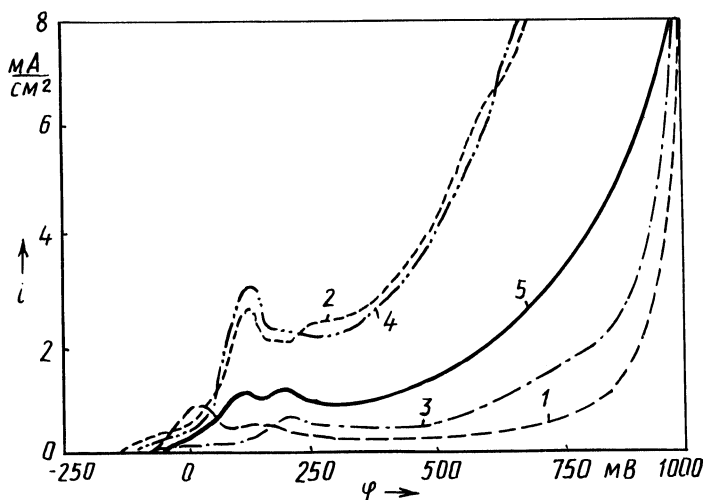


Рис. 3. Поляризационные кривые сплавов при разрушении в 5%-м растворе H_2SO_4 : 1 – сплав ПН-ХН80С3Р3, оплавленный лучом лазера; 2 – ПН-ХН80С3Р3, горелкой; 3 – ПН-ХН80С4Р4, лучом лазера; 4 – ПН-ХН80С4Р4, горелкой; 5 – ПН-ХН80С3Р3, оплавленный лучом лазера с предварительным нанесением слоя аморфного бора

ся, причем ток полной пассивации сплава ПН-ХН80С4Р4 в 2 раза больше, чем сплава ПН-ХН80С3Р3. Таким образом, коррозионная стойкость покрытий, оплавленных лучом лазера, выше, чем покрытий, оплавленных газовой горелкой. Это можно объяснить наблюдаемым после лазерной обработки измельчением структуры сплавов и образованием разветвленной пространственной эвтектической структуры стойких фаз, способствующей экранированию менее стойких структурных составляющих.

Нанесение слоя аморфного бора на покрытие из сплава ПН-ХН80С3Р3 перед оплавлением лучом лазера приводит к увеличению примерно в 2 раза тока активного его растворения и тока полной пассивации, что свидетельствует о снижении коррозионной стойкости покрытия. По коррозионной стойкости покрытие, полученное оплавлением лучом лазера с предварительным нанесением слоя аморфного бора, занимает промежуточное место между покрытиями, оплавленными лучом лазера и газовой горелкой.

ЛИТЕРАТУРА

1. Исследование метода оплавления сплавов системы Ni-Cr-Si-B / Н.В. Спиридонов, В.С. Ивашко, В.А. Протасевич и др. // Машины и нефтяное оборуд. - М.: ВНИИОЭНГ, 1982. - Вып. 8. - С. 21-22. 2. Т а р а н Ю.Н., М а з у р В.И. Структура эвтектических сплавов. - М.: Металлургия, 1978. - 311 с. 3. П р о т а с е в и ч В.А., С п и р и д о н о в Н.В., С а м о д е е в а Т.И., О п е к у н о в а Т.Э. Некоторые особенности влияния лазерной обработки на структуру и триботехнические свойства покрытий из самофлюсующихся сплавов // Тез. докл. 2-й всесоюз. конф. "Технол. упр. характеристиками узлов машин". - Кишинев, 1985. - С. 55-57.

МЕТАЛЛОРЕЖУЩИЕ СТАНКИ

УДК 621.9.06–529.08

В.И. РЕЗНИЧЕНКО, И.А. КАПТАЛЬЯН,
А.А. БОГАНОВ

РЕАЛИЗАЦИЯ ФУНКЦИИ НЕЗАВИСИМОГО УПРАВЛЕНИЯ СУППОРТАМИ ТОКАРНОГО СТАНКА С ЧПУ

Среди специальных функций числового программного управления (ЧПУ) особое место занимает независимое управление координатными перемещениями в многосуппортных станках, близкое к управлению несколькими простыми станками от одной системы ЧПУ.

Существуют два способа реализации функций числового программного управления – схемный (аппаратный) и программный.

При схемном способе каждая функция выполняется отдельным блоком или узлом системы управления. Алгоритм выполнения функции при этом определяется электрической схемой данного блока (узла). Операции, составляющие алгоритмы выполнения различных функций, осуществляются параллельно в различных блоках системы.

При программном способе аналогичные операции выполняются последовательно с помощью одной и той же аппаратуры: центрального процессора и запоминающего устройства. Алгоритмы последовательности операций задаются информацией, которая хранится в памяти системы, т. е. программируется.

Поскольку при схемном способе реализации функций управления каждый блок соответствует той или иной выполняемой функции, добавление новых функций влечет за собой увеличение числа агрегируемых блоков. Так, например, для независимого управления координатными перемещениями в многосуппортных станках потребовалось бы столько блоков задания скорости и интерполяторов, сколько суппортов имеется на станке. Поэтому независимое управление координатными перемещениями многосуппортных станков целесообразно осуществлять с помощью ЧПУ, построенных на базе микроЭВМ.

Реализацию функции независимого управления суппортами программным способом рассмотрим на примере токарного полуавтомата с ЧПУ мод. 1А734Ф3.

Станок имеет вертикальную компоновку и оснащен двумя крестовыми суппортами с четырехпозиционными револьверными головками. Перемещение каждого суппорта в продольном и поперечном направлениях осуществляется комплектными электроприводами с высокомоментными двигателями постоянного тока через передачу винт–гайка качения. Дискретность задания размеров составляет 0,001 мм по всем координатам. Исходное положение суппорта по каждой оси контролируется бесконтактными путевыми переключателями и датчиком пути (резольвером). В качестве привода главного движения применен электродвигатель постоянного тока с тиристорным управлением. Пре-

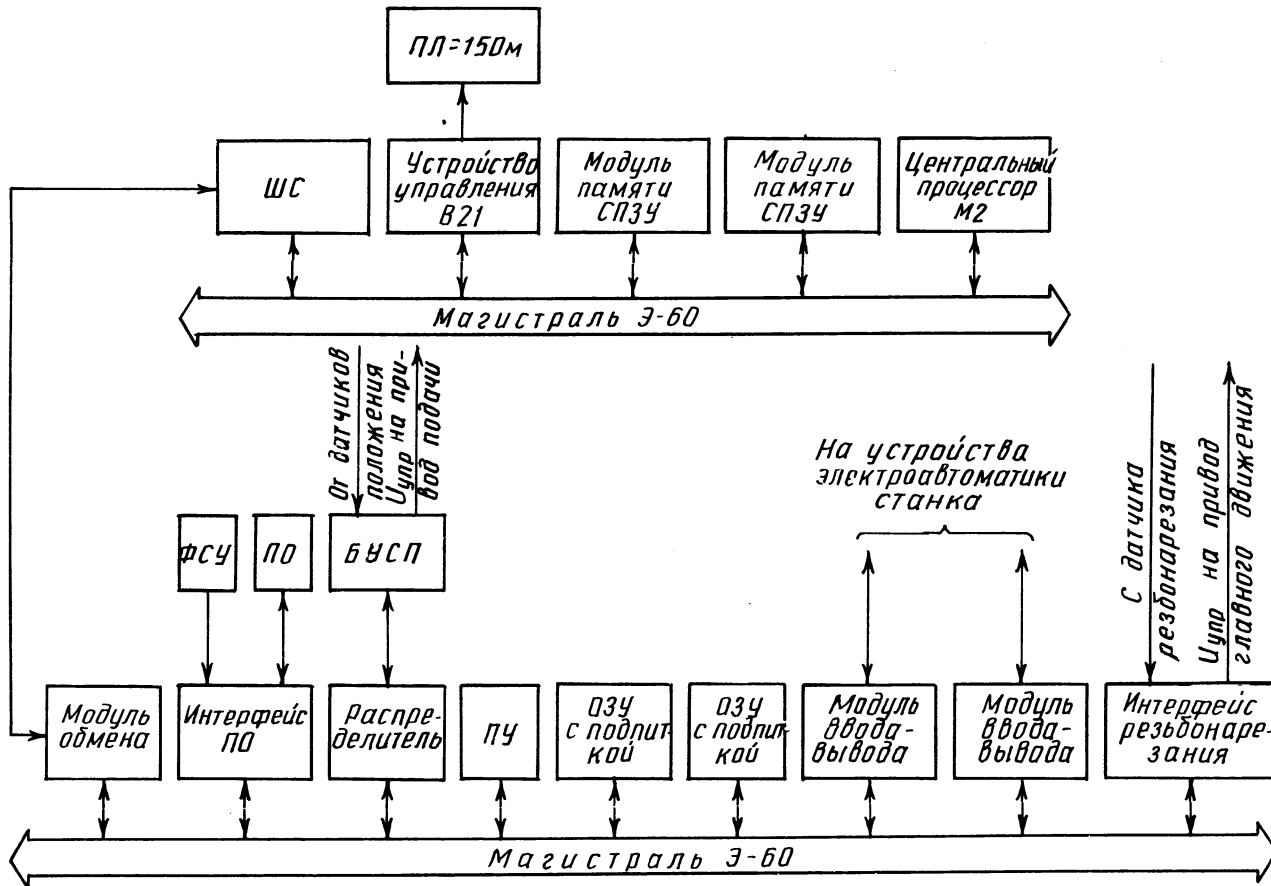


Рис. 1. Структура устройства ЧПУ 2С85

дусмотрена возможность автоматического изменения частоты вращения шпинделя в процессе резания и нарезания резьбы.

Управление станком осуществляется устройством ЧПУ мод. 2С85 на базе микроЭВМ "Электроника 60". Основным узлом устройства является центральный процессор М2 (рис. 1). Два модуля памяти (СПЗУ) хранят базовое программное обеспечение. Емкость каждого модуля – 8 К байт 16-разрядных слов. Устройство В21 из комплекта ЭВМ "Электроника 60" предназначено для управления перфоратором ПЛ-150 М. Шинный согласователь (ИИС) вместе с модулем обмена обеспечивает связь процессора с периферийными устройствами. На плате шинного согласователя имеется также постоянное запоминающее устройство (ПЗУ) с программой начального запуска программного обеспечения (запуск по включению питания). Управление фотосчитывающим устройством (ФСУ) типа "Консул 337" и связь с пультом оператора (ПО) обеспечивает интерфейс ПО. Распределитель (интерполятор) за интервал интерполяции выдает на блок управления следящим приводом определенное количество шагов, соответствующее выдаваемому процессором числу.

Базовое программное обеспечение, хранящееся в СПЗУ, является универсальным для станков различных типов. Программное обеспечение привязки к конкретной модели станка (конкретной электроавтоматике) хранится в двух платах оперативного запоминающего устройства (ОЗУ) с подпиткой. Там же хранится технологическая информация (управляющие программы, коррекции, константы). Связь с электроавтоматикой станка осуществляется через два модуля ввода – вывода. Каждый модуль обеспечивает выдачу на станок 32 и прием от станка 64 дискретных сигналов. Интерфейс резьбонарезания обеспечивает прием информации от фотоимпульсного датчика резьбонарезания, а также в соответствии с кодом, полученным от процессора, формирует управляющее напряжение (0... + 10 В) для привода главного движения.

Функционирование станка осуществляется путем отработки микроЭВМ определенного набора алгоритмов. Причем, кроме традиционных алгоритмов (линейной интерполяции, круговой интерполяции, расчета-эквидистанты, разгона – замедления и т. д.), в этот набор может быть включен алгоритм независимого управления суппортами станка. Схема такого алгоритма приведена на рис. 2. Приняты следующие обозначения:

i – текущий номер кадра программы для правого суппорта;

a_i – содержимое i -го кадра программы для правого суппорта;

n – число кадров программы для правого суппорта;

j – текущий номер кадра программы для левого суппорта;

b_j – содержимое j -го кадра программы для левого суппорта;

H – признак синхронизации программ (служит для согласования начала отработки обеих программ параллельно или последовательно).

Адресом H задается номер кадра параллельной программы, с которого начинается отработка данной программы;

H_a – номер кадра программы для правого суппорта, с которого начинается отработка программы для левого суппорта;

H_b – номер кадра программы для левого суппорта, с которого начинается отработка программы для правого суппорта;

m – число кадров программы для левого суппорта;

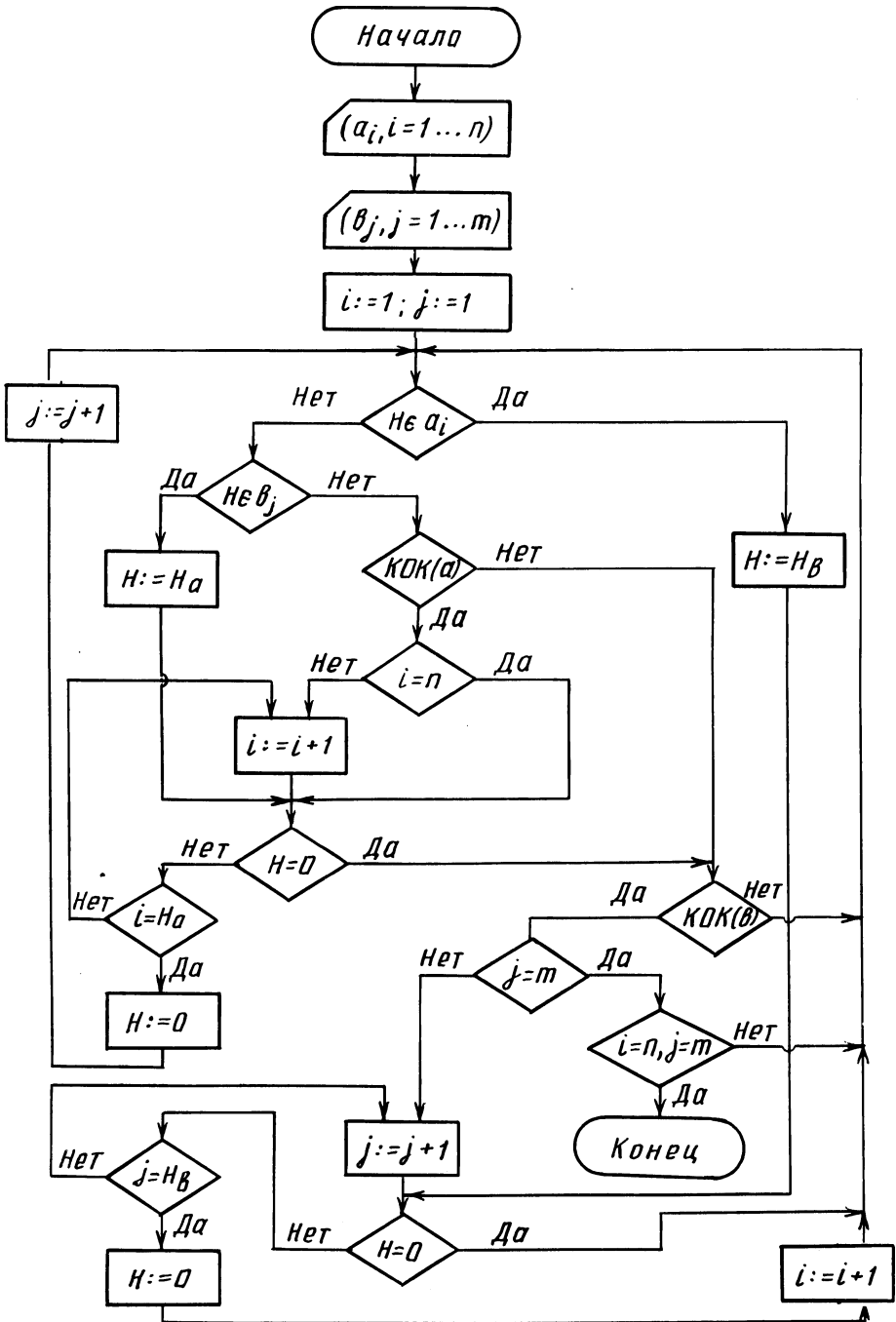


Рис. 2. Схема алгоритма независимого управления суппортами токарного станка с ЧПУ

КОК (а) — конец обработки кадра программы для правого суппорта;

КОК (б) — конец обработки кадра программы для левого суппорта.

Описанный метод независимого управления суппортами токарного станка с ЧПУ дает ряд преимуществ. К ним в первую очередь следует отнести снижение цикла обработки детали за счет совмещения смены инструмента и вспомогательных перемещений одного суппорта с обработкой детали другим суппортом, а также за счет совмещения обработки двумя суппортами. При этом необходимо учитывать ограничения (в основном по скорости резания), обусловленные тем, что оба суппорта заняты обработкой одной (общей) детали.

УДК 621.9.06–529:621.833.05

А.И. ГОЛЕМБИЕВСКИЙ

СИСТЕМА СИНХРОНИЗАЦИИ ФУНКЦИОНАЛЬНО СВЯЗАННЫХ ПРИВОДОВ ЗУБОДОЛБЕЖНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ

Основным блоком устройства числового программного управления (ЧПУ), обеспечивающим точность синфазного движения функционально связанных приводов исполнительных органов зубообрабатывающего станка, является система синхронизации. Для зубодолбежных станков с ЧПУ с касательным врезанием в основу структуры системы положена схема с ведущей координатой. В этом случае упрощается задача обеспечения точности станка, так как датчик положения (измерительный преобразователь) ведущей координаты является задающим, а скорости движения по остальным координатам устанавливаются с использованием сигналов задающего датчика.

Принципиальная особенность кинематической структуры зубодолбежных станков с касательным врезанием (рис. 1, а) — наличие двух сложных формообразующих групп: группы врезания на высоту зуба Φ_{S_1} (B_2P_3) и группы профилирования Φ_{S_2} (B_2B_4). Первая группа, воспроизводящая зубчато-реечное зацепление, функционально связывает делительный 11 и продольный б столы, вторая группа, воспроизводящая зацепление пары зубчатых колес, — делительный стол 11 со штосеелом 4 долбяка. Делительный стол одновременно входит в обе сложные группы. Поэтому наиболее рационально выбрать задающую координату. Привод стола осуществляется через делительную червячную передачу 8 от электродвигателя 7, управляемого устройством ЧПУ 33 (рис. 1, б) через блок путевого управления 32 и усилитель мощности 29.

Часть системы синхронизации, обеспечивающая функциональные связи групп Φ_{S_1} и Φ_{S_2} , имеет фотоэлектрический круговой измерительный преобразователь 9, соединенный через электронный блок 13 со счетчиком импульсов 18, к которому присоединен также блок задания коэффициента передаточных отношений 19. Выход счетчика 18 соединен с первыми входами фазовых дискриминаторов 23 и 22 и с коммутатором 21, с выходами которого в свою очередь соединены блоки задания подачи врезания 24 и круговой подачи 20.

Для обеспечения функциональной связи в группе Φ_{S_1} в системе синхронизации имеется также фотоэлектрический линейный преобразователь 5, уста-

новленный на продольном столе 6 и соединенный через электронный блок 12 со счетчиком импульсов 17, к которому дополнительно подсоединен блок 16 задания коэффициента передаточного отношения. Выход счетчика 17 соединен с вторым входом фазового дискриминатора 23, связанного своим выходом через цифроаналоговый преобразователь 26 с входом суммирующего усилителя 28, к другому входу которого подключен блок 24 задания подачи врезания. Выход суммирующего усилителя 28 через усилитель мощности 31 соединен с электродвигателем 10 привода касательного врезания.

Другая часть системы синхронизации, обеспечивающая функциональную

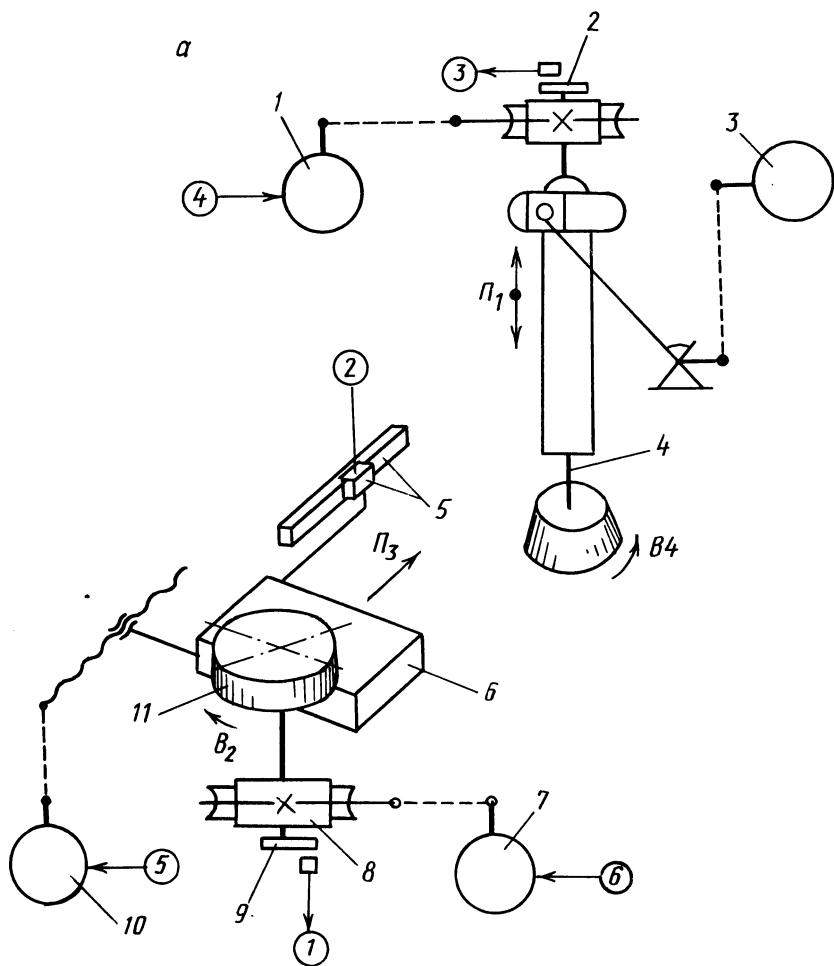
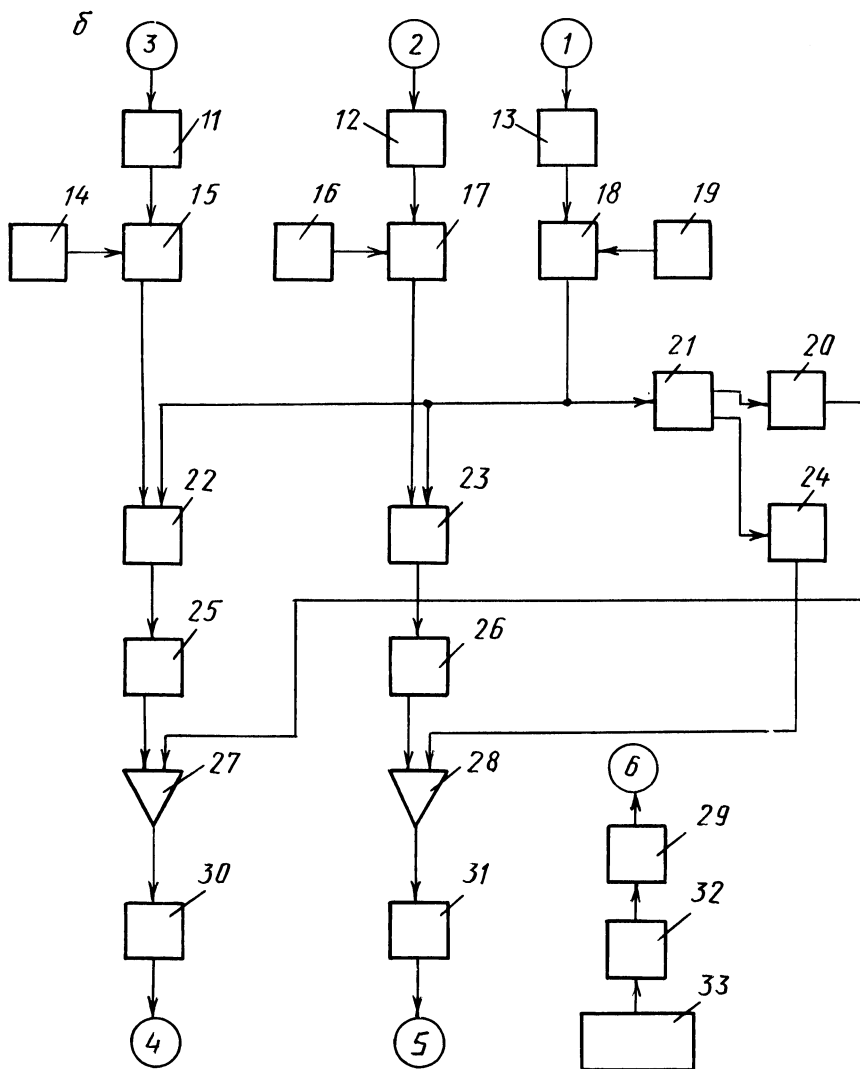


Рис. 1. Зубодолбежный станок с касательным врезанием:

a – структурная схема; *б* – схема системы синхронизации функционально связанных приводов

связь в группе Φ_{S_2} , дополнительно включает фотоэлектрический круговой преобразователь 2, установленный на штосселе 4 и соединенный через электронный блок 11 со счетчиком импульсов 15, к которому подключен блок 14 задания коэффициента передаточного отношения. Выход счетчика 15 соединен с вторым входом фазового дискриминатора 22, выход которого через цифро-аналоговый преобразователь 25 соединен с входом суммирующего усилителя 27, к другому входу которого подключен блок 17 задания круговой подачи. Выход суммирующего усилителя 27 через усилитель мощности 30 соединен с электродвигателем 1 привода круговой подачи долбяка.



Управление электродвигателем 3 традиционной для зубодолбежных станков группы формообразования Φ_v (Π_1) осуществляется также от устройства ЧПУ 33.

В приводах станка необходимо использовать высокомоментные электродвигатели постоянного тока, позволяющие осуществлять бесступенчатое регулирование круговой частоты при настройке станка на режим обработки и отслеживание девиации привода по задающей координате.

При настройке станка передаточные отношения функциональных связей устанавливаются блоками 19, 16, 14. Например, если круговая частота (делительного стола 11) равна n (мин^{-1}), то подача врезания S_1 (мм/мин) продольного стола 6 и круговая подача S_2 (мин^{-1}) штосселя 4 определяются из соотношений:

$$S_1 = CnT/A, \quad S_2 = Bn/A,$$

где A, B, C – коэффициенты деления импульсов, устанавливаемые соответственно блоками 19, 16, 14; T – шаг винта тягового вала продольного стола.

После ускоренного перемещения продольного стола 6 в исходную для обработки точку по программе включается привод поступательно-возвратного движения Π_1 долбяка и привод по ведущей координате, сообщающий движение B_2 делительному столу 6.

Высокочастотный импульсный сигнал, вырабатываемый измерительным преобразователем 9 ведущей координаты, частота которого пропорциональна круговой частоте делительного стола 11, после деления в счетчике 13 запускает блок 24 задания подачи врезания и блок 20 круговой подачи. Блоки 24 и 20 вырабатывают аналоговые сигналы, которые после прохождения усилителей 28, 31 и 27 включают электродвигатели 10 и 1 приводов по обеим ведомым координатам на круговые частоты вращения, соответствующие подаче врезания Π_3 делительного стола и круговой подаче B_4 долбяка. Одновременно измерительные преобразователи 5 и 2 вырабатывают сигналы, пропорциональные скоростям ведомых координат, которые после прохождения счетчиков 17 и 15 поступают на вторые входы фазовых дискриминаторов 23 и 22, где сравниваются с сигналом ведущей координаты. Цифровые сигналы ошибки по обеим ведомым координатам на выходе фазовых дискриминаторов преобразуются в цифроаналоговых преобразователях 26 и 25 и поступают на входы суммирующих усилителей для отслеживания скоростей ведомых координат по скорости ведущей координаты.

После врезания долбяка на высоту обрабатываемых зубьев по программе электродвигатель 10 отключается и движение врезания прекращается. Одновременно выключается часть системы синхронизации, обеспечивающая это движение. В дальнейшем в течение одного полного оборота делительного стола с заготовкой посредством групп Φ_v (Π_1) и Φ_{S_2} (B_2B_4) обеспечивается профилирование обрабатываемого колеса.

Рассмотренная система позволяет также выполнять последовательно этапы врезания и профилирования. В этом случае на этапе врезания подача может быть увеличена до суммарного значения круговой подачи и подачи врезания. Выбор цикла обработки осуществляется программно.

Производительность зубодолбежных станков с ЧПУ больше, чем станков с механическими связями, за счет сокращения продолжительности их наладки

при смене партии деталей. Повышается также точность обработки. С применением устройств ЧПУ для управления зубодолбежными станками снижаются металлоемкость станка и трудоемкость его изготовления, упрощается сборка.

УДК 621.9.06

В.А. ДАНИЛОВ

УНИВЕРСАЛЬНЫЙ СПОСОБ НАСТРОЙКИ ЗУБОФРЕЗЕРНОГО СТАНКА

В практике машиностроения для нарезания зубчатых колес диагональным зубофрезерованием нашли применение универсальные зубофрезерные станки, типовая структурная схема которых изображена на рис. 1.

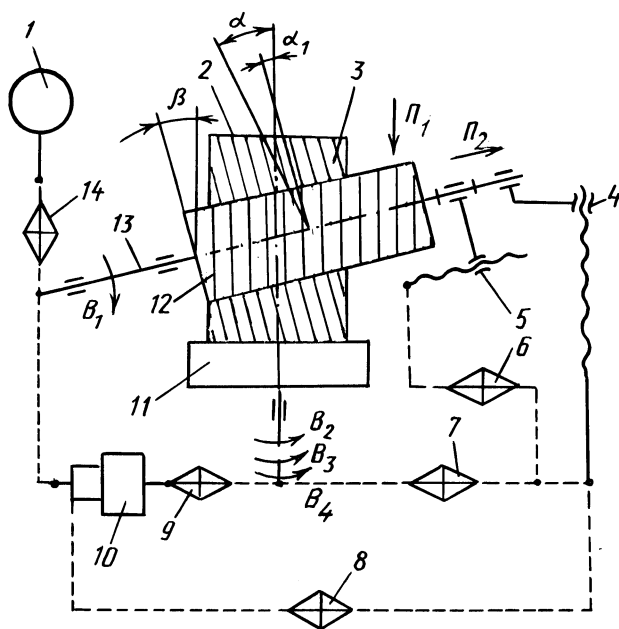


Рис. 1. Структурная схема зубофрезерного станка

Инструментальный шпиндель 13 с червячной фрезой 12 цепью обкатки, содержащей орган настройки 9 и дифференциал 10, связан со столом 11, несущим заготовку 3, на которой нарезаются косые зубья 2, наклоненные к оси зубчатого колеса под углом α . Цепь обкатки служит для согласования вращательных движений B_1 и B_2 инструментального шпинделя и стола. Инструментальный шпиндель совершает движение Π_1 вдоль оси вращения стола и Π_2 вдоль своей оси для сообщения червячной фрезе соответственно тангенциальной и осевой подачи.

Для осуществления осевой и тангенциальной подач фрезы служат тяговые устройства 4 и 5. Устройство 4 цепью дифференциала через гитару сменных зубчатых колес 8, а также цепью осевых подач через орган настройки 7 кинематически связано со столом 11. Устройства 4 и 5 соединены между собой кинематической цепью, в которой находится орган настройки 6 тангенциальной подачи. Инструментальный шпиндель 13 связан через коробку (гитару) скоростей 14 с двигателем 1.

При диагональном зубофрезеровании используется дифференциальный способ настройки универсальных станков, заключающийся в настройке цепей вращения фрезы, обкатки, дифференциала, осевой и тангенциальной подач. При этом заданный угол наклона зубьев нарезаемого колеса обеспечивается настройкой цепи дифференциала, с помощью которой стол с заготовкой получает дополнительное вращательное движение B_3 , связанное с движением осевой подачи P_1 фрезы в соответствии с углом наклона зубьев. Кроме того, эта цепь настраивается одновременно на сообщение столу дополнительного поворота B_4 , связанного с движением тангенциальной подачи P_2 фрезы. В случае привода инструментального шпинделя посредством косозубой передачи цепь дифференциала настраивается также дополнительно для компенсации поворота фрезы, возникающего вследствие осевого относительного движения косозубых колес [1].

Таким образом, формула настройки гитары дифференциала включает в общем случае три слагаемые (по числу указанных факторов), соответствующие трем дополнительным вращениям стола. Это настолько усложняет настройку цепи дифференциала, что часто невозможно подобрать сменные колеса из имеющегося набора и необходимо изготавливать дополнительные колеса [2].

Кинематическая структура универсальных зубофрезерных станков позволяет реализовать другой принцип настройки на получение винтовых зубьев, согласно которому заданный угол наклона нарезаемых зубьев рассматривается как сумма двух слагаемых, первое из которых обеспечивается посредством кинематической цепи между тяговыми устройствами осевой и тангенциальной подач, а другое — посредством цепи дифференциала. Такая настройка станка имеет следующие преимущества. Во-первых, поскольку тангенциальное перемещение P_2 фрезы используется для образования винтового зуба, отпадает необходимость в компенсации этого перемещения путем сообщения столу дополнительного поворота B_4 . Следовательно, отпадает необходимость в настройке этого движения, благодаря чему упрощается настройка цепи дифференциала. Во-вторых, так как угол наклона зубьев обеспечивается настройкой двух кинематических цепей, возрастает количество возможных вариантов его настройки. Этим объясняется более высокая универсальность предлагаемого способа настройки.

Рассмотрим настройку зубофрезерного станка по рис. 1 при образовании винтового зуба двумя кинематическими цепями. В этом случае формулы настройки органов 7, 9 и 14 не изменяются:

$$i_S = c_S S_o; \quad i_x = c_x a/z; \quad i_v = c_v n_{\phi},$$

где i_S , i_x , i_v — передаточные отношения соответственно органов 7, 9 и 14;

c_S, c_x, c_v — постоянные кинематических цепей осевой подачи, обкатки и вращения фрезы; S_o — осевая подача фрезы на оборот заготовки, мм; a — число заходов фрезы; z — число нарезаемых зубьев; n_ϕ — частота вращения фрезы, мин^{-1} .

Как следует из рис. 2, винтовой зуб с углом наклона α может быть получен путем сообщения фрезе одновременно перемещения вдоль оси заготовки на шаг T нарезаемых зубьев и в перпендикулярном направлении на расстояние $\pi m_s z$, где m_s — модуль торцовый. Вместо второго из указанных перемещений можно сообщить фрезе перемещение в том же направлении на расстояние l_s , а заготовке — поворот на $1 - l_s / (\pi m_s z)$ оборотов. В этом случае за счет сочетания перемещений T и l_s обеспечивается угол наклона зубьев $\alpha_1 = \arctg(l_s / T)$, а дополнение или уменьшение его до заданного α — поворотом заготовки на $1 - l_s / (\pi m_s z)$ оборотов.

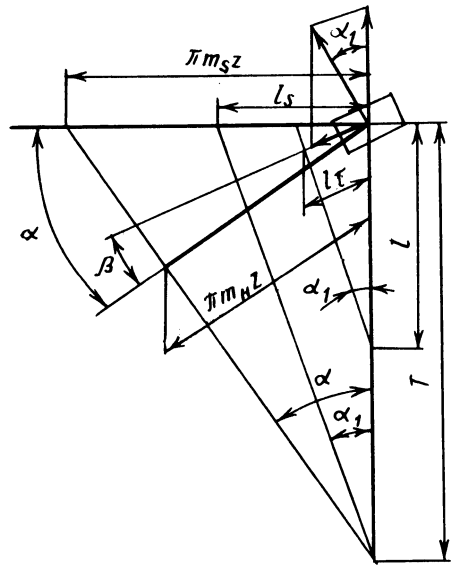


Рис. 2. Схема образования винтовых зубьев при диагональном зубофрезеровании

Таким образом, угол α_1 определяется соотношением l_s и T или l_τ и l , где l_τ — перемещение фрезы вдоль оси заготовки за время нарезания зубчатого колеса. При настройке станка l_τ принимается равным возможному перемещению фрезы $l_{\text{раб}}$, обеспечивающему участие в резании всех ее зубьев, а значение l — равным осевому перемещению фрезы $B_{\text{раб}}$ с учетом врезания и перебега, т. е. $l_\tau / l = l_{\text{раб}} / B_{\text{раб}}$.

Из рис. 2 следует

$$\frac{l_\tau}{l} = \frac{\sin \alpha_1}{\cos(\alpha - \alpha_1 - \beta)}, \quad (1)$$

где β — угол подъема витков червячной фрезы.

Примем

$$\sin \alpha_1 = \alpha_1, \quad \cos(\alpha - \alpha_1 - \beta) = 1 - \frac{(\alpha - \alpha_1 - \beta)^2}{2}.$$

Обозначим $l/l_T = k$. Тогда $k = \frac{2 - (\alpha - \beta - \alpha_1)^2}{2\alpha_1}$, откуда

$$\alpha_1 = \alpha - \beta - k + \sqrt{k^2 - 2k(\alpha - \beta) + 2}, \quad (2)$$

где α и β даны в радианах.

При настройке станка необходимо принимать

$$\alpha_1 \leq \alpha - \beta - k + \sqrt{k^2 - 2k(\alpha - \beta) + 2}. \quad (3)$$

Конкретное значение α_1 определяется передаточным отношением i_T органа настройки b кинематической цепи между тяговыми устройствами осевой и тангенциальной подач, так как согласно уравнению кинематического баланса этой цепи

$$i_T = c_T \frac{l_T}{l} = c_T \frac{\sin \alpha_1}{\cos(\alpha - \alpha_1 - \beta)}, \quad (4)$$

где c_T — постоянная рассматриваемой цепи.

Таким образом, для настройки кинематической цепи между тяговыми устройствами 4 и 5 необходимо по (2) предварительно определить α_1 , затем по (4) вычислить i_T и по этому расчетному значению, выполняя условие (3), принять ближайшее из паспортных значений для станка и из (4) определить фактическое значение α_1 , необходимого для настройки цепи дифференциала.

Выведем формулу настройки гитары δ цепи дифференциала. Согласно рис. 2, $l_s / (\pi m_s z) = \operatorname{tg} \alpha_1 / \operatorname{tg} \alpha$, поэтому $1 - l_s / (\pi m_s z) = 1 - \operatorname{tg} \alpha_1 / \operatorname{tg} \alpha$. Следовательно, дополнение угла α_1 до α выполняется за счет поворота заготовки на $1 - \operatorname{tg} \alpha_1 / \operatorname{tg} \alpha$ оборотов, который осуществляется посредством цепи дифференциала за время перемещения фрезы вдоль оси заготовки на расстояние, равное шагу $T = \pi m_n z / \sin \alpha$ нарезаемых зубьев (m_n — модуль нормальный).

Уравнение кинематического баланса цепи дифференциала имеет вид

$$1 - \frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha} = \frac{\pi m_n z}{t_4 \sin \alpha} i_{0y} i_y i_x,$$

где t_4 — шаг тягового вала 4; i_{0y} — передаточное отношение постоянных передач цепи дифференциала; i_y — передаточное отношение гитары δ цепи дифференциала.

Следовательно, формула настройки гитары δ

$$i_y = c_y \frac{\sin \alpha}{m_n a} \left(1 - \frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha} \right).$$

В частном случае при $\alpha_1 = \alpha$ $i_y = 0$, т. е. заданный угол наклона нарезаемых зубьев обеспечивается только настройкой цепи, связывающей тяговые

устройства осевой и тангенциальной подачи, благодаря чему повышается кинематическая точность станка. В этом случае на основании (4)

$$i_{\tau} = c_{\tau} \sin \alpha / \cos \beta .$$

В ряде моделей универсальных зубофрезерных станков вращение инструментального шпинделя с фрезой осуществляется посредством косозубой передачи. При относительном осевом перемещении косозубых колес вследствие тангенциальной подачи ведомое колесо с инструментальным шпинделем получают дополнительный поворот, который должен быть компенсирован сообщением столу соответствующего дополнительного поворота путем коррекции передаточного отношения гитары цепи дифференциала.

Станок, настроенный по описанному способу, работает следующим образом. От двигателя 1 (см. рис. 1) получает вращательное движение B_1 инструментальный шпиндель 13. Одновременно по цепи обкатки через дифференциал 10 и гитару 9 столу 11 сообщается вращательное движение B_2 . Движения стола и инструментального шпинделя связаны между собой передаточным отношением a/z .

По цепи подачи инструментальному шпинделю с фрезой через орган настройки 7 сообщается осевая подача Π_3 , а через орган настройки 6 — тангенциальная подача Π_4 . В результате фреза перемещается под некоторым углом α_1 к оси вращения стола, благодаря чему на вращающейся заготовке нарезаются винтовые зубья с углом наклона α_1 .

Для дополнения α_1 до заданного значения α стол 11 получает по цепи дифференциала через гитару 8 дополнительный поворот B_3 , связанный с движением Π_1 . Необходимость в движении B_3 отпадает, если $\alpha_1 = \alpha$. При $\alpha_1 \neq \alpha$ в отличие от применяемого на практике способа не настраивается дополнительный поворот стола, связанный с тангенциальной подачей фрезы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Федотенок А.А. Кинематическая структура металлорежущих станков. — М.: Машиностроение, 1970. — 403 с. 2. Шавлюга Н.И. Расчет и примеры наладки зубофрезерных и зубодолбежных станков. — Л.: Машиностроение, 1978. — 168 с.

УДК 621.923.5

А.Д. МАЛЯРЕНКО, В.И. ЮРИНОК

ВЛИЯНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ И НАСТРОЕЧНЫХ ПАРАМЕТРОВ ДОВОДОЧНЫХ СТАНКОВ С ПЛАНЕТАРНЫМ ДВИЖЕНИЕМ ИНСТРУМЕНТА НА ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ОПТИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ

Параметры качества оптических деталей достигаются главным образом на окончательных операциях технологического процесса их изготовления, обеспечивающих возвратно-качательное, т. е. осциллирующее относительно вращающейся детали, движение инструмента, представляющего притир с рабочей частью из алмазного (для шлифовальных операций) или полимерного (для

полировальных) материала. В настоящее время появилось достаточное количество конструктивных решений технологического оборудования, обеспечивающего планетарное перемещение инструмента относительно детали. Эти конструкции в сравнении со станками с возвратно-качательным движением инструмента [1] позволяют получить более благоприятное распределение скоростей резания в зоне контакта и тем самым обеспечить более интенсивное протекание процесса обработки на повышенных режимах без ухудшения качества обработанных поверхностей.

Одной из основных задач является обеспечение возможности управления изменением формы поверхности детали при ее обработке. Для ее решения необходимо прежде всего выявить факторы, влияющие на формообразование, и определить наиболее существенные из них.

Изменение формы обрабатываемой поверхности детали в общем случае зависит от скорости изнашивания материала γ на различных участках заготовки, которая в свою очередь представляет степенную функцию скорости резания (относительного проскальзывания) v_p и контактного давления p [2]:

$$\gamma = kp^m v_p^n,$$

где k — коэффициент, зависящий от условий обработки и износостойкости материалов ($k = \text{const}$); m и n — показатели степени, которые в диапазонах рабочих нагрузок и скоростей, применяемых при окончательной обработке оптических деталей, можно считать равными единице [3].

При допущении, что давление в зоне контакта постоянное и равномерно распределенное, задача исследования закономерности съема припуска сводится к анализу кинематических особенностей процесса обработки и траектории движения инструмента относительно детали. Для ее решения наиболее приемлемо численное исследование, так как в данном случае можно анализировать процесс и выбирать параметры обработки, не прибегая к серии натурных испытаний, сопровождающих отработку технологии изготовления каждой новой оптической детали.

Важен выбор выходной величины, в качестве которой предлагается средняя суммарная скорость резания $v_{\text{ср}}^{\Sigma}$ в зонах различных сферических поясов обрабатываемых деталей за определенный отрезок времени, по которой можно судить о характере съема припуска:

$$v_{\text{ср}j}^{\Sigma} = \frac{\sum_{i=1}^{n_j} v_{p_{ij}}^{\Sigma}}{n_j},$$

где j — номер сферического пояса; n_j — число зон, на которое разбивается данный сферический пояс; $v_{p_{ij}}^{\Sigma}$ — суммарная скорость резания за выбранный промежуток времени в i -й зоне j -го сферического пояса.

Скорость резания v_p в произвольной точке (зоне) в любой момент времени представляет модуль произведения вектора абсолютной угловой скорости инструмента в обращенном движении Ω и радиуса-вектора R рассматриваемой точки (центра зоны):

$$v_p = |\vec{\Omega} \times \vec{R}| ; \quad (1)$$

$$\vec{\Omega} = \vec{\omega}_1^H + \vec{\omega}_2^H - \vec{\omega}^D , \quad (2)$$

где $\vec{\omega}_1^H$ и $\vec{\omega}_2^H$ – векторы угловых скоростей соответственно переносного и относительного движений инструмента; $\vec{\omega}^D$ – вектор угловой скорости вращения детали (рис. 1).

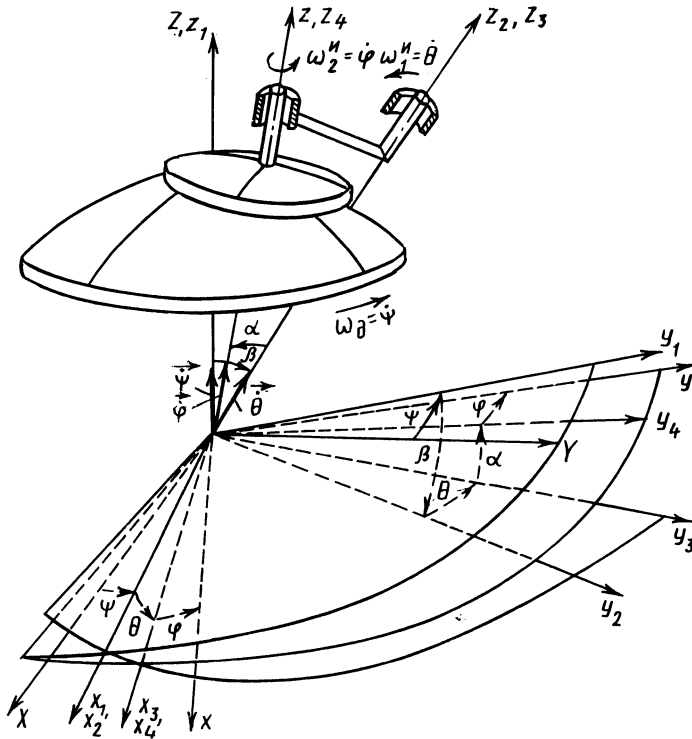


Рис. 1. Схема к определению скорости резания при планетарном движении инструмента

Планетарное движение инструмента характеризуется наличием двух вращений инструмента: переносного с угловой скоростью $\vec{\omega}_1^H$, ось которого смещена относительно оси вращения изделия на угол β (угол наклона водила), и относительного с угловой скоростью $\vec{\omega}_2^H$ вокруг оси симметрии инструмента, которая в свою очередь наклонена относительно оси вращения водила на угловой эксцентриситет a . Точкой пересечения всех трех осей (детали, переносного и относительного вращений инструмента) является центр кривизны обрабатываемой поверхности. Таким образом, имеет место сферическое движение тела вокруг неподвижной точки. Поэтому для определения проекций составляющих векторов, входящих в выражения (1) и (2), удобно воспользоваться

методом преобразования координат в матричной форме записи (т. е. матрицами поворотов). Тогда проекции векторов $\vec{\omega}_1^n$, $\vec{\omega}_2^n$, $\vec{\omega}^D$ и R на оси выбранной неподвижной системы координат XYZ (рис. 1):

$$\{\vec{\omega}_1^n\} = [\psi_{\text{пов}}]_z [\beta_{\text{пов}}]_x \{0; 0; \dot{\theta}\}^T;$$

$$\{\vec{\omega}_2^n\} = [\psi_{\text{пов}}]_z [\beta_{\text{пов}}]_x [\theta_{\text{пов}}]_z [\alpha_{\text{пов}}]_x \{0; 0; \dot{\varphi}\}^T;$$

$$\{\vec{\omega}^D\} = \{0; 0; \dot{\psi}\}^T;$$

$$\{\vec{R}\} = [\psi_{\text{пов}}]_z [\beta_{\text{пов}}]_x [\theta_{\text{пов}}]_z [\alpha_{\text{пов}}]_x [\varphi_{\text{пов}}]_z \{x; y; z\}^T,$$

где $[\psi_{\text{пов}}]_z$, $[\beta_{\text{пов}}]_x$, $[\theta_{\text{пов}}]_z$, $[\alpha_{\text{пов}}]_x$, $[\varphi_{\text{пов}}]_z$ — матрицы поворота на угол, указанный внутри квадратных скобок, вокруг оси, указанной индексом.

В процессе исследования рассматривались следующие параметры: радиус формируемой сферической поверхности $R_{\text{сф}} = 0,02 \dots 0,05$ м; угол раствора

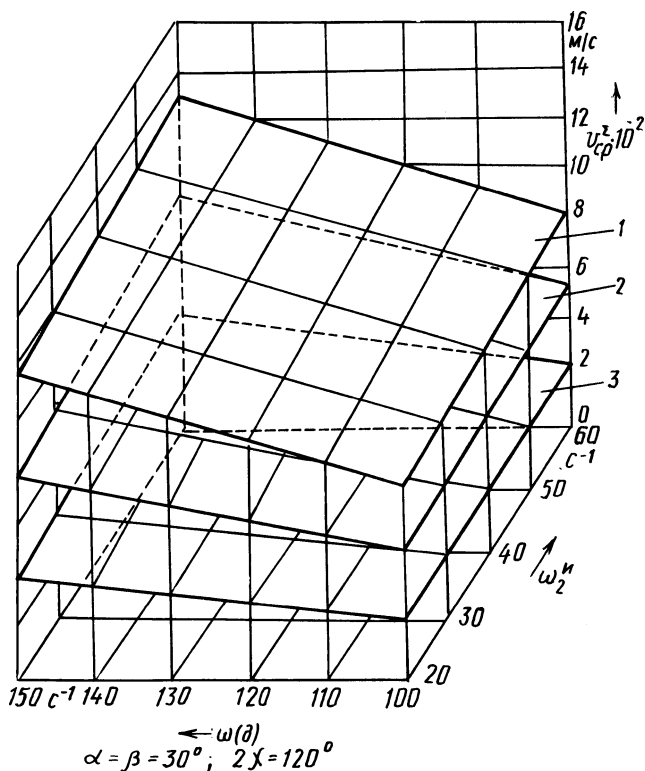


Рис. 2. Влияние кинематических параметров обработки деталей при планетарном движении инструмента на суммарную среднюю скорость резания (равномерность и интенсивность съема припуска) в краевом (1), срединном (2) и центральном (3) поясах обрабатываемой сферической поверхности

сферической поверхности детали $2\chi = 180^\circ$; угловая скорость вращения детали $\omega^{\text{д}} = 100 \dots 150 \text{ с}^{-1}$; скорость переносного вращения инструмента $\omega_1^{\text{н}} = 3 \dots 20 \text{ с}^{-1}$; собственного вращения инструмента $\omega_2^{\text{н}} = 20 \dots 60 \text{ с}^{-1}$; угол наклона водила $\beta = 15 \dots 45^\circ$; угловой эксцентриситет a , изменяющийся от 0 до β .

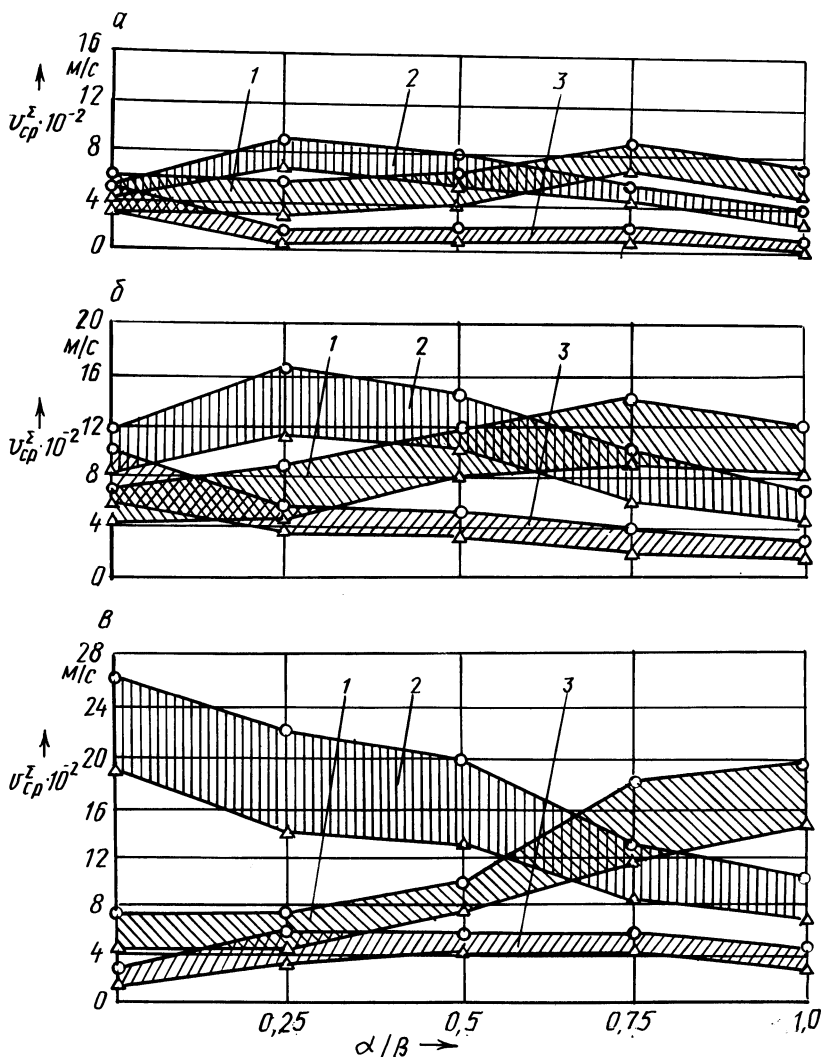


Рис. 3. Влияние настроечных параметров станка с планетарным движением инструмента на характер сема припуска в краевом (1), срединном (2) и центральном (3) поясах сферической детали при $\omega_2^{\text{н}} = 20 \text{ с}^{-1}$, $R_{\text{сф}} = 0,05 \text{ м}$:

а - $\beta = 15^\circ$; б - $\beta = 30^\circ$; в - $\beta = 45^\circ$ (○ - $\omega^{\text{д}} = 150 \text{ с}^{-1}$, △ - $\omega^{\text{д}} = 100 \text{ с}^{-1}$)

Скорость резания прямо пропорциональна радиусу сферической поверхности, поэтому достаточно определить ее при одном значении $R_{\text{сф}}$ и затем умножить на отношение требуемого и расчетного радиусов. В данном исследовании $R_{\text{сф}}$ принимался равным 0,05 м. Установлено, что изменение скорости переносного вращательного движения ω_1^n в принятом диапазоне вызывает изменение $v_{\text{ср}}^{\Sigma}$ менее чем на 1 %, т. е. влияние этого параметра не существенно. Изменение скоростей вращения детали ω^d и инструмента ω_2^n в принятом диапазоне (рис. 2) также не оказывает существенного влияния на характер изменения скорости резания по поясам (т. е. равномерность съема припуска), но влияет на интенсивность обработки.

Наибольшее влияние на характер изнашивания трущихся сферических поверхностей оказывают геометрические параметры процесса: угол наклона водила β и угловой эксцентриситет a (рис. 3). Изменение β позволяет интенсифицировать обработку, но не влияет на характер съема припуска. Если в процессе формообразования изменять угол a , можно управлять изменением формы детали. При изменении a в диапазоне от 0 до $0,5\beta$ интенсивней обрабатывается срединный пояс детали, при $0,5\beta < a < 0,75\beta$ износ срединного и краевого поясов примерно одинаков, при $0,75\beta < a < \beta$ съем припуска в краевом поясе детали происходит интенсивнее. Износ центрального пояса наименьший.

Таким образом, на процесс формообразования деталей при планетарном движении инструмента существенное влияние оказывают настроечные параметры станка (угловой эксцентриситет a и угол наклона водила β), что согласуется с имеющимися экспериментальными данными при обработке на станках с возвратно-качательным движением инструмента [4].

ЛИТЕРАТУРА

1. Филонов И.П., Маляренко А.Д., Юринок В.И. Сравнительный анализ формообразования сферических поверхностей оптических деталей профильным алмазно-абразивным инструментом с использованием ЭВМ // Сб. тез. докл. област. семинара "Технологич. обеспечение профильн. алмазно-абразив. обработки". – Пенза, 1984. – С. 54–56.
2. Трение, изнашивание и смазка / Под ред. И.В. Крагельского, В.В. Алисина. – М.: Машиностроение, 1978. – Кн. 1. – 400 с.
3. Голованова М.Н., Сергеев О.А. Соотношение между механической работой, количеством выделяющегося тепла и энергией диспергирования при шлифовке стекла // Оптико-мех. пром-сть. – 1959. – № 8. – С. 56–59.
4. Травин В.В., Птицына Л.Д. О возвратно-поступательном движении при тонком алмазном шлифовании // Оптико-мех. пром-сть. – 1977. – № 8. – С. 65.

УДК 081.62-775

И.В. КОНОВАЛОВ

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОГО ГРАДИЕНТА ФАЗ ВЕКТОРОВ ОСТАТОЧНЫХ ДИСБАЛАНСОВ РОТОРА С УЧЕТОМ ВНЕШНЕГО ДИСБАЛАНСА ОТ ИНСТРУМЕНТА

Точность вращения ротора с установленным на нем инструментом является одним из основных параметров работоспособности технологической системы [1]. Смена или переустановка инструмента может привести к превыше-

нию допустимого уровня радиальных колебаний ротора. Это обусловлено изменением сбалансированности роторной системы и, в частности, существенным влиянием градиента фаз векторов дисбалансов на ее динамику [2].

Рассмотрим динамическую модель шпиндельного узла с 5 степенями свободы, имеющего 2 опоры, представленные в виде упругодемпфирующих связей (рис. 1). Остаточная статическая и динамическая неуравновешенность системы моделируется в плоскостях коррекции I—I и II—II несбалансированными массами m_1 и m_2 , определяющими векторы дисбалансов с градиентом фаз φ . Дополнительный внешний дисбаланс в плоскости коррекции II—II, совпадающей с плоскостью крепления инструмента, моделируется точечной массой m_3 . Векторы дисбалансов от неуравновешенных масс m_2 и m_3 в плоскости кор-

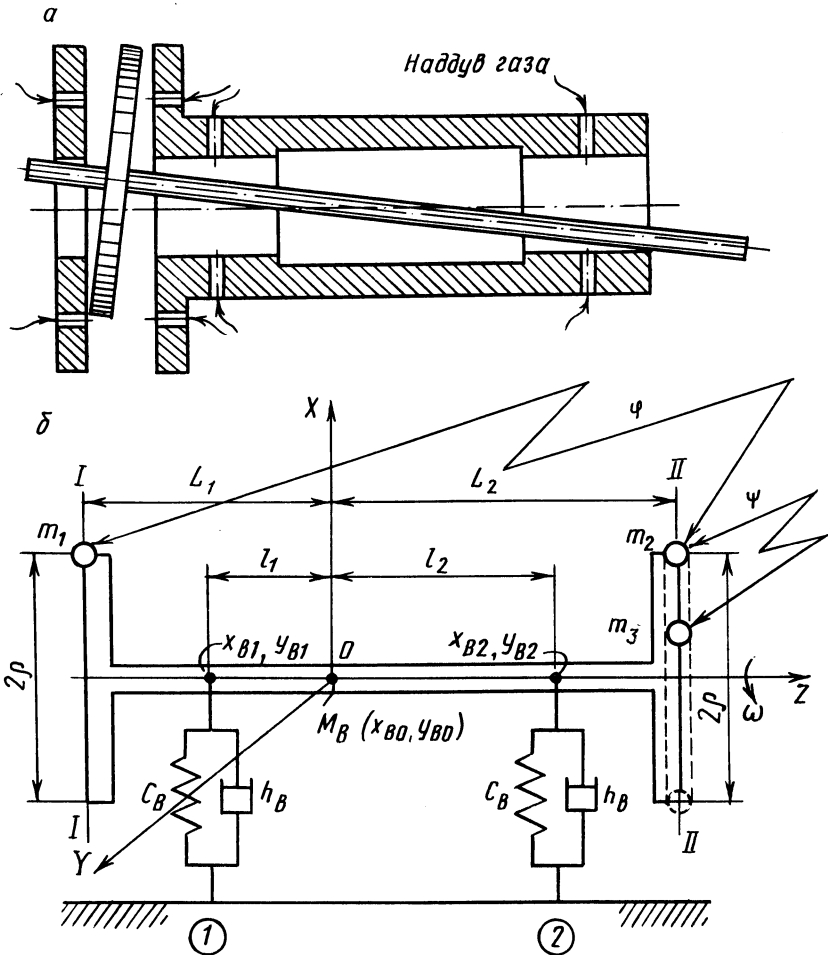


Рис. 1. Конструктивная схема (а) и динамическая модель (б) шпиндельного узла на опорах с газообразным смазочным материалом

рекции $II-II$ имеют градиент фаз ψ . Ротор опирается на две изотропные опоры, характеризующиеся равными коэффициентами жесткости c_B и демпфирования h_B . Масса ротора M_B , вращающегося с постоянной угловой скоростью ω , сосредоточена в центре инерции ротора (координаты x_{B0}, y_{B0}) на расстояниях L_1 и L_2 от плоскостей коррекции $I-I$ и $II-II$. Опоры ротора 1 (x_{B1}, y_{B1}) и 2 (x_{B2}, y_{B2}) расположены на расстояниях l_1 и l_2 от центра инерции. В этом случае динамическая модель рассматриваемой роторной системы в общем виде может быть представлена следующими уравнениями [3]:

$$\begin{cases} M_B \ddot{x}_{B0} + c_B (x_{B0}, \gamma_B) + h_B (\dot{x}_{B0}, \dot{\gamma}_B) = \Sigma F_x (m_1, m_2); \\ M_B \ddot{y}_{B0} + c_B (y_{B0}, \alpha_B) + h_B (\dot{y}_{B0}, \dot{\alpha}_B) = \Sigma F_y (m_1, m_2); \\ I_B \ddot{\gamma}_B - J_B \omega \dot{\alpha}_B + c_B (x_{B0}, \gamma_B) + h_B (\dot{x}_{B0}, \dot{\gamma}_B) = \Sigma M_y (m_1, m_2); \\ I_B \ddot{\alpha}_B + J_B \omega \dot{\gamma}_B + c_B (y_{B0}, \alpha_B) + h_B (\dot{y}_{B0}, \dot{\alpha}_B) = \Sigma M_z (m_1, m_2), \end{cases}$$

где γ_B, α_B – углы отклонения оси ротора в плоскостях XOZ и YOZ ; $\Sigma F_x (m_1, m_2), \Sigma F_y (m_1, m_2)$ – суммы проекций векторов дисбалансов от неуравновешенных масс на оси координат; $\Sigma M_y (m_1, m_2), \Sigma M_z (m_1, m_2)$ – суммы моментов векторов дисбалансов от неуравновешенных масс относительно осей координат; I_B, J_B – экваториальный и полярный моменты инерции ротора.

Данная система дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами описывает малые колебания, вызванные неуравновешенными точечными массами m_1, m_2 и m_3 . Ее решение складывается из общего решения системы однородных уравнений и частного решения полной системы, которая описывает свободные и вынужденные колебания ротора.

На примере высокоскоростного электрошпинделя на опорах с газообразным смазочным материалом исследуем влияние градиента фаз φ векторов дисбалансов от равных неуравновешенных масс m_1 и m_2 в плоскостях коррекции $I-I$ и $II-II$ на колебания ротора в опорах 1 и 2.

Параметры модели шпиндельного узла следующие: $L_1 = 97 \cdot 10^{-3}$ м, $L_2 = 115 \cdot 10^{-3}$ м, $l_1 = 58 \cdot 10^{-3}$ м, $l_2 = 95 \cdot 10^{-3}$ м, $M_B = 107,3 \cdot 10^{-2}$ кг, $J_B = 0,61 \times 10^{-2}$ кг·м², $J_B = 10^{-5}$ кг м², $\rho = 10 \cdot 10^{-3}$ м, $m_1 = m_2 = 10^{-5}$ кг.

Амплитуды радиальных колебаний ротора в обоих опорах определялись при 12 выбранных значениях частот его вращения. При расчете виброактивности системы на этих частотах использовались экспериментально полученные значения суммарной радиальной жесткости и расчетные значения коэффициентов демпфирования газового слоя гибридного (с учетом динамического эффекта) подшипника (табл. 1).

Угловой шаг градиента фаз φ принимался равным $\pi/4$, т. е. расчет виброактивности системы производился для его восьми дискретных значений: $\varphi^{(1)}, \varphi^{(2)}, \dots, \varphi^{(8)}$ ($0, \pi/4, \dots, 7\pi/4$). Исследование модели проводилось на ЭВМ ЕС 1035 с использованием стандартных подпрограмм MFG и MDLG из пакета научных подпрограмм на языке PL1 (МО ЕС ЭВМ № 14).

В результате определены векторы наименьшего влияния имеющейся остаточной неуравновешенности ротора при двух равных неуравновешенных мас-

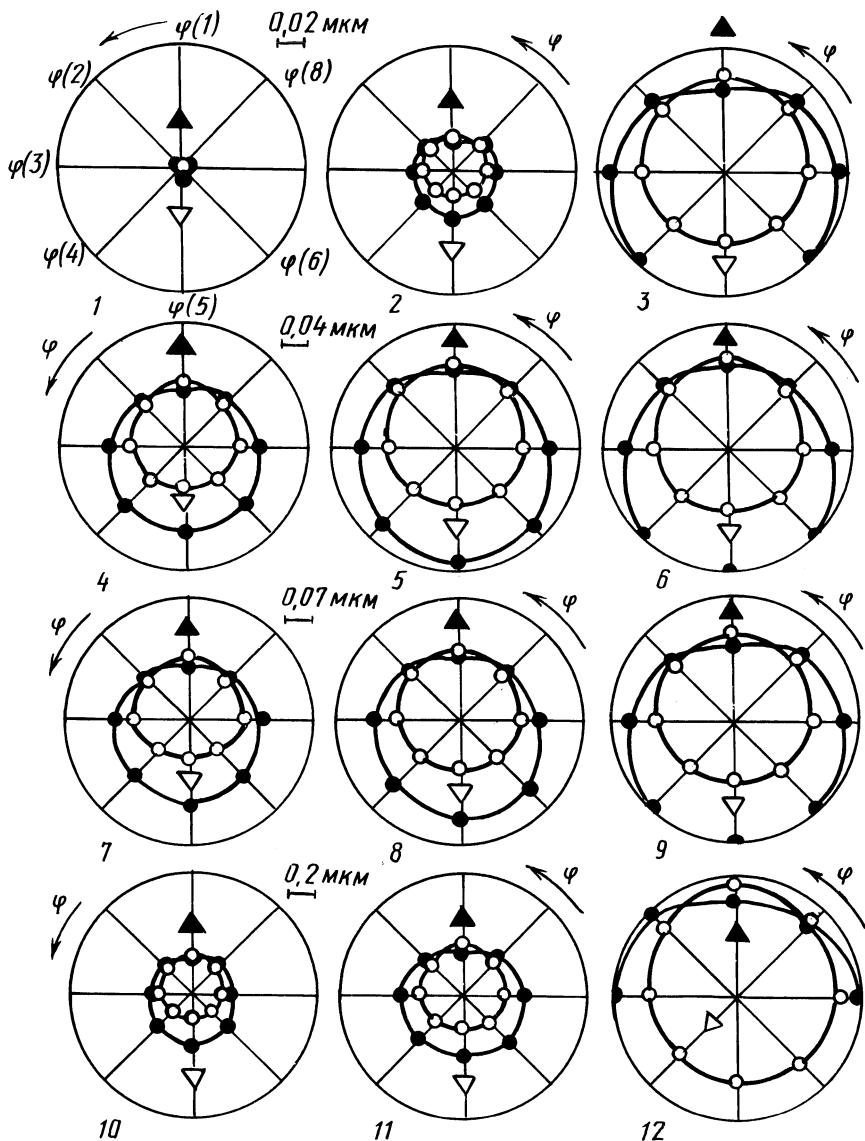


Рис. 2. Диаграмма влияния градиента фаз векторов остаточных дисбалансов в двух плоскостях коррекции на виброактивность роторной системы:

●, ○ – радиальные колебания ротора соответственно в опорах 1 и 2; ▲, ▼ – векторы наименьшего влияния соответственно в опорах 1 и 2; 1...12 – диаграммы при выбранных значениях частоты вращения ротора

сах в двух плоскостях коррекции при отсутствии внешнего дисбаланса от инструмента (рис. 2). При этом градиент фаз векторов дисбалансов от масс m_1 и m_2 в случае наименьшего влияния на виброактивность в опоре 1 во всем рас-

Параметр	Расчетная точка											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
n, c^{-1}	100	230	370	440	530	590	660	700	750	790	1000	1670
$\omega-10, \text{ рад/с}$	63	147	230	277	334	372	416	441	473	498	630	1050
$c_B \cdot 10^6, \text{ Н/м}$	6,1	6,5	7,0	7,4	8,4	9,3	9,9	9,7	8,5	8,2	8,8	9,4
$h_B \cdot 10^3, \text{ Н} \cdot \text{с/м}$	-5,5	-2,7	-0,4	0,50	60	70	70	70	70	70	0,8	0,8

смаатриваемом частотном диапазоне оказался равным нулю. Наименьший же уровень радиальных колебаний ротора в опоре 2, близкой к плоскости крепления инструмента, обеспечивался при градиенте фаз π (за исключением случая вращения ротора с частотой 1670 c^{-1} , что связано с демпфированием в системе). Наименьшая амплитуда колебаний ротора в плоскости крепления инструмента при равных неуравновешенных массах m_1 и m_2 достигается именно при таком их угловом расположении.

При установке инструмента на посадочной шейке вала неизбежно появляется "внешний" дисбаланс, обусловленный неуравновешенностью самого инструмента и инструментальной оправки, а также погрешностью их расположения относительно главной центральной оси инерции ротора. Уровень радиаль-

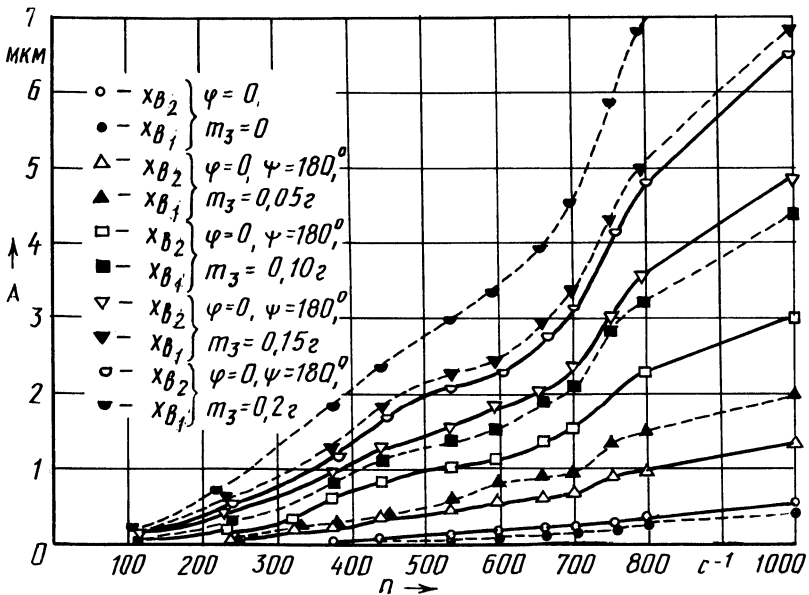


Рис. 3. Расчетные зависимости амплитуд радиальных колебаний ротора от частоты его вращения и внешней неуравновешенной массы в плоскости коррекции II-II ($m_1 = m_2 = 0,01 \text{ г}$)

ных колебаний ротора в обоих опорах возрастает с увеличением "внешнего" дисбаланса (рис. 3). Поэтому использование высоких частот вращения ротора, в данном случае свыше 700 с^{-1} , без дополнительной динамической балансировки приведет к ухудшению точностных и динамических показателей шпиндельного узла.

Рассмотрим совместное влияние градиентов фаз φ и ψ векторов дисбалансов от неуравновешенных масс m_1 , m_2 и m_3 на уровень радиальных колебаний ротора в опорах 1 и 2. На рис. 4 представлена вектор-диаграмма наименьшего влияния дисбаланса на виброактивность роторной системы. Определены оптимальные градиенты фаз φ и ψ во всем рассматриваемом частотном

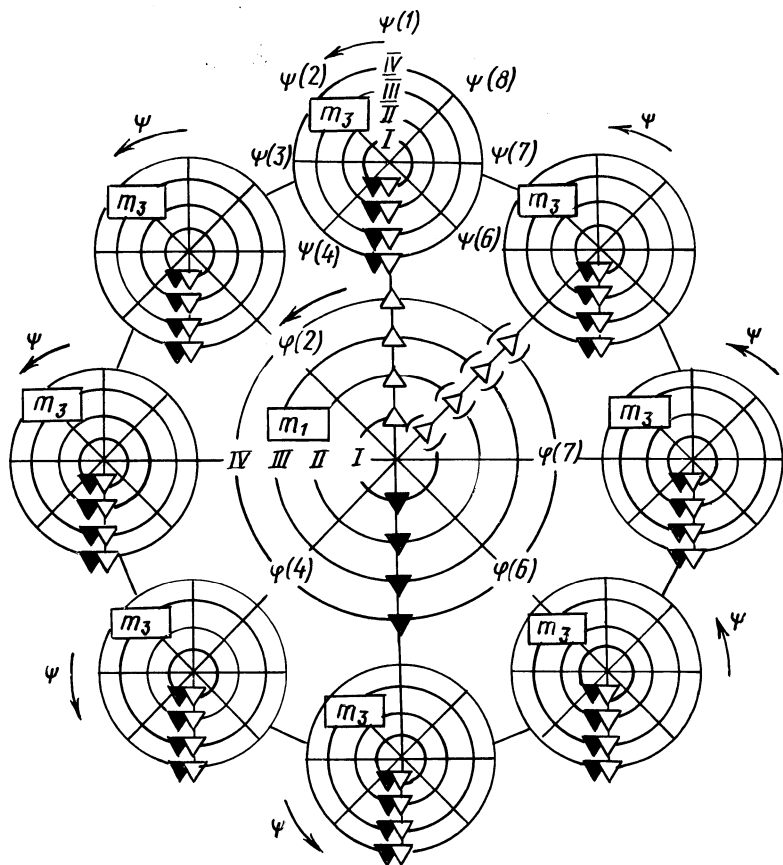


Рис. 4. Вектор-диаграмма наименьшего влияния градиентов фаз векторов остаточных дисбалансов в двух плоскостях коррекции и внешнего в плоскости коррекции II-II на виброактивность роторной системы ($m_1 = m_2 = 0,01 \text{ г}$):
 I - $m_3 = 0,05 \text{ г}$; II - $0,1 \text{ г}$; III - $0,15 \text{ г}$; IV - $0,2 \text{ г}$; \blacktriangledown - векторы наименьшего влияния в опоре 1 при выбранных частотах вращения ротора $100 \dots 1670 \text{ с}^{-1}$; ∇ - векторы наименьшего влияния в опоре 2 при частотах вращения ротора $100 \dots 1000 \text{ с}^{-1}$; (∇) - то же, при частоте 1670 с^{-1}

диапазоне, обеспечивающие наименьшие амплитуды радиальных колебаний ротора в обеих опорах при различном "внешнем" дисбалансе. Векторы наименьшего влияния дисбаланса, обусловленного неуравновешенными массами m_2 и m_3 , постоянны практически для всех рассмотренных значений неуравновешенной массы и частот вращения ротора. При этом градиент фаз ψ в случае наименьшего влияния на уровень радиальных колебаний ротора как в опоре 1, так и в опоре 2, равняется π . Если же сравнить оптимальные градиенты фаз φ при оптимальном $\psi = 180^\circ$ с результатами, полученными при $m_3 = 0$ (см. рис. 2), то окажется, что векторы наименьшего влияния дисбаланса от m_2 изменили свое направление на противоположное, что вполне объяснимо, поскольку $m_3 > m_2$.

Опыт эксплуатации технологического оборудования для прецизионной резки полупроводниковых материалов сверхтонкими алмазными дисками показывает, что в большинстве случаев внешний дисбаланс от инструмента превышает остаточный дисбаланс ротора в плоскости коррекции, расположенной ближе к плоскости крепления инструмента. Это связано в первую очередь с неизбежной погрешностью установки инструмента с оправкой на посадочной шейке вала. Поэтому учет "внешнего" дисбаланса от инструмента и выбор градиента фаз φ при балансировке ротора открывает дополнительные возможности для улучшения точностных и динамических характеристик шпиндельного узла. В рассмотренном случае такой подход позволил уменьшить виброактивность системы более чем в 2 раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. Коновалов И.В., Тарасевич А.И. Эксплуатационное исследование выходных показателей высокоскоростной дисковой резки полупроводниковых пластин на кристаллы // Электронная техника. Сер. 7. Технология, организация производства и оборудование. – 1985. – Вып. 1 (128). – С. 34–37. 2. Зобнин А.П., Кельзон А.С., Малинин Л.М. Влияние угла между векторами дисбалансов на амплитудно-частотную характеристику линейной роторной системы и способ его измерения // Вестн. машиностроения. – 1982. – № 5. – С. 27–29. 3. Ковалев М.П., Моржаков С.П., Терехова К.С. Динамическое уравнивание роторов гироскопических систем. – М.: Оборонгиз, 1962. – 258 с.

УДК 621.914.32-752

В.Ф. ГОРОШКО, Н.А. КОЗЛОВСКИЙ

ВИБРОУСТОЙЧИВОСТЬ ПРИВодОВ ПОДАЧ ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКОВ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ РЕЗАНИЯ

При работе фрезерных станков на повышенных скоростях и при значительных усилиях резания возникают колебания рабочих органов, ограничивающие максимальные режимы фрезерования. При обработке торцовыми фрезами амплитуда этих колебаний достигает наибольшего значения [1]. Проведенные исследования фрезерно-расточного станка мод.6М610Ф2-1 показали, что в его системе СПИД основная доля упругих перемещений (до 80 %) приходится на привод стола и фрезерную каретку с ползуном в направлении подачи стола

[2]. Причем при фрезеровании деталей наибольшая амплитуда колебаний наблюдается у стола и в зависимости от режимов резания — у ползуна или каретки.

При исследовании влияния характеристик резания на виброустойчивость привода стола расчетная схема упругой системы станка с определенной погрешностью может рассматриваться как цепная трехмассовая с массами стола m_c , ползуна m_p и каретки m_k . Колебательные звенья стола и каретки с жесткостью c_c , c_k и коэффициентом демпфирования h_c , h_k имеют заземления со стороны станины и портала, имитирующие их значительно большую инерционность по сравнению с другими элементами станка. Контур стола связан с упругой системой станка процессом резания, характеризуемым коэффициентами жесткости c_p и демпфирования h_p [3].

Экспериментально установлено, что при малом вылете ползуна частота его колебаний намного выше, чем каретки [2]. По методу присоединения масс высокочастотных контуров к низкочастотным [4] можно упростить расчетную схему, используя уравнения:

$$c_3 = \frac{c_p c_p}{c_p + c_p}; \quad h_3 = \left(\frac{c_p}{c_p + c_p} \right)^2 h_p + \left(\frac{c_p}{c_p + c_p} \right)^2 h_p, \quad (1)$$

где c_p , c_3 — жесткость соответственно ползуна и эквивалентного участка; h_p и h_3 — коэффициент демпфирования соответственно ползуна и эквивалентного участка.

Для теоретических исследований передаточная функция динамической системы станка определялась следующим образом. На основании работы [5] сделано допущение, что при отклонении в малом динамическая система тяжелого фрезерно-расточного станка мод. 6М610Ф2-1 может рассматриваться в линеаризованном виде. Тогда процессы, протекающие в системе стол—каретка, с достаточной точностью описываются типовыми дифференциальными уравнениями второго порядка:

$$\begin{cases} P = c_c \ddot{x}_c + h_c \dot{\ddot{x}}_c + m_c \ddot{\ddot{x}}_c + c_3 (x_c - x_k) + h_3 (\dot{x}_c - \dot{x}_k); \\ c_3 (x_c - x_k) + h_3 (\dot{x}_c - \dot{x}_k) = m_k \ddot{x}_k + h_k \dot{\ddot{x}}_k + c_k x_k, \end{cases} \quad (2)$$

где P — сила резания; x_c и x_k — перемещение соответственно стола и каретки.

В изображениях Лапласа уравнения (2) имеют вид:

$$\begin{cases} P(s) = (1 + T_c'' s + T_c^2 s^2) X_c(s) - \frac{x_{k0}}{x_{c0}} \left(\frac{c_3}{c_c + c_3} + T_c' s \right) X_k(s); \\ (1 + T_k'' s + T_k^2 s^2) X_k(s) = \frac{x_{c0}}{x_{k0}} \left(\frac{c_3}{c_3 + c_k} + T_k' s \right) X_c(s), \end{cases} \quad (3)$$

где $P(s)$; $X_c(s)$; $X_k(s)$ — изображения Лапласа силы резания, перемещений стола и каретки; s — оператор Лапласа; $T_c = \sqrt{m_c / (c_c + c_3)}$, $T_k = \sqrt{m_k / (c_3 + c_k)}$ — постоянные времени колебательных звеньев стола и каретки; $T_c' = h_c / (c_c + c_3)$,

$T'_c = (h_c + h_3)/(c_c + c_3)$, $T'_k = h_3/(c_3 + c_k)$, $T''_k = (h_3 + h_k)/(c_3 + c_k)$ – постоянные времени демпфирования системы; дополнительным индексом "нуль" обозначены установившиеся значения переменных.

После соответствующих преобразований выражений (3) передаточная функция разомкнутой системы

$$W(s) = - \frac{1}{KT'_c s (T'^2_c s / T'_c + 1)} \left(\frac{KT^2_3 s^2 + 2\sqrt{K}\xi_3 T_3 s + 1}{T^2_k s^2 + 2\xi_k T_k s + 1} \right), \quad (4)$$

где $K = \frac{(c_c + c_3)(c_3 + c_k)}{(c_c + c_3)(c_3 + c_k) - c^2_3}$, $K_1 = \frac{c_3(c_c + c_3)}{(c_c + c_3)(c_3 + c_k) - c^2_3}$, $K_2 = \frac{c_3(c_3 + c_k)}{(c_c + c_3)(c_3 + c_k) - c^2_3}$ – коэффициенты усиления системы станка по соот-

ношению его жесткостей; $T_3 = \sqrt{T^2_k - T'_c T'_k}$ – постоянная времени эквивалентной системы; $\xi_k = (h_3 + h_k) / [2\sqrt{m_k(c_3 + c_k)}]$, $\xi_3 = (KT''_k - K_1 T'_c - K_2 T'_k) 2 \times \sqrt{KT_3}$ – относительные коэффициенты демпфирования колебательных звеньев.

Анализ устойчивости системы, описываемой выражением (4), осуществляется по коэффициентам ξ_k , ξ_3 и амплитуде колебаний стола.

Жесткость и коэффициент демпфирования стола, ползуна и каретки рассчитывались по зависимостям, приведенным в [5], и уточнялись экспериментально. Их средние значения: $c_c = 126$ МН/м; $c_п = 102$ МН/м; $c_k = 250$ МН/м; $h_c = 10,5$ кН·с/м; $h_п = 9$ кН·с/м; $h_k = 8,5$ кН·с/м. В соответствии с работой [3] параметры резания определялись из уравнений:

$$\dot{c}_p = K_p b / (1 + T_p^2 \omega^2); \quad h_p = -K_p b T_p / (1 + T_p^2 \omega^2), \quad (5)$$

где K_p – коэффициент удельного сопротивления резанию: $K_p = 300 \dots 1800$ Н/мм²; b – суммарная ширина среза, мм; T_p – постоянная времени стружкообразования, с: $T_p = l_p / v$; l_p – постоянная пути резания, м: $l_p = na\lambda [1 + 1/(\mu\lambda)]$; n – постоянный коэффициент: $n = 0,5 \dots 1,3$; a – средняя толщина среза, мм; λ – средняя продольная усадка стружки: $\lambda = 2,2 \dots 6$; μ – коэффициент трения стружки о резец: $\mu = 0,3 \dots 0,55$; v – скорость резания, м/с; ω – угловая частота, с⁻¹.

Из уравнения (5) видно, что коэффициенты c_p и h_p существенно зависят от режимов фрезерования. При обработке конструкционных сталей торцевой фрезой, имеющей диаметр 315 мм и 18 зубьев, жесткость может изменяться от нуля до 90 МН/м, а демпфирование – до 50 кН·с/м. В случае обработки специальных труднообрабатываемых материалов фрезами большего диаметра эти

коэффициенты изменяются в значительных пределах. При этом коэффициент h_p всегда меньше нуля, что при определенных режимах резания может привести к возникновению вибрации станка. Так, например, установлено, что при обработке детали из стали ШХ15 на режиме с $K_p = 890 \text{ Н/мм}^2$, $a = 0,2 \text{ мм}$, глубиной фрезерования $t = 5 \text{ мм}$, количеством зубьев, участвующих в работе, $z = 10$ ($b = 50 \text{ мм}$), $v = 60 \text{ м/мин}$, $\lambda = 3,23$, $n = 0,5$, $\mu = 0,37$ жесткость и демпфирование составили соответственно $44,5 \text{ МН/м}$ и $26,4 \text{ кН} \cdot \text{с/м}$. Из уравнений (1) следует, что им соответствуют $c_3 = 31 \text{ МН/м}$ и $h_3 = -12 \text{ кН} \cdot \text{с/м}$. Значит, выполняются неравенства:

$$|h_3| > |h_c|; \quad |h_3| > |h_k|. \quad (6)$$

В этом случае относительные коэффициенты демпфирования ξ_k и ξ_3 становятся отрицательными, что ведет к потере динамической устойчивости системы.

Повысить динамическую устойчивость станка можно путем снижения абсолютного значения коэффициента h_p . Это достигается за счет уменьшения подачи на зуб (толщины среза), глубины и ширины фрезерования (ширины среза). В частности, при уменьшении одного из указанных параметров до $a = 0,1 \text{ мм}$ ($h_3 = -7,3 \text{ кН} \cdot \text{с/м}$), $t = 3 \text{ мм}$ ($h_3 = -8,3 \text{ кН} \cdot \text{с/м}$) и ширины фрезерования $b = 30 \text{ мм}$ ($h_3 = -8,3 \text{ кН} \cdot \text{с/м}$) изменяется знак в неравенствах (6) и передаточная функция (4) описывает устойчивые колебательные звенья. Однако этот путь нерационален, так как ведет к снижению производительности металлообработки.

Другим более перспективным путем улучшения динамики процесса резания без снижения производительности станка является увеличение скорости фрезерования, поскольку при этом коэффициент h_p уменьшается в основном за счет изменения постоянной времени T_p . Режимы резания со скоростью фрезерования более 3 м/с не вызывают потери устойчивости колебательных контуров системы, так как при этом относительные коэффициенты демпфирования ξ_k и ξ_3 не имеют отрицательных значений.

Амплитуда колебаний системы станка определялась по частотной характеристике замкнутой системы, передаточная функция которой может быть записана в виде

$$\Phi(s) = \frac{1}{T_c^2 s^2 [1 + W(s)]}. \quad (7)$$

На рис. 1 даны амплитудные характеристики системы, соответствующие уравнению (7), при $m_c = 2350 \text{ кг}$ и $m_k = 2000 \text{ кг}$. Кривая 1 показывает уровень колебаний стола и каретки в режиме резания, вызывающего неустойчивое перемещение рабочих органов ($a = 0,2 \text{ мм}$; $b = 50 \text{ мм}$; $v = 1 \text{ м/с}$). Реакция динамической системы на входное воздействие, вызванное процессом резания при скорости фрезерования 2 м/с , показана кривой 2. Из приведенных характеристик видно, что они имеют две резонансные частоты. Уровень колебаний рабочих органов в полосе частот собственных колебаний стола (40... 41 Гц) достаточно высок. В области резонансной частоты каретки (60... 62,5 Гц) он несколько ниже. Увеличение скорости резания способствует снижению амплитуды колебаний станка (кривая 2 в области резонансных частот расположена ниже кривой 1).

Влияние режимов резания на уровень колебаний рабочих органов станка проверялось экспериментально при фрезеровании заготовок на станке мод. 6М610Ф2-1. Определение зон возбуждения вибрации осуществлялось при фрезеровании деталей из стали ШХ 15 торцевой фрезой, имеющей диаметр 315 мм и 18 зубьев. Ширина фрезерования выбиралась максимальной, при которой происходила полная загрузка привода главного движения (вращения фрезы) до мощности 30 кВт. Режимы резания изменялись в следующих пределах: глубина фрезерования 1...8 мм, скорость подачи 1...4 мм/с; скорость резания 1...4 м/с. Регистрировались колебания стола и каретки.

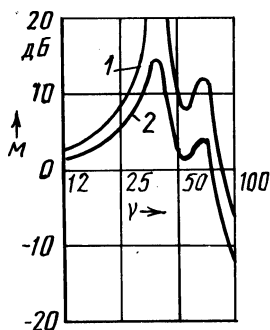


Рис. 1. Амплитудно-частотные характеристики замкнутой системы

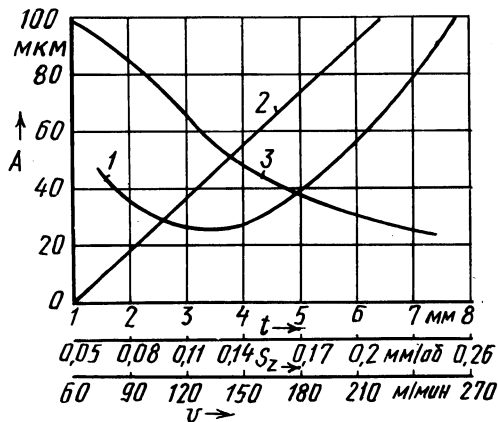


Рис. 2. Зависимость амплитуды колебаний стола от глубины резания t , подачи на зуб S_z и скорости фрезерования ν

При обработке экспериментальных данных установлено, что колебания стола происходят на частотах 38...42 Гц. Частота колебаний каретки находилась в полосе 52...65 Гц. Амплитуды этих колебаний вдоль направления подачи стола на 70 % превышали амплитуды колебаний рабочих органов в других направлениях.

Получены основные закономерности, позволившие дать оценку влияния

изменения режимов фрезерования на уровень колебаний рабочих органов. На рис. 2 показаны усредненные графики зависимостей амплитуды виброперемещения стола от изменения глубины фрезерования (кривая 1), подачи на зуб (кривая 2) и скорости резания (кривая 3). Видно, что увеличение глубины фрезерования и подачи на зуб способствует росту вибрации динамической системы станка. Уровень колебаний его рабочих органов снижается при повышении скорости резания. Установлено, что при $v > 4...5$ м/с процесс фрезерования практически не вызывал ощутимых виброперемещений узлов станка при любых нагрузках приводов, вплоть до максимальных.

Таким образом, можно сделать вывод, что применение прогрессивного режущего инструмента, допускающего повышенные режимы обработки материалов, в том числе скорость резания более 5 м/с, является перспективным направлением снижения уровня вибрации фрезерных станков.

ЛИТЕРАТУРА

1. К л и м о в с к и й В.В., Г р и ш а н д и н В.Ф. Исследование виброустойчивости тяжелых вертикально-фрезерных станков // Станки и инструмент. — 1977. — № 5. — С. 12–13.
2. Виброустойчивость фрезерно-расточного станка мод. 6М610Ф2:1 с ЧПУ при резании / Н.А. Козловский, И.И. Вовнейко и др. // Весці АН БССР. Сер. фіз.-тэхн. навук. — 1980. — № 4. — С. 94–98.
3. К у д и н о в В.А. Динамика станков. — М.: Машиностроение, 1967. — 359 с.
4. Н и к и т и н Б.В. Расчет динамических характеристик металло-режущих станков. — М.: Машгиз, 1962. — 112 с.
5. Расчет динамических характеристик упругих систем станков с ЧПУ. — М.: ЭНИМС, 1976. — 98 с.

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

УДК 621.9.025.14.001.4:621.7-982

А.М. КОТОВ, А.О. УЛИТЕНОК,
И.В. ХОДЫРЕВ

СТОЙКОСТЬ РЕЗЦОВ ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ Р6М5, УПРОЧНЕННЫХ В ВАКУУМЕ

В основе способа упрочнения режущих инструментов, разработанного в Могилевском машиностроительном институте, лежит облучение изделия немоноэнергетическим потоком ускоренных частиц в низком вакууме. В результате изменяются энергетический запас и структура поверхностного слоя изделия, обуславливающие повышение износостойкости последнего. В ходе лабораторных исследований было установлено, что стойкость упрочненных таким способом инструментов и технологической оснастки в значительной степени зависит от режимов процесса упрочнения (средней поверхностной плотности потока энергии излучения и дозы облучения).

Для испытаний использовались проходные токарные резцы из быстрорежущей стали Р6М5 со следующей геометрией: $\gamma = 8^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $\varphi = 45^\circ$. Для создания сравнимых условий по физико-механическим свойствам резцов перед упрочнением и стойкостными испытаниями были выбраны резцы с одинаковой твердостью режущей части, которая составляла 62...63 HRC₃.

Сравнительные испытания облученных и необлученных резцов проводили при точении заготовок $\varnothing 50$ мм из стали Х18НЮТ (180...190 НВ) на станке мод. 1К62А при скорости резания 27 м/мин, глубине резания 0,5 мм и подаче 0,11 мм/об, без охлаждения.

Стойкость резцов оценивали по износу. За предельный износ был принят размер фаски износа по задней поверхности, равный 0,7 мм. При испытании фиксировали продолжительность процесса до достижения указанного износа. Фаску износа измеряли на приборе МИМ-2. Для каждой из 9 выборок инструментов (по 5 резцов в каждой выборке), обработанных немоноэнергетическим потоком ускоренных частиц при различных режимах облучения, а также для одной контрольной выборки, не прошедшей облучения, были определены средняя стойкость, коэффициент вариации и коэффициент повышения стойкости инструментов.

Испытания показали, что износостойкость упрочненных резцов в 1,8...2,5 раза выше износостойкости стандартных во всех исследованных интервалах варьирования режимов облучения: дозы D от $1,5 \cdot 10^{22}$ до $9 \cdot 10^{22}$ частиц на 1 м^2 и средняя поверхностная плотность потока энергии излучения E от 12,8 до 25,6 кВт/м².

При рассмотрении повышения стойкости инструмента как показательной функции от каждого из параметров облучения методом наименьших квадратов были найдены уравнения регрессии:

$$K_D = 1 + 0,0007D^{0,145}, \quad E = 25,6 \text{ кВт/м}^2;$$

$$K_E = 1 + 0,137E^{0,718}, \quad D = 4,5 \cdot 10^{22} \text{ частиц на } 1 \text{ м}^2,$$

где K_D , K_E – коэффициенты повышения стойкости инструмента в зависимости от дозы облучения при постоянной средней поверхностной плотности потока энергии излучения и от средней поверхностной плотности потока энергии при постоянной дозе облучения.

Анализ уравнений показывает, что степень влияния параметров облучения на стойкость инструмента неодинакова. Так, например, при увеличении дозы облучения с $4,5 \cdot 10^{22}$ до $9 \cdot 10^{22}$ частиц на 1 м^2 (в 2 раза) стойкость резцов при постоянной $E = 25,6 \text{ кВт/м}^2$ возрастает в 1,07 раза, а при увеличении плотности потока энергии и при постоянной $D = 4,5 \cdot 10^{22}$ частиц на 1 м^2 стойкость резцов увеличивается в 1,27 раза.

Таким образом, стойкость упрочненных моноэнергетическим потоком ускоренных частиц резцов выше по сравнению со стандартными резцами в 1,8...2,5 раза. Увеличение стойкости облученных резцов возрастает с повышением дозы облучения и средней поверхностной плотности потока энергии в исследованном интервале варьирования режимов упрочнения. Изменение плотности потока энергии оказывает более сильное влияние на коэффициент повышения стойкости инструмента, чем изменение дозы облучения.

УДК 621.941

Е.Э. ФЕЛЬДШТЕЙН, А.Г. ТАТЕВОСЯН

РАБОТОСПОСОБНОСТЬ РЕЗЦОВ ИЗ ПОРОШКОВОЙ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

При исследовании работоспособности резцов из порошковой и литой стали Р6М5 ставилась задача сравнить уровни их стойкости и оценить особенности изнашивания. Согласно методике ВНИИ, для имитации видов изнашивания, присущих процессам чистового точения, сверления, развертывания, резьбонарезания при обработке углеродистых сталей, толщина среза изменялась в пределах 0,04...0,09 мм, скорость резания – 10...60 м/мин, а при обработке жаропрочных сталей соответственно 0,035...0,15 мм и 5...20 м/мин. За критерий затупления резца была принята ширина площадки износа по задней поверхности, равная 0,3 мм. Обработка производилась с охлаждением 5 %-й эмульсией при глубине резания 1,5 мм. Рабочей частью резцов являлись неперегачиваемые пластины, изготовленные по одинаковой технологии из сталей литой быстрорежущей и порошковой, полученной из стружечных отходов методом горячей экструзии.

Результаты сравнительных стойкостных испытаний показывают, что закономерности изменения периода стойкости режущих пластин из порошковой и литой быстрорежущей сталей при изменении скорости резания аналогичны (рис. 1). Однако при точении стали 45 период стойкости резцов из порошковой стали выше, чем резцов из литой стали в 1,1...1,9 раза. Для стали

12Х18Н10Т период стойкости возрастает в 1,3...2 раза, для сплава ХН67МВТЮ – в 1,1...3 раза.

Одной из основных характеристик изменения свойств контактных площадок инструмента в процессе резания является микротвердость их поверхно-

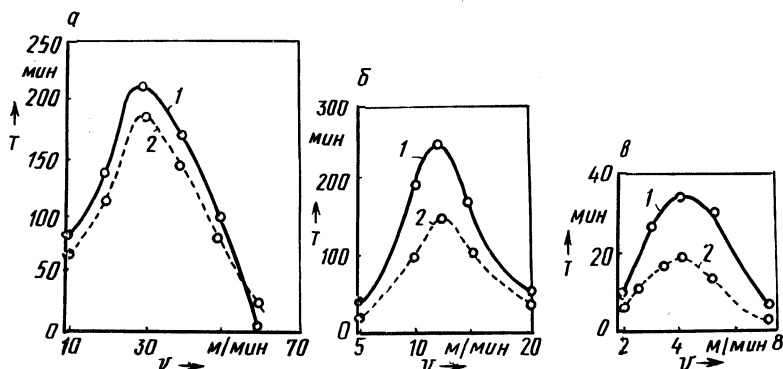


Рис. 1. Зависимость стойкости резов из порошковой (1) и литой (2) сталей от скорости резания при точении:

а – сталь 45, $S = 0,096$ мм/об; б – сталь 12Х18Н10Т, $S = 0,07$ мм/об; в – сплав ХН67МВТЮ, $S = 0,064$ мм/об

ного слоя. Анализ распределения микротвердости вдоль площадки износа по задней поверхности пластины показывает, что зона наклепа превышает ширину площадки (рис. 2). У самой режущей кромки степень наклепа максимальна. На глубине 0,1 мм она снижается, что свидетельствует о процессах разупрочнения, происходящих в материале инструмента при резании. Данное явление можно объяснить тем, что под воздействием температуры в этой зоне пластины снижается степень наклепа, а дислокации перераспределяются при высоких напряжениях и сравнительно низких температурах. На глубине 0,3 мм зафиксирована зона вторичного упрочнения материала при пластической деформации и деформационного распада остаточного аустенита. Ближе к опорной поверхности пластины отмечается заметное снижение микротвердости материала, что связано с процессом его рекристаллизации и, следовательно, уменьшением искажений кристаллической решетки.

Таким образом, результаты исследований показывают, что в процессе эксплуатации инструмента в его поверхностном слое одновременно протекают два противоположных по результатам процесса – упрочнения и разупрочнения. Соотношение между ними постоянно изменяется, что и приводит к изменению свойств инструментального материала в процессе резания.

Изучение площадок износа после кратковременного резания образца из стали 45 резами, оснащенными пластинами из порошковой и литой быстрорежущей сталей, показало, что при низких скоростях резания на инструменте из порошковой стали наблюдаются риски, царапины с наличием отдельных налипших частиц обрабатываемого материала, что свидетельствует о преобладании абразивного изнашивания. Такая же картина характерна для литой стали,

но количество налипших частиц на изношенной поверхности несколько больше. Увеличение скорости, а следовательно, температуры резания вызывает абразивно-адгезионное изнашивание резцов, причем его интенсивность для инструмента из порошкового материала выше. Весьма существенно, что при высоких скоростях резания (50 м/мин) на пластинах из литой стали постепенно уменьшаются размеры площадки адгезионного контакта и появляется переходная зона абразивного контакта. Возможно, именно этим объясняется то, что интенсивность изнашивания инструмента из этой стали несколько ниже, чем резцов из порошковой быстрорежущей стали той же марки при высоких скоростях резания (см. рис. 1, а).

Исследования площадок износа с помощью микроанализатора ХА-5 позволили установить характер распределения на них легирующих элементов и зафиксировать более интенсивный массоперенос для порошковой стали при точении образцов из жаропрочных материалов. При точении образцов из стали 45 интенсивность налипания обрабатываемого материала на инструмент для обеих сталей примерно одинакова. Таким образом, более равномерное распределение легирующих элементов и наличие большого количества плотно и равномерно налипших частиц обрабатываемого материала приводит к снижению интенсивности изнашивания пластин из порошковой быстрорежущей стали.

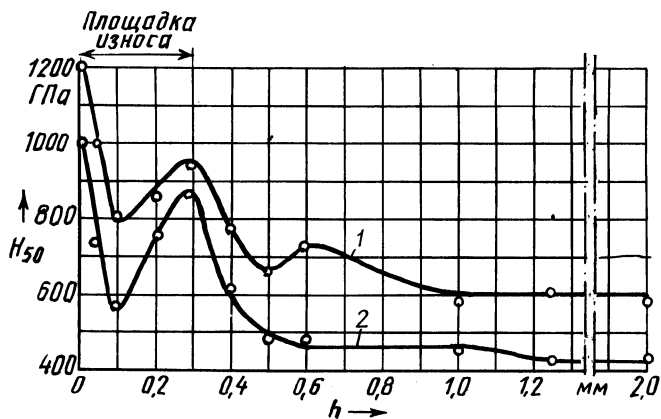


Рис. 2. Изменение микротвердости вдоль задней поверхности пластин из литой (1) и порошковой (2) быстрорежущей сталей при точении образца из стали 45 ($v = 40$ м/мин, $S = 0,166$ мм/об)

Путем рентгенографических исследований тонкой структуры инструментальных материалов было установлено, что после резания образцов в поверхностном слое пластины увеличиваются напряжения II рода и плотность дислокаций, причем в пластинах из порошковой стали они выше, чем из литой, соответственно на 10 и 20 %. Размеры блоков мозаики в процессе резания уменьшаются. Для порошковой стали они в 1,5 раза выше, чем для литой. Это значит, что в литых сталях деформационное упрочнение достигается при меньшей продолжительности нагружения (т.е. резания), чем в порошковых, и, кроме того, при меньших внутренних напряжениях и плотности дислокаций.

ВЗАИМОСВЯЗЬ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ И МАГНИТНЫХ СВОЙСТВ СТАЛИ

На обрабатываемость резанием заготовок из стали 20ХНЗА влияют физико-механические характеристики материала после его термической обработки. Образцы, изготовленные из одной партии металла, подвергались нормализации при следующих режимах. Температура нагрева t принималась равной 840, 860, 870, 880 °С, время выдержки τ — 6, 8, 10 ч. Применялись три способа охлаждения заготовок: с печью до 500 °С, затем на воздухе; в струе воздуха; на воздухе.

Обрабатываемость стали 20ХНЗА исследовалась при поперечном точении образцов $\varnothing 105$ мм на токарно-винторезном станке мод. 1616 без применения охлаждающей жидкости режцами из быстрорежущей стали Р6М5 с геометрическими параметрами $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, $\varphi = 60^\circ$, $\varphi_1 = 15^\circ$, $\lambda = 0^\circ$ при $t = 0,25$ мм, $S = 0,08$ мм/об, $v = 60$ м/мин. Ширина фаски износа резца на задней грани h_3 измерялась после каждого из пяти проходов. Стойкостная зависимость $v_{30} = 39,893 T^{0,12}$ получена при $h_3 = 0,3$ мм.

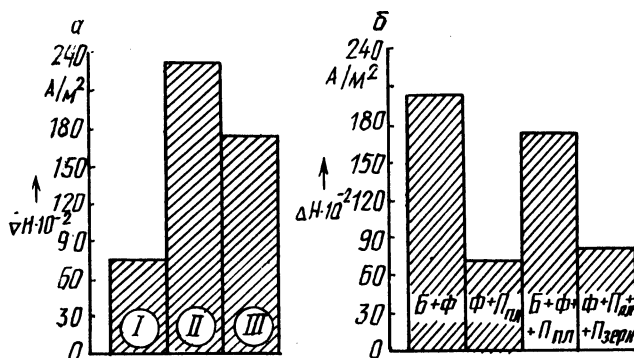


Рис. 1. Зависимость градиента остаточного магнитного поля:

а — от способа охлаждения заготовок; б — от микроструктуры заготовок; I — охлаждение с печью до 500 °С, затем на спокойном воздухе; II — охлаждение в струе воздуха; III — охлаждение на спокойном воздухе; Б — бейнит; Ф — феррит; П_{пл} — пластинчатый перлит; П_{зерн} — зернистый перлит

Магнитные свойства стали 20ХНЗА определялись прибором АНБ-622, разработанным в Институте прикладной физики АН БССР.

Выходной сигнал преобразователя, пропорциональный градиенту остаточного магнитного поля ∇H , зависит от геометрических параметров преобразователя и расстояния от него до испытуемого образца, формы, числа и амплитуды импульсов поля. Поэтому магнитные характеристики материала разных об-

разцов определялись при одинаковых этих параметрах. Чтобы учесть зависимость магнитных характеристик от ориентации детали относительно поля, их определяли для тех слоев материала, которые в дальнейшем снимаются обработкой резанием. Исследования проводили при комнатной температуре.

Установлена достаточно тесная корреляционная связь между износом резцов по задней грани и градиентом остаточного магнитного поля образцов. При охлаждении заготовок в струе воздуха коэффициент множественной корреляции между h_3 и ∇H равен 0,687.

Как видно из рис. 1, а, значительное влияние на ∇H оказывает способ охлаждения заготовок, что подтверждается данными работы [1].

Одновременно была исследована зависимость ∇H от микроструктуры стали 20ХНЗА (рис. 1, б).

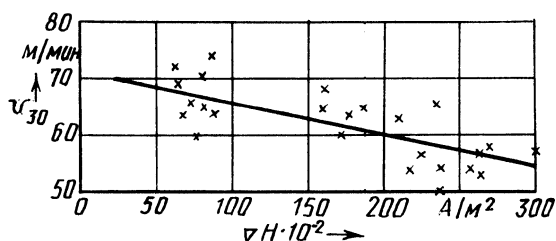


Рис. 2. Зависимость оптимальной скорости резания от градиента остаточного магнитного поля

По приведенной выше методике определялась оптимальная скорость резания v_{30} (при 30-минутной стойкости резца), соответствующая наименьшей интенсивности изнашивания инструмента. На рис. 2 приведена зависимость $v_{30} = f(\nabla H)$, на основании которой по измерению градиента остаточного магнитного поля можно установить v_{30} для любой заготовки без ее механической обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. М е л ь г у й М.А. Магнитный контроль механических свойств сталей. — Мн.: Наука и техника. 1980. — 185 с.

СОДЕРЖАНИЕ

Резание материалов и режущий инструмент

Д о в н а р С.С. Контактное схватывание и напряженно-деформированное состояние металла в зоне резания	3
К у ц е р В.М. Анализ процесса ортогонального резания с учетом переменных свойств обрабатываемого материала	8
М а й Т х а н ь У о н г. Стружкообразование при тонком точении материалов из металлических порошков	15
Н о в о с е л о в Ю.А., П о п о к Н.Н. Исследование площадок контакта ротационного инструмента со стружкой и заготовкой	20
А б у г о в А.Л., Б а р ш а й И.Л., Ф е л ь д ш т е й н Е.Э. Формирование микропрофиля единичного среза при иглофрезеровании	25
К и р п и ч е н к о И.А., Т и л и г у з о в Г.В., Я ц у р а Е.С., Л о б к о в а М.П. Управление процессом прецизионного плоского шлифования по динамическим характеристикам	29
С к р я б и н В.А., П ш е н и ч н ы й О.Ф. Моделирование процесса микрорезания при обработке деталей уплотненным слоем незакрепленного абразива	33
Ч а ч и н В.Н., Г о л о в к и н а Е.Я., Л а з а р е в А.С., Б о н д а р е н к о Л.И. Моделирование магнитно-абразивного полирования	37
Г о л о в к и н а Е.Я., Т е р е х о в С.Н., С и н ь к е в и ч Ю.В., А в с е е в и ч О.И. Метод электроимпульсного полирования металлов	40
В и ш у м и р с к и й Р.П., К и р п и ч е н к о И.А., Т и л и г у з о в Г.В., Я ц у р а Е.С. Обоснование точности расположения режущих элементов прерывистого инструмента	43
М и х а й л о в М.И. Расчет жесткости осевого режущего инструмента	46

Обработка поверхностным пластическим деформированием

К о т и к о в П.Ф., С в и д е р с к и й Э.А. Повышение качества поверхности при обработке деталей поверхностным пластическим деформированием	50
Ф е д о р ц е в В.А. Повышение износостойкости поверхностей деталей из порошковых материалов поверхностным пластическим деформированием	52
С у р г у н т Я.М., Д о в г а л е в А.М. Повышение точности формообразования поверхности при совмещенной обработке деталей резанием и ППД	54

Технология машиностроения

М е д в е д е в А.И., К а н е М.М. Изменение микротвердости рабочих поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес в зависимости от режимов зубофрезерования	59
К у з ь м и ч е в Г.П., Г р и г о р ь е в А.М., К л е ц к о в Е.Л., Т у р о м ш а В.И., В а с и л е н к о Т.В. Снижение деформации твердокаменных базовых деталей машин	61
Х о д ы р е в В.И., Ф и л и п п о в М.Н. О процессе образования ворса при резании волокнистых полимерных композитов	65

Технология нанесения покрытий

Б е л я е в Г.Я., Е ж е н к о в Г.Г., С к и б а н М., С т а ш е в с к а я Е.Н., Ч е б л у к о в М.А., А н д о с к и н В.Н., Д е р к а ч Н.Д., Б у т ы р е в Н.М. Фор-	
---	--

мирование износостойких покрытий на рабочих поверхностях термостойких опор забойного двигателя	70
Дьяков И.И., Юмштык Г.М. Кинематические параметры упрочняемого концевого инструмента	77
Ивашенко С.А., Самаль А.М., Плахотнюк В.И., Макаре- вич Е.В., Фролов И.С. Эксплуатационные характеристики тонкопленочных покрытий на немагнитных деталях	81
Спирidonov Н.В., Панков А.Б., Опекунова Т.Э. Влияние ла- зерного оплавления на структуру, фазовый состав и эксплуатационные свойства покрытий	86

Металлорежущие станки

Резниченко В.И., Каштальян И.А., Боганов А.А. Реализация функции независимого управления суппортами токарного станка с ЧПУ	91
Голембиевский А.И. Система синхронизации функционально связан- ных приводов зубодолбежных станков с ЧПУ	95
Данилов В.А. Универсальный способ настройки зубофрезерного стан- ка	99
Малыренко А.Д., Юринок В.И. Влияние кинематических и настроеч- ных параметров доводочных станков с планетарным движением инструмента на формообразование оптических деталей	103
Коновалов И.В. Выбор оптимального градиента фаз векторов остаточ- ных дисбалансов ротора с учетом внешнего дисбаланса от инструмента	108
Горошко В.Ф., Козловский Н.А. Виброустойчивость приводов по- дач фрезерных станков при различных режимах резания	114

Краткие сообщения

Котов А.М., Улитенок А.О., Ходырев И.В. Стойкость резцов из быстрорежущей стали Р6М5, упрочненных в вакууме	120
Фельдштейн Е.Э., Татевосян А.Г. Работоспособность резцов из порошковой быстрорежущей стали	121
Кочергин А.И., Белыева Г.И., Русый В.Д., Бакин В.А. Взаимо- связь обрабатываемости и магнитных свойств стали	124

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.9.011:517.962.1

Д о в н а р С.С. Контактное схватывание и напряженно-деформированное состояние металла в зоне резания // *Машиностроение*. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 3–8.

Расчетом по методу конечных элементов выявлено, что при контактном схватывании реза и обрабатываемого материала под режущей кромкой инструмента в обрабатываемом металле концентрируются одновременно растягивающие напряжения и пластические деформации. Это резко повышает вероятность разрушений в поверхностном слое детали. Наиболее эффективным средством преодоления схватывания является повышение скорости вплоть до достижения условия адиабатического резания. – Ил. 4. Библиогр. 7.

УДК 621.9:539.374

К у ц е р В.М. Анализ процесса ортогонального резания с учетом переменных свойств обрабатываемого материала // *Машиностроение*. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 8–15.

Рассмотрено образование сливной стружки при обработке детали из материалов с переменным пределом текучести, зависящим от температуры, деформации и скоростей деформации. Поле линий скольжения дается решением Х.Кудо, для которого граничные условия определяются температурной задачей. Приведены результаты численного анализа параметров процесса резания и их сравнение с экспериментальными данными. – Ил. 4. Библиогр. 11.

УДК 621.9.019

М а й Т х а н ь У о н г. Стружкообразование при тонком точении материалов из металлических порошков // *Машиностроение*. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С.15–19.

Приведены аналитические зависимости для определения толщины среза и действительного переднего угла в произвольной точке режущего лезвия. Отмечены особенности стружкообразования при тонком точении образцов из порошковых материалов. – Ил. 4. Библиогр. 2.

УДК 621.91.01

Н о в о с е л о в Ю.А., П о п о к Н.Н. Исследование площадок контакта ротационного инструмента со стружкой и заготовкой // *Машиностроение*. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С.20–25.

Приведены результаты исследований длины контакта инструмента со стружкой и заготовкой при различных видах ротационного резания. – Ил. 5. Библиогр. 2.

УДК 621.914.1

А б у г о в А.Л., Б а р ш а й И.Л., Ф е л ь д ш т е й н Е.Э. Формирование микропрофиля единичного среза при иглофрезеровании // *Машиностроение*. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 25–29.

Приведены результаты исследований формирования микропрофиля единичного среза при микрорезании иглой Ст 10 и стали 45, описано влияние скорости резания, натяга и вылета иглы на параметры микропрофиля единичного среза. – Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.923

Управление процессом прецизионного плоского шлифования по динамическим характеристикам / И.А. Кирпиченко, Г.В. Тилигузов, Е.С. Яцура, М.П. Лобкова // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 29–33.

Предложен метод управления обработкой деталей машины на финишных переходах плоского шлифования периферией круга. Его реализация обеспечивает повышение качества обработанных деталей. – Ил. 3. Табл. 1.

УДК 621.924.93

Скрябин В.А., Пшеничный О.Ф. Моделирование процесса микрорезания при обработке деталей уплотненным слоем незакрепленного абразива // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 33–37.

Излагаются результаты теоретических исследований, позволяющие оценить условия микрорезания при обработке деталей выступами микрорельефа абразивных зерен. – Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.923.7:621.921.047.7

Моделирование магнитно-абразивного полирования / В.Н. Чачин, Е.Я. Головкина, А.С. Лазарев, Л.И. Бондаренко // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 37–40.

Показано влияние свойств СОЖ и параметров электромагнитного поля на качество обработанной поверхности при МАО. Обоснована необходимость одновременного изменения всех параметров процесса с целью снижения параметров шероховатости обработанной поверхности. – Ил. 1. Библиогр. 9.

УДК 621.923.9

Метод электроимпульсного полирования металлов / Е.Я. Головкина, С.Н. Терехов, Ю.В. Силькевич, О.И. Авсеевич // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 40–43.

Описывается сущность электроимпульсного метода полирования металлов. Приведен вывод формулы для определения скорости прокачки электролита в зоне обработки. – Ил. 2.

УДК 621.91-621.92

Обоснование точности расположения режущих элементов прерывистого инструмента / Р.П. Вишумирский, И.А. Кирпиченко, Г.В. Тилигузов, Е.С. Яцура // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 43–45.

Предложена методика расчета допусков радиального биения смежных рабочих элементов инструментов с прерывистыми режущими поверхностями. Расчетное обоснование допусков обеспечивает возможность нормирования прочностных и стойкостных свойств инструментов. – Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.9.014/3

Михайлов М.И. Расчет жесткости осевого режущего инструмента // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 46–49.

С помощью метода граничных элементов построена математическая модель для определения перемещений и деформаций осевого режущего инструмента при растачивании отверстий. – Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.753.5

Котиков П.Ф., Свидерский Э.А. Повышение качества поверхности при обработке деталей поверхностным пластическим деформированием // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 50–52.

Описан способ ППД, обеспечивающий стабилизацию усилия деформирования в процессе обработки. Приведены зависимости для определения оптимальных динамических параметров элементов системы СПИД. – Библиогр. 3.

УДК 762.8:621.787.4

Федорцев В.А. Повышение износостойкости поверхностей деталей из порошковых материалов поверхностным пластическим деформированием // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 52–54.

Приведены методика и результаты исследования износостойкости поверхностных слоев деталей из порошковых спеченных материалов на основе железа, упрочненных поверхностным пластическим деформированием многороликовым жестким обкатником.

УДК [621.941:621.787.4] :62-187

Сургунт Я.М., Довгалев А.М. Повышение точности формообразования поверхности при совмещенной обработке деталей резанием и ППД // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 54–58.

Описаны новые методы компенсации упругих отжати в системе СПИД при совмещенной обработке деталей резанием и ППД с применением комбинированных инструментов одностороннего действия. Приведены перспективные конструкции комбинированных инструментов. – Ил. 2.

УДК 621.833.1:539.531

Медведев А.И., Кане М.М. Изменение микротвердости рабочих поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес в зависимости от режимов зубофрезерования // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 59–60.

Приведены результаты экспериментального исследования изменения микротвердости поверхности зубьев цилиндрических зубчатых колес в зависимости от режимов зубофрезерования, получены уравнения регрессии для различных материалов зубчатых колес. – Табл. 1.

УДК 621.002:679.8

Снижение деформации твердокаменных базовых деталей машин / Г.П. Кузьмичев, А.М. Григорьев, Е.Л. Клецков и др.//Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 61–65.

Даны рекомендации по снижению деформации твердокаменных базовых деталей прецизионного оборудования за счет герметизации их кристаллической структуры герметиком "Анатерм-IV". – Ил. 4. Табл. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.91.01:678.5

Ходырев В.И., Филиппов М.Н. О процессе образования ворса при резании волокнистых полимерных композитов // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 65–69.

Изложены результаты теоретического и экспериментального исследования процесса образования остаточной ворсистости при резании полимерных волокнистых композитов. Показано, что процесс ворсообразования зависит от радиуса округления лезвия. – Ил. 3. Библиогр. 5.

УДК 621.785

Формирование износостойких покрытий на рабочих поверхностях термостойких опор забойного двигателя / Г.Я. Беляев, Г.Г. Еженков, Н.М. Скиба и др. // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 70–77.

Описываются результаты испытаний покрытий, сформированных различными методами, для термостойких опор забойного двигателя. – Ил. 5. Табл. 1. Библиогр. 6.

УДК 621.822

Дьяков И.И., Юмштык Г.М. Кинематические параметры упрочняемого концевого инструмента // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 77–80.

На основании кинематического анализа движения деталей под испарителем получена математическая модель, позволяющая оценить различные внутрикамерные устройства для упрочнения деталей типа концевого инструмента с целью достижения высокого качества покрытия на всех его рабочих поверхностях. – Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 681.2.084:669.295

Эксплуатационные характеристики тонкопленочных покрытий на немагнитных деталях/С.А. Иващенко, А.С. Самаль, В.И. Плахотнюк и др. // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 81–86.

Приведены результаты исследования некоторых эксплуатационных характеристик поверхностных слоев деталей из немагнитных материалов с тонкопленочными покрытиями. Нанесение ионно-вакуумных покрытий обеспечивает существенное повышение износостойкости и микротвердости поверхностных слоев деталей и улучшение их фрикционных характеристик. – Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.78.019.84

Спирidonov Н.В., Панков А.Б., Опекунова Т.Э. Влияние лазерного оплавления на структуру, фазовый состав и эксплуатационные свойства покрытий // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 86–90.

Исследованы микроструктура и фазовый состав покрытий из самофлюсующихся сплавов ПН-ХН80СЗР3 и ПН-ХН80С4Р4, оплавленных лучом лазера. Показано, что, несмотря на различия химического состава сплавов, их фазовый состав одинаков. Упрочнение покрытия объясняется образованием скелетных эвтектик, армирующих структуру. Покрытия, оплавленные лучом лазера, обладают большей коррозионной стойкостью по сравнению с покрытиями, оплавленными горелкой. – Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 621.9.06–529.08

Резниченко В.И., Каштальян И.А., Боганов А.А. Реализация функции независимого управления суппортами токарного станка с ЧПУ // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 91–95.

Приведена схема алгоритма независимого управления суппортами токарного станка с ЧПУ на базе микроЭВМ "Электроника 60".

УДК 621.9.06–529:621.833.05

Голембиевский А.И. Система синхронизации функционально связанных приводов зубодолбежных станков с ЧПУ // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 95–99.

Предлагается система синхронизации функционально связанных приводов применительно к устройству ЧПУ для зубодолбежных станков с касательным врезанием. Система построена по схеме с ведущей координатой. – Ил. 1.

УДК 621.9.06

Данилов В.А. Универсальный способ настройки зубофрезерного станка // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 99–103.

Описана схема формообразования винтовых зубьев при диагональном их нарезании, исключая необходимость компенсации перемещения червячной фрезы вдоль своей оси. Изложена методика настройки зубофрезерного станка для реализации этой схемы формообразования зубьев. – Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.923.5

Малыренко А.Д., Юринок В.И. Влияние кинематических и настроечных параметров доводочных станков с планетарным движением инструмента на формообразование оптических деталей // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 103–108.

Рассмотрена кинематика процесса формообразования оптических деталей при планетарном движении инструмента, предложен критерий оценки интенсивности и равномерности съема припуска. Установлено, что кинематические параметры станка оказывают влияние на интенсивность съема припуска, но не на закономерность изменения формы детали. Параметры настройки станка позволяют изменить не только интенсивность обработки, но и характер изменения формы контактирующих сферических поверхностей. – Ил. 3. Библиогр. 4.

УДК 081.62-775

Коновалов И.В. Выбор оптимального градиента фаз векторов остаточных дисбалансов ротора с учетом внешнего дисбаланса от инструмента // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 108–114.

Приведены результаты теоретического исследования возможностей снижения виброактивности шпиндельных узлов за счет оптимизации градиента фаз векторов остаточных дисбалансов в двух плоскостях коррекции ротора при учете внешнего дисбаланса от инструмента. На примере электрошпинделя на опорах с газообразным смазочным материалом показана эффективность этого метода. – Ил. 3. Табл. 1.

УДК 621.914.32-752

Горошко В.Ф., Козловский Н.А. Виброустойчивость приводов подач фрезерных станков при различных режимах резания // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 114–119.

Приведены результаты теоретических исследований уровня колебаний рабочих органов фрезерно-расточного станка мод. 6М610Ф2-1 с ЧПУ по передаточной функции динамической системы, включающей процесс резания. Показано, что перспективным направлением снижения вибрации продольно-фрезерных станков является увеличение скорости фрезерования до 4...5 м/с. Результаты исследований подтверждены экспериментом. – Ил. 2. Библиогр. 5.

УДК 621.9.025.14.001.4:621.7-982

Котов А.М., Улитенок А.О., Ходырев И.В. Стойкость резцов из быстрорежущей стали Р6М5, упрочненных в вакууме // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. С. 120–121.

Показано, что стойкость быстрорежущих резцов, упроченных в вакууме немоно-энергетическим потоком ускоренных частиц, повышается в 1,8...2,5 раза.

УДК 621.941

Фельдштейн Е.Э., Татевосян А.Г. Работоспособность резцов из порошковой быстрорежущей стали // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С.121–123.

Рассмотрены особенности изнашивания и уровни стойкости резцов из порошковой и литой быстрорежущей сталей при точении углеродистых и жаропрочных сталей. – Ил. 2.

УДК 621.9.01+669.15

Взаимосвязь обрабатываемости и магнитных свойств стали / А.И. Кочергин, Г.И. Беляева, В.Д. Русый, В.А. Бакин // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С.124–125.

Приводятся результаты исследования связи показателей обрабатываемости заготовок из стали 20ХН3А с магнитными свойствами материала, формируемыми в результате термообработки. – Ил. 2. Библиогр. 1.

Научное издание
МАШИНОСТРОЕНИЕ

В ы п у с к 13

Заведующий редакцией *В.Г. Самарина*
Редактор *Э.Н. Капрова*
Младшие редакторы *А.П. Берлина, Т.И. Крючкова*
Художественный редактор *И.А. Демковский*
Технический редактор *Г.А. Лакишик*
Корректор *И.И. Ганелес*
Оператор *А.И. Маль*

ИБ № 2631