

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

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК

ВЫПУСК 12

Минск
"Вышэйшая школа"
1987

45
УДК 621.002

МЗ8

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

Редакционная коллегия:

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

Приведены результаты исследований прогрессивных технологических процессов механической обработки деталей, рассмотрены особенности упрочнения деталей путем нанесения износостойких покрытий, новые конструкции режущих инструментов и механизмов металлорежущих станков.

М $\frac{2702000000-017}{М304(05)-87}$ 145-87

© Издательство "Вышэйшая школа", 1987.

РЕЗАНИЕ МАТЕРИАЛОВ И РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ

УДК 621.9.011:517.962.1

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

СООТНОШЕНИЕ УПРУГОСТИ И ТЕКУЧЕСТИ МЕТАЛЛА – ФАКТОР КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ

Резание металлов включает в себя упругое и пластическое деформирование. Упругое поведение упругопластичного неупрочняющегося материала зависит от модуля упругости E , а текучесть определяется пределом текучести σ_T . Цель настоящей работы – выяснить значимость соотношения между характеристиками упругости и текучести для формирования напряженно-деформированного состояния в зоне резания металла. Это важно при анализе структуры вновь образуемых поверхностных слоев деталей и выработке средств повышения их несущей способности.

При обработке металлов резанием соотношения между исходными значениями E и σ_T могут быть весьма различными. Так, стали характеризуются примерно постоянным модулем упругости E , близким к $2 \cdot 10^5$ МПа. Однако предел текучести у них может изменяться от ~ 100 МПа у технического железа до ~ 5000 МПа у высокопрочной проволоки. Более чем на порядок предел текучести стали может быть уменьшен при нагреве до температур аустенизации [1].

Если бы обрабатываемый материал был абсолютно упругим или жесткопластичным, то связь соответственно E или σ_T с напряженно-деформированным состоянием выражалась бы просто. Согласно теории моделирования [2], при сопоставлении абсолютно упругих материалов в случае соблюдения подобия по геометрии тел и по условиям нагружения возникающие напряжения будут прямо пропорциональны модулю упругости. Аналогично при деформировании жесткопластичных неупрочняющихся модельных материалов напряжения окажутся в прямо пропорциональной связи с пределом текучести. Однако для упругопластичных тел при независимом варьировании значений E и σ_T с помощью теории подобия уже нельзя априори описать изменения напряженно-деформированного состояния. Здесь подобие картин напряжений и деформаций для тел из разных материалов имеет место только в том случае, когда равны соотношения σ_T/E .

Параметр $k_{\Pi} = \sigma_T/E$ можно принять в качестве критерия подобия для упругопластичных неупрочняющихся тел, поскольку он безразмерен и включает все учитываемые в модели материала характеристики, связанные с усилиями деформирования. Два материала с отличающимися значениями σ_T и E , но равными k_{Π} будут иметь одинаковые поля деформаций, действующие напря-

жения у них окажутся связанными коэффициентом пропорциональности: $\sigma_{T1}/\sigma_{T2} = E_1/E_2$.

Для изучения напряженно-деформированного состояния в зоне резания при изменении параметра k_n проведено численно-математическое моделирование с помощью метода конечных элементов. Модель резания и базовое решение для $k_n = 3,75 \cdot 10^{-3}$ ($E = 2 \cdot 10^5$ МПа и $\sigma_T = 750$ МПа) были описаны ранее [3]. Основные условия расчетов: скорость резания мала и поэтому тепловые и динамические эффекты не учитываются, антифрикционное покрытие резака идеальное; упругопластичный обрабатываемый материал неупрочняющийся; передний угол резака $\gamma = 0$; глубина резания $t = 0,2$ мм; радиус закругления режущей кромки $\rho = 0,06$ мм. В начальный момент резец находится в контакте с деталью по передней поверхности и закруглению режущей кромки. Моделируется врезание резака в металл. Перемещение инструмента $U = 0,01$ мм достаточно для стабилизации напряженного состояния в зоне резания [3]. Были выявлены три характерные области напряжений: область объемного сжатия перед режущей кромкой, передняя и задняя области растяжения.

В настоящем сообщении приведены расчетные данные, полученные при варьировании базового значения параметра k_n в 1/8 ... 8 раз для сталей при их нагреве или изменении структурного состояния при постоянном модуле упругости E путем изменения предела текучести σ_T от 93,75 до 6000 МПа, т. е. в 64 раза.

На рис. 1, а, б представлены картины главных напряжений σ_1 для материалов, имеющих крайние значения предела текучести. В структуре полей напряжений принципиальных изменений не произошло. В обоих случаях выявляются область объемного сжатия I, передняя и задняя области растяжения II, III. Однако точного подобия картин напряжений нет.

Для материала с $\sigma_T = 93,75$ МПа все три области напряжений явно выражены, имеют большую площадь и сравнительно далеко разнесены друг относительно друга. Область объемного сжатия покрывает всю зону стружкообразования. Передняя область растяжения отличается большими размерами. Ее

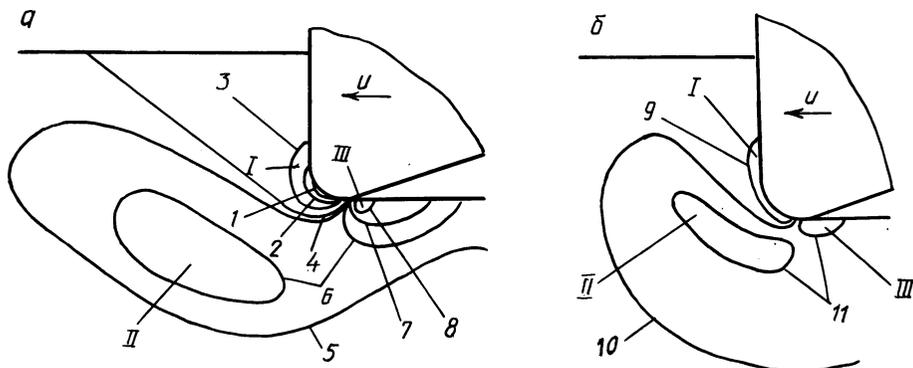


Рис. 1. Картины главного напряжения σ_1 в зоне резания для пределов текучести: а - $\sigma_T = 93,75$ МПа; б - $\sigma_T = 6000$ МПа; I - область объемного сжатия; II, III - передняя и задняя области растяжения; 1 - 87,5 МПа; 2 - 62,5; 3 - 37,5; 4 - 12,5; 5 - 12,5; 6 - 37,5; 7 - 62,5; 8 - 87,5; 9 - 800; 10 - 800; 11 - 2400 МПа

центр опускается на $\sim 0,4t$ ниже теоретической линии среза. В задней области растяжения действуют самые высокие напряжения.

Для материала с $\sigma_T = 6000$ МПа три характерные области напряжений сгруппированы вместе и имеют небольшие размеры. Область объемного сжатия представляет узкую полосу перед закруглением режущей кромки инструмента. Передняя и задняя области растяжения располагаются вблизи друг от друга и обнаруживают тенденцию к слиянию.

Снижение предела текучести для упругопластичного неупрочняющегося тела ведет в целом к уменьшению по абсолютной величине напряжений в зоне резания. Однако в отличие от жесткопластичного тела при этом для каждой точки в области деформаций уже не соблюдается постоянство отношений компонент тензора напряжений к σ_T . Так, при $\sigma_T = 6000$ МПа экстремальные напряжения σ_1 в области объемного сжатия, передней и задней областях растяжения соответственно равны $-1250, 3670$ и 3550 МПа, что составляет 21,61 и 59 % предела текучести. При $\sigma_T = 93,75$ МПа они составляют $-103, 69, 93$ МПа, что в отношении к пределу текучести дает 110, 74, 99 %. Таким образом, при снижении σ_T обнаруживается замедленное и неравномерное по зоне резания падение напряжений. Отношение действующих напряжений к пределу текучести увеличивается во всех трех характерных областях. Особенно выделяется область объемного сжатия, в которой отмечается относительный рост напряжений в 5,2 раза.

Сила резания падает с уменьшением предела текучести обрабатываемого металла. Для $\sigma_T = 6000$ МПа на 1 мм длины режущей кромки приходится усилие $P = 1304$ Н. Для материала с $\sigma_T = 93,75$ МПа $P = 28$ Н (в базовом решении $P = 212$ Н). Зависимость P от σ_T не является прямолинейной, как это должно было бы быть для жесткопластичного материала. Наибольшие нелинейные отклонения, превышающие 20 %, отмечаются в области высоких значений σ_T .

Изменение отношений σ_T/E существенно отражается на деформированном состоянии зоны резания. Картины интенсивности пластической деформации ϵ_i для предела текучести 93,75 и 6000 МПа приведены на рис. 2, а, б. Для меньшего значения σ_T оказывается характерной большая область пластических де-

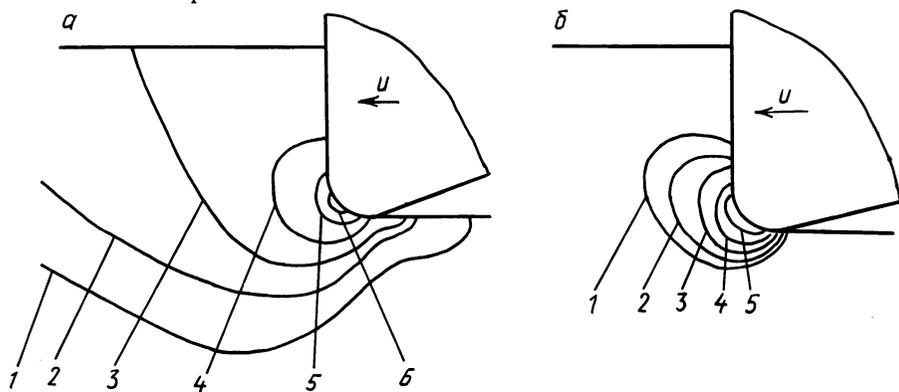


Рис. 2. Изолинии интенсивности пластической деформации ϵ_i в зоне резания для: а - $\sigma_T = 93,75$ МПа; б - $\sigma_T = 6000$ МПа; 1 - 0; 2 - 1; 3 - 2,5; 4 - 5; 5 - 10; 6 - 15 %

формаций в обрабатываемом металле. Граница пластического течения опережает резец на $3,2t$ и опускается ниже теоретической линии среза на $0,75t$. Позади резца происходит пластическое растяжение обрабатываемого металла, продолжающееся на расстоянии $0,9t$ от режущей кромки. Для $\sigma_T = 6000$ МПа велика доля упругих деформаций, и поэтому пластическое течение развито слабее. При врезании $U = 0,01$ мм пластические деформации концентрируются около режущей кромки и не могут выйти на свободную поверхность. Этот факт показывает, что обработка резанием деталей из высокоупругих материалов идет при неравномерной интенсивности пластического течения по толщине стружки. Не исключено также отсутствие в некоторых случаях сквозного пластического деформирования стружки. Полученные результаты дополняют известную модель условной плоскости сдвига, которая предполагает одинаковые сдвиговые деформации по всей длине зоны стружкообразования.

Глубина пластического течения материала ниже теоретической линии среза при $\sigma_T = 6000$ МПа не превышает $0,15t$. При этом пластические деформации не распространяются в металл позади резца. Расчеты во всем диапазоне изменения $k_{\text{п}}$ указывают на общую закономерность: чем больше параметр $k_{\text{п}}$, тем компактнее область пластического течения в зоне резания.

Таким образом, изменение соотношения между характеристиками упругости и пластичности обрабатываемого металла – существенный фактор управления напряженно-деформированным состоянием в зоне резания.

Расчеты выявили чувствительность к отношению σ_T/E и самой конечноэлементной модели. Это выражается в увеличении с уменьшением $k_{\text{п}}$ количества итерационных циклов, необходимых для решения пластической части задачи. При $\sigma_T = 6000$ МПа вычисления завершались после 9 итераций. В базовом варианте ($\sigma_T = 750$ МПа) потребовался 41 цикл, а для $\sigma_T = 93,75$ МПа – 64 итерации. При попытке решить задачу с $\sigma_T = 7,5$ МПа итерационный процесс не закончился даже после 180 циклов. Дело в том, что в математической модели используется так называемый метод начальных напряжений. Прежде всего находится упругое решение задачи. Затем вычисляется специальная дополнительная нагрузка – невязка сил. Далее по невязке сил с помощью глобальной матрицы жесткости рассчитываются дополнительные перемещения узлов конечных элементов. Суммирование дополнительных перемещений, получаемых рядом итераций, ведет к формированию искомого решения упругопластической части задачи.

Однако если предел текучести невелик, малой получается и невязка сил. В то же время глобальная матрица жесткости, контролируемая E , содержит большие коэффициенты. В результате вычисляемые на каждой итерации дополнительные перемещения оказываются незначительными, эффективность итераций падает и вычислительный процесс удлинняется. Многократное увеличение количества итераций нежелательно, так как это удорожает вычисления и ведет к накоплению машинных ошибок округления. Поэтому выявляется условие применимости данной конечноэлементной модели: параметр $k_{\text{п}}$ должен быть заведомо больше $3,75 \cdot 10^{-5}$ ($\sigma_T = 7,5$ и $E = 2 \cdot 10^5$ МПа). -

Результаты расчетов подчеркивают важность совместного учета характеристик упругости и текучести обрабатываемого металла при моделировании процессов резания. Однако в механике резания из соображений простоты оперируют обычно не с упругопластичными, а с жесткопластичными модельными

материалами. Отказ от учета фактора упругости может привести к существенным искажениям в результатах решений.

Изменения в напряженно-деформированном состоянии, происходящие при варьировании отношения σ_T/E , позволяют предсказывать различия в структуре вновь образованной резанием поверхности металла. Чем меньше значение k_n , тем большей будет толщина деформированного поверхностного слоя. Для малых σ_T/E глубина прошедшего подповерхностного пластического течения сопоставима с глубиной самого резания. Поэтому в зависимости от k_n следует ожидать различий в картинах поверхностных остаточных напряжений, а для упрочняющихся материалов – и в распределениях микротвердости.

Особого внимания требует напряженно-деформированное состояние материала возле режущей кромки. Здесь происходит наиболее интенсивное деформирование металла. Вместе с тем, согласно расчетам, при высоких значениях σ_T/E область объемного сжатия мала и не может перекрыть всю зону сильного пластического течения. В результате пластические деформации идут в условиях растяжения, что стимулирует зарождение микротрещин. Металл из-под режущей кромки продвигается во вновь образуемый поверхностный слой и попадает под действие напряжений в задней области растяжения. Это может привести к дополнительному развитию микротрещин и затем к их катастрофическому росту. На процесс раскрытия развивающихся трещин способна оказать влияние передняя область растяжения, расположенная близко к режущей кромке. Соответствующие дефекты типа поверхностных трещин и вырывов известны в обработке металлов резанием [5]. Даже если при слабой области объемного сжатия обработанный металл и сохранит внешне свою целостность, то под вновь сформированной поверхностью могут остаться скрытые микро-разрушения, опасные для стадии эксплуатации детали.

При малом значении σ_T/E формируется мощная область объемного сжатия, защищающая деформируемый режущей кромкой металл от зарождения в нем микротрещин. Поэтому вновь образуемый поверхностный слой должен приобрести достаточную несущую способность. Как известно [4], сильное объемное сжатие позволяет проявиться упрочняющему действию пластической деформации, но блокирует сопутствующие процессы разрушения.

Изложенные положения согласуются с опытными данными. В эксперименте производилось низкоскоростное чистовое короткое резание цилиндрического образца $\Phi 16 \times 10$ мм из стали У10 путем его скальпирования в режущей матрице. Наблюдалось возникновение многочисленных трещин и вырывов, занимавших большую часть обработанной поверхности. Профилограмма детали представлена на рис. 3, а. Был использован прием предварительного подогрева образцов до 500°C . Это должно было привести к примерно двукратному понижению предела текучести [1] и одновременно к увеличению трещиностойкости обрабатываемого материала. Резание с подогревом используется для уменьшения нагрузок на резец и повышения его стойкости. В наших опытах благодаря указанному приему удалось избежать большинства поверхностных разрушений на образцах. Отдельные трещины появились лишь через 5...10 мм пути резца (рис. 3, б). На чистой поверхности обследованном на растровом электронном микроскопе с увеличениями до $\times 2000$ не обнаружено никаких нарушений сплошности металла. Достигнутый эффект можно объяснить благоприятными условиями деформирования в области объемного сжатия, когда

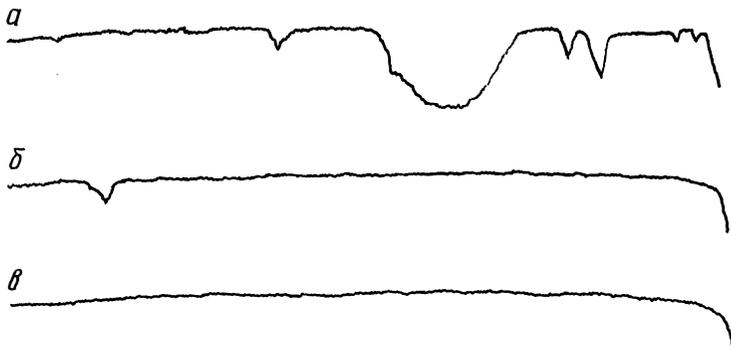


Рис. 3. Профилограммы скальпированной поверхности:

a — исходное состояние; *б* — предварительный подогрев до 500 °С; *в* — подогрев до 500 °С скоростью резания 530 м/мин (резание слева направо, вертикальное увеличение — $\times 500$, горизонтальное увеличение — $\times 20$)

одновременно повышается степень сжатия и увеличиваются за счет подогрева текучесть и ресурс пластичности металла. В результате деформированный, но малоповрежденный металл хорошо сопротивляется разрушению от действующих в задней области растяжения напряжений. Развитие отдельных микротрещин связано, по-видимому, с особыми дефектами структуры.

Для повышения степени размягчения металла в зоне резания эксперименты были продолжены на копре. Производилось ударное скальпирование со скоростями 190...530 м/мин при предварительном подогреве материала детали до 500 °С. Полная целостность вновь образованной поверхности (рис. 3, *в*) была достигнута при параметре шероховатости R_a не выше 0,06 мкм.

Таким образом, расчетные и экспериментальные результаты исследований показывают, что уменьшение параметра k_n обрабатываемого резанием металла, например путем нагрева, является перспективным средством повышения качества структуры и несущей способности поверхностного слоя деталей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гуляев А.П., Малинина К.А., Саверина С.М. Инструментальные стали. — М., 1975. — 272 с.
2. Чижиков Ю.М. Теория подобия и моделирование процессов обработки металлов давлением. — М., 1970. — 295 с.
3. Довнар С.С. Численно-математическая модель для определения напряжений, возникающих при обработке металлов резанием // Изв. АН БССР: Сер. физ.-техн. наук. — 1985. — № 2.
4. Механические свойства материалов под высоким давлением. Вып. 1—М., 1972. — 296 с.
5. Фельдштейн Э.И. Обрабатываемость сталей. — Л., 1953. — 256 с.

ПУТИ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ

Согласно системной модели, основными структурными компонентами способа обработки, определяющими его технико-экономические показатели, являются: метод обработки, способ формообразования поверхности и обрабатываемая система [1]. Такая структура обуславливает необходимость комплексного решения задач совершенствования известных и создания новых способов обработки. При этом важно исключить принципиальные ошибки при разработке технических решений, к которым в рассматриваемом случае можно отнести следующие.

Во-первых, выбор метода обработки, т. е. вида используемой энергии, способа ее подвода, технологической среды, механизма разрушения и схемы удаления с заготовки материала [1]. Важность этого этапа обусловлена тем, что метод обработки в основном определяет поток энергии в технологической системе и, следовательно, производительность способа обработки.

Во-вторых, выбор способа формообразования, т. е. характеристического образа и исходной поверхности инструмента, пространственной и временной схем формообразования обрабатываемой поверхности и его кинематики. Способ формообразования задает информационные связи способа обработки и в значительной мере определяет его универсальность, точность и производительность процесса формообразования.

В-третьих, определение и оптимизация кинематической схемы обработки, т. е. совокупности сообщаемых инструменту и заготовке абсолютных движений, присущих принятому методу обработки и способу формообразования. Кинематическая схема обработки является основой синтеза структуры станка.

В-четвертых, разработка обрабатываемой системы, т. е. станка, инструмента, приспособления. Обрабатываемая система обеспечивает заданные потоки информации, энергии и материалов и в конечном счете определяет технико-экономические показатели способа обработки.

Выделение указанных этапов обусловлено их качественным различием, однако решаемые на них задачи должны быть взаимосвязаны общей целью — созданием эффективного способа обработки. В частности, процесс формообразования нельзя рассматривать в отрыве от процесса резания. При выборе кинематической схемы обработки необходимо учитывать возможности ее реализации обрабатываемой системой. Последняя для эффективного использования возможностей метода должна проектироваться с учетом особенностей кинематики и динамики процесса резания. Несоблюдение этого условия ведет к снижению эффективности способа. Например, существенные преимущества ротационного точения часто не могут быть реализованы на универсальных токарных станках. С другой стороны, усовершенствование конструкции станка не компенсирует ошибок в выборе способа формообразования. Примером могут служить станки для обработки винтовых поверхностей переменного шага с неравномерным движением одного исполнительного органа [2], которым присуще значительное изменение скорости движения формообразования, что отрицательно влияет на производительность.

Согласно указанным выше этапам, можно наметить общие пути интенсификации способов обработки: разработка или выбор эффективных методов обработки; синтез рациональных способов формообразования; синтез оптимальной кинематической схемы обработки; проектирование рациональной кинематической структуры и конструкции станка, конструкции приспособления и режущего инструмента.

Метод обработки может быть обоснованно выбран на основе сравнительного анализа [3], при котором критерии эффективности (производительность, себестоимость, качество обработки, энергоемкость и др.) выражаются через сопоставимые параметры процесса резания, геометрические параметры обрабатываемой поверхности и инструмента и оцениваются на основе практических данных о разрешающих возможностях сравниваемых методов в отношении показателей эффективности.

Выбор рационального механизма разрушения обрабатываемого материала, способа срезания слоя металла, технологической среды, вида и способа подвода энергии, оптимизация параметров резания обуславливают связь между методом обработки и его технико-экономической эффективностью. Последняя существенно зависит и от схемы формообразования [4], что на практике часто не учитывается. Связано это, по-видимому, с тем, что если вопросы выбора и совершенствования методов обработки достаточно отработаны, то выбор схем и кинематики формообразования осуществляется нередко интуитивно или на основе известных аналогий. Например, у большинства станков для обработки лопастей движителей реализуется одна схема формообразования, основанная на сообщении инструменту винтового движения вдоль оси изделия по аналогии с геометрической моделью образования винтовой поверхности. В результате при переходе от широколопастных к узколопастным изделиям производительность станка существенно уменьшается. В еще большей степени это проявляется при обработке винтовых поверхностей типа шлицев и резьб переменного шага по схеме с одним неравномерным движением [2]. Отсюда очевидна практическая значимость выбора и оптимизации схем и кинематики формообразования, особенно сложных поверхностей, допускающих многовариантность способов формообразования.

Оптимальная схема формообразования обеспечивает при одинаковой производительности процесса обработки более высокую точность поверхности или при одинаковой точности более высокую производительность. Установлено [4], что это достигается в результате выполнения критериев непрерывности процесса формообразования и оптимального контакта исходной поверхности инструмента с заданной поверхностью. Аналитическое описание этих условий выражает количественную связь между основными показателями эффективности – производительностью и точностью процесса формообразования, с одной стороны, и геометрическими параметрами схемы и скоростью формообразующего движения, с другой. В связи с этим определение схемы формообразования должно базироваться на исследовании проектной поверхности, проходимости инструмента и его контакта с проектной поверхностью. Следовательно, для выбора рациональной схемы формообразования необходимо: исследовать проектную поверхность и определить условия проходимости инструмента; установить направление движения формообразования, оптимально удовлетворяющее критериям непрерывности и контакта. Выполнение указан-

ных критериев может быть обеспечено выбором траектории движения формообразования и рациональной формы исходной поверхности инструмента, управлением в процессе обработки формой образующих элементарных поверхностей и другими приемами. Таким образом, задача определения схемы формообразования может быть алгоритмизирована на основе математической, геометрической и кинематической моделей формообразования.

Можно указать ряд общих приемов оптимизации кинематики формообразования поверхности [5]:

- синтез рациональной структуры сложных исполнительных движений, обеспечивающей лучшие динамические условия резания и работы станка;

- стабилизация скорости движения формообразования с целью обеспечения постоянства скорости резания или подачи, а также изменение ее по определенному закону, например, исходя из условия обеспечения постоянства параметров среза, усилия резания, деформации системы СПИД и т. д.;

- стабилизация кинематических (рабочих) углов режущей части инструмента с целью оптимизации геометрии резания, повышения точности формообразования, расширения технологических возможностей способа обработки;

- разделение движений профилирования и резания для повышения качества обработки при финишных способах обработки или объединение этих движений в одно с целью упрощения кинематики станка;

- введение дополнительных движений, не влияющих на форму образуемой поверхности, но повышающих эффективность способа обработки (например, увеличение стойкости инструмента, обеспечение надежного стружкодробления) или изменяющих свойства обработанной поверхности, например, созданием на ней определенного микрорельефа.

Кинематические схемы обработки представляют частные случаи распределения относительных движений между инструментом и заготовкой, составляющих кинематику формообразования. Важность выбора рационального распределения движений обусловлена тем, что от него во многом зависит степень сложности, универсальности, жесткости и другие характеристики обрабатываемой системы, особенно если движение формообразования создается несколькими элементарными. Во многих случаях предпочтительнее сообщать движение одновременно инструменту и заготовке, нежели одному из элементов сложного движения, например планетарного. Помимо упрощения конструкции это обеспечивает лучшие динамические условия работы станка вследствие уменьшения инерционных нагрузок и расширения его технологических возможностей. Иногда целесообразно простое или одно из элементарных движений разложить на два, сообщаемых инструменту и заготовке и направленных навстречу друг другу.

Задачи, решаемые на заключительном этапе, т. е. при разработке обрабатываемой системы, весьма разнообразны. Из них следует отметить синтез кинематической структуры станка, которая должна обеспечить как процесс формообразования, так и оптимальные условия резания. Оптимизация кинематической структуры предполагает обоснованность решений по каждому этапу ее синтеза, т. е. при разработке структуры отдельных кинематических групп и их объединении в структуру станка. Практическими путями решения этой задачи являются оптимизация структуры внешних и внутренних связей в нем [6]. Рассмотренные пути оптимизации схем обработки, кинематики формо-

образования и структуры станков могут быть использованы в качестве критериев анализа и оценки совершенства известных решений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Подураев В.Н. Методические основы создания новых физико-механических способов обработки, их промышленная реализация//Изв. вузов. Машиностроение. — 1980. — № 9.
2. Данилов В.А. Совершенствование способов обработки винтовых канавок переменного шага//Изв. вузов. Машиностроение. — 1981. — № 7.
3. Этин А.О. Кинематический анализ методов обработки металлов резанием. — М., 1964. — 323 с.
4. Данилов В.А. Влияние схемы формообразования на эффективность обработки резанием сложных поверхностей//Изв. вузов. Машиностроение. — 1982. — № 6.
5. Данилов В.А. Пути оптимизации кинематики формообразования сложных поверхностей при обработке резанием//Изв. вузов. Машиностроение. — 1983. — № 11.
6. Данилов В.А. Некоторые пути совершенствования кинематической структуры станков для обработки сложных поверхностей//Изв. вузов. Машиностроение. — 1984. — № 7.

УДК 621.91.01

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

О КАЧЕСТВЕННОЙ ОЦЕНКЕ НАДЕЖНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

В зависимости от условий функционирования инструмента следует различать его потенциальную и технологическую надежность.

Потенциальная надежность характеризует качественный уровень инструмента по всем показателям надежности в стабилизированных условиях его использования, которые назовем стандартными (определенные заготовка, оборудование и оснастка с четко регламентированными характеристиками и условиями обработки и т. д.). Поведение инструмента в этих условиях и будет характеризовать его потенциальные возможности. Понятие потенциальной надежности целесообразно применять при проведении исследований надежности вновь созданного инструмента, сравнении различных конструкций, ускоренных испытаниях для паспортизации инструмента и т. д.

Технологическая надежность характеризует работоспособность инструмента в конкретных условиях его производственного использования как одного из элементов сложной технологической системы обработки. Это понятие может быть применено при исследовании конкретных технологических операций в условиях производства.

Целесообразно рассматривать надежность инструмента в одном из следующих аспектов: надежность единичного инструмента и надежность типа (типового представителя) инструмента. Первое понятие относится к конкретной инструментальной единице (инструменту) и определяет ее надежность в любых условиях функционирования (по вышерассмотренному принципу). Второе же понятие характеризует надежность всей рассматриваемой партии (например, годового фонда) данной инструментальной единицы, т. е. надежность как бы некоторого собирательного образа данного типа инструмента. Несмотря на то

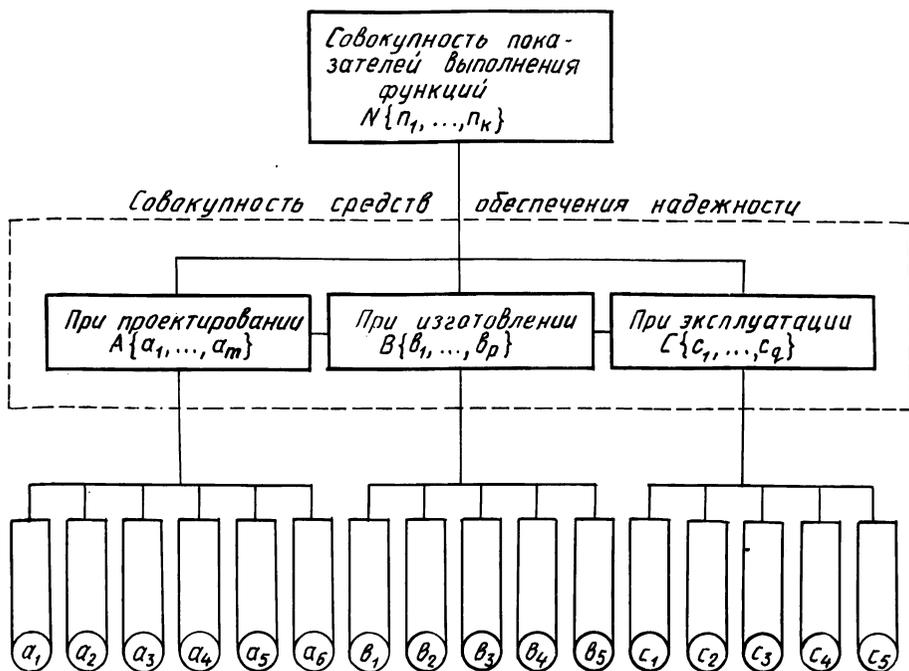


Рис. 1. Структура средств обеспечения надежности инструмента

что различия между этими понятиями могут быть не столь существенными по сравнению с различиями между понятиями надежности по условиям функционирования, они могут использоваться как в исследовательской практике, так и в условиях производства при оценке надежности режущего инструмента.

Рассмотрим структуру понятия надежности режущего инструмента с учетом принятых положений и попытаемся выделить пути, способы и средства ее обеспечения на различных этапах производственного процесса. Эта структура может быть в первом приближении представлена схемой (рис. 1).

Заданные инструменту функции, которые он должен выполнять в технологической системе обработки с сохранением во времени определенных значений показателей этих функций (производительности, параметров шероховатости обработанной поверхности, точности обработки, стойкости инструмента и т. д.), представлены на схеме множеством $N\{n_1, \dots, n_k\}$, где n_1, \dots, n_k — перечисленные выше показатели функций. Надежность инструмента при выполнении им этих функций в данных условиях работы обеспечивается различными средствами.

Средства, закладывающие уровень надежности инструмента при проектировании, представляют собой множество $A\{a_1, \dots, a_m\}$, в которое входят: a_1 — количество составных элементов инструмента; a_2 — количество взаимосвязей отдельных элементов инструмента; a_3 — унификация и стандартизация составных элементов и всего инструмента; a_4 — агрегатирование сборного инструмента; a_5 — резервирование лезвий и всего инструмента; a_6 — автоматизация проектирования отдельных элементов и всего инструмента.

Изменяя эти средства, можно уже при проектировании инструмента создавать условия, обеспечивающие более высокую его надежность. Однако фактическая (технологическая) надежность инструмента зависит также от множества других обстоятельств: условий изготовления, состояния используемого оборудования, соблюдения технологической дисциплины и т. д.

При изготовлении инструмента реализованные в конструкции положительные средства обеспечения надежности могут быть в той или иной мере утрачены. Возможно непосредственное проявление собственно технологических последствий, отрицательно влияющих на надежность. Средства обеспечения надежности инструмента при его изготовлении описываются множеством $B\{b_1, \dots, b_p\}$, в котором: b_1 — качество инструментального материала; b_2 — оптимизация технологического процесса изготовления инструмента; b_3 — автоматизация технологического процесса; b_4 — надежность технологической системы при изготовлении инструмента; b_5 — контроль параметров инструмента при его изготовлении.

Применение инструментального материала требуемого качества, оптимального максимально автоматизированного технологического процесса изготовления инструмента, качественных методов и средств контроля его параметров в ходе технологического процесса — все это обеспечивает приближение фактически достигнутой при изготовлении потенциальной надежности инструмента к ее запроектированному уровню.

Наконец, уровень потенциальной надежности режущего инструмента при его работе в условиях технологической системы может быть поддержан за счет определенных средств его эксплуатации. К ним относится множество $C\{c_1, \dots, c_q\}$, в которое могут входить: c_1 — резервирование инструмента; c_2 — автоматизация замены инструмента; c_3 — централизация заточки; c_4 — рационализация системы складирования и транспортирования инструмента; c_5 — надежность технологической системы при эксплуатации инструмента.

Выделенные три группы средств обеспечения надежности инструмента на первый взгляд представляются не зависимыми друг от друга. Однако при более детальном их рассмотрении оказывается, что между отдельными средствами в разных группах имеют место некоторые взаимосвязи и взаимовлияния. Так, проектирование инструмента (группа A) ведется с учетом особенностей его будущей эксплуатации (группа C), выбор технологического процесса изготовления инструмента (группа B) в какой-то степени связан с числом и формой элементов конструкции, характером их взаимодействия (группа A), а степень решения вопросов унификации и стандартизации (группа A) может существенно повлиять на многие показатели технологического и производственного процесса (группа B), а также на средства группы C , например на автоматизацию замены инструмента, организацию централизованной заточки и т. д.

Отсюда следует, что проектирование является исключительно важным этапом создания инструмента, определяющим не только его конструктивные и геометрические параметры, но и производственно-технологические характеристики изготовления и эксплуатации. Средства обеспечения надежности инструмента при проектировании имеют неиспользованные резервы и возможности. Поэтому на оптимизацию конструирования, являющегося важнейшим средством повышения уровня надежности инструмента, и следует направить наибольшее усилие.

Параметр того или иного конструктивного элемента, который оказывает существенное влияние на механические, тепловые и другие явления, протекающие в инструменте в процессе резания и обуславливающие его надежность, назовем определяющим. Таких параметров инструмента может быть множество, они взаимодействуют друг с другом, их значения могут изменяться во вре-

Т а б л и ц а 1

Номер по порядку	Определяющие параметры	Наличие в конструкции	
		напайной	сборной
1	Размеры пластины и промежуточного элемента	+	+
2	Контурная площадь зоны контакта пластины и промежуточного элемента	+	+
3	Плоскостность контактных поверхностей	+	+
4	Шероховатость контактных поверхностей	+	+
5	Физическая чистота и смачиваемость припоем контактных поверхностей	+	-
6	Химический состав припоя	+	-
7	Жидкотекучесть припоя	+	-
8	Температурный режим пайки	+	-
9	Положение инструмента при нагреве и охлаждении	+	-
10	Напряжения от пайки	+	-
11	Величина зазора между пластиной и подкладкой	-	+
12	Жесткость и прочность штифта	-	+
13	Геометрическая точность зажимного элемента	-	+
14	Сила зажима	-	+

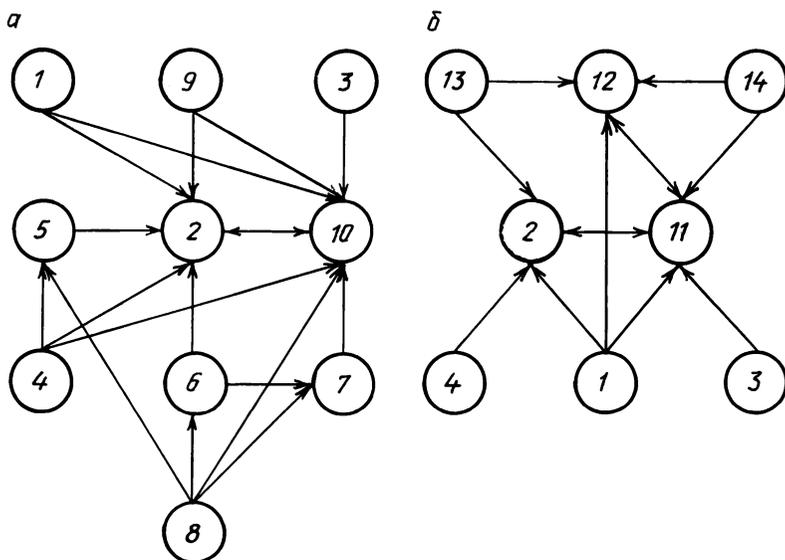


Рис. 2. Граф-схемы взаимовлияния определяющих параметров инструмента: а – с напайной пластиной; б – сборного

мени и в пространстве в широких пределах. Все это определяет сложность конструкции инструмента и степень его надежности. Составляя таблицу определяющих параметров нескольких сравниваемых конструкций инструмента, а также устанавливая характер взаимовлияния параметров и возможный диапазон изменения их значений, можно произвести качественную оценку сравниваемых конструкций инструмента и выбрать более надежную из них по следующим трем важнейшим направлениям: 1) уменьшение числа определяющих параметров; 2) снижение взаимовлияния этих параметров; 3) уменьшение интервала варьирования значений определяющих параметров.

Приведем в качестве примера качественный анализ надежности напайной и сборной (с неперетачиваемыми пластинами) конструкций токарного резца. Перечень определяющих параметров сравниваемых конструкций с отметкой об их наличии или отсутствии представлен в табл. 1.

Как видно из табл. 1 и рис. 2, сборный резец отличается от напайного меньшим числом определяющих параметров, более простой их взаимосвязью и меньшими интервалами колебаний их значений. Сборные конструкции резцов по сравнению с напайными обладают большей потенциальной надежностью.

УДК 621.833.1.002:621.914

М.М.КАНЕ, канд.техн.наук (БПИ)

НОВЫЙ СПОСОБ ФРЕЗЕРОВАНИЯ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Автором совместно с Ю.П.Черничкиным и Г.Н.Самаровым предложен новый способ фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес, который может быть реализован с помощью червячной или дисковой модульной фрезы. Его отличие от известных способов фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес [1] ... [3] с использованием указанных инструментов заключается в том, что движение подачи заготовки или инструмента параллельно оси нарезаемого колеса производится импульсами с постоянными частотой и амплитудой, согласованными с частотой вращения и положением фрезы. При этом число импульсов подачи в минуту рассчитывается по формуле

$$n_{\text{имп}} = \frac{n_0 z_0}{K},$$

где n_0 — частота вращения фрезы, мин^{-1} ; z_0 — число реек червячной или зубьев дисковой модульной фрезы; K — целое число, не кратное z_0 .

Импульсное движение подачи фрезы 1 или заготовки 2 (рис. 1) происходит в момент пересоприжения зубьев фрезы в ее поперечном сечении с заготовкой, т. е. в момент, когда зуб 3 фрезы закончил либо скоро закончит резание, а последующий зуб 4 еще не вступил в контакт с заготовкой. Следовательно, движение импульсной подачи S заготовки или фрезы происходит на участке $b - c$ или $b' - c$ (на рисунке не показан) пути зуба 4 фрезы. Сплошной

линией на рисунке показано угловое положение фрезы, когда зуб Z закончил резание и действующая на него сила резания упала до нуля, а пунктирной — положение фрезы, при котором действующая на зуб Z сила резания снизилась до максимально допустимой с точки зрения необходимого увеличения периода стойкости фрезы при использовании данного способа. Значение этой силы резания определяется экспериментальным путем.

Применение данного способа фрезерования позволяет увеличить период стойкости режущего инструмента по сравнению с известными способами зубофрезерования червячной или дисковой модульной фрезой, а при сохранении периода стойкости инструмента на прежнем уровне — ужесточить режимы обработки и повысить производительность труда на операции зубофрезерования. Увеличение периода стойкости инструмента при использовании предложенного способа обеспечивается улучшением условий его работы, что обусловлено следующими особенностями реализации.

1. Поскольку импульсы движения подачи заготовки или фрезы производятся после поворота фрезы на K реек (зубьев), не кратное общему числу реек (зубьев) фрезы, то повышается равномерность действия сил резания на зубья фрезы. При этом каждый зуб фрезы снимает стружку максимальной толщины значительно реже, чем при непрерывном движении подачи заготовки или фрезы в период резания, и тепловой режим работы зубьев фрезы улучшается.

2. Так как процесс резания происходит в основном при отсутствии относительного осевого перемещения заготовки и фрезы, то исключается дополнительное давление заготовки на зубья фрезы, переменное по контуру зуба, т.е. снижается общая нагрузка на зубья фрезы и повышается равномерность этой нагрузки в процессе зубонарезания. Неравномерность нагрузки в различных точках задней поверхности зуба фрезы при непрерывно перемещающейся относительно него заготовке связана с изменением в этих точках угла между направлением силы давления заготовки и касательной к задней поверхности зуба в точке приложения этой силы. Изменение направления касательной к задней поверхности зуба фрезы в разных точках этой поверхности связано с криволинейной формой последней.

3. Поскольку движение подачи происходит импульсами, имеет место эффект увеличения толщины стружки, что, как известно из опыта фрезерования с попутной подачей и применения инструмента с прогрессивной схемой резания, способствует уменьшению удельной силы резания и в конечном счете приводит к увеличению периода стойкости инструмента.

4. Резание с переменной подачей, как показали исследования для различных видов обработки [4], способствует, как правило, снижению интенсивности изнашивания инструмента и повышению производительности обработки.

Наиболее благоприятные условия для реализации описанного способа фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес возникают при попутной подаче заготовки (см. рис. 1) или фрезы параллельно оси заготовки. При этом усилия, необходимые для осуществления подачи, минимальны, а в механизме подач отсутствуют зазоры, что позволяет производить движение подачи импульсами с высокой частотой и малой амплитудой.

Рассмотрим основные условия применения и параметры предложенного способа фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес.

Наилучшие условия для реализации этого способа будут иметь место, ког-

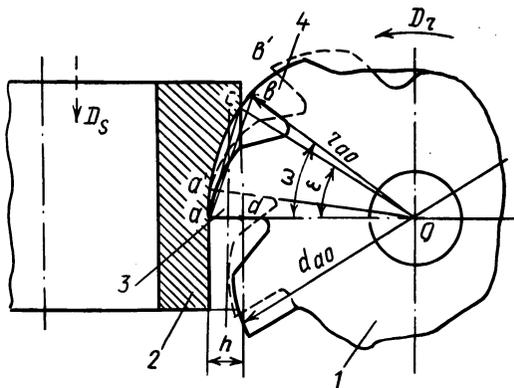


Рис. 1. Схема реализации способа фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес с импульсным движением подачи:

D_r и D_s — направления движения резания и подачи

да длина дуги ab больше bc (см. рис. 1). Это условие может быть записано, как

$$\frac{\pi r_{a0} \omega}{180} > \frac{\pi r_{a0} \epsilon}{180} \quad (1)$$

или

$$\omega > \epsilon. \quad (2)$$

Найдя значение ϵ из треугольника Ocd (см. рис. 1), условие (2) можно записать в виде

$$\frac{360^\circ}{z_0} > \arcsin \frac{\sqrt{r_{a0}^2 - (r_{a0} - h)^2}}{r_{a0}},$$

где r_{a0} — радиус вершины зубьев фрезы, мм; h — высота нарезаемого зуба, мм.

При соблюдении условий (1), (2) будет иметь место момент, когда один зуб закончил резание (прошел точку a), а другой еще не вступил в контакт с заготовкой (не дошел до точки c). Однако импульс движения подачи может производиться и в момент, когда вершина зуба 3 фрезы еще не прошла точку a , так как направления движения подачи заготовки и вращения фрезы совпадают и уменьшение скорости главного движения резания из-за большой разности скоростей движения подачи и главного движения резания, что показано ниже, будет незначительным.

Расчет длин дуг L_{a-b} и L_{a-c} с достаточной точностью может быть заменен расчетом длин хорд L'_{a-b} и L'_{a-c} . Тогда необходимо, чтобы

$$L'_{a-b} > L'_{a-c}. \quad (3)$$

Условие (3) можно записать следующим образом:

$$\sqrt{2r_{a0}h} > 2r_{a0} \sin(\pi/z_0).$$

Для детали 130-1701112 ($m = 4,25$ мм, $z = 45$, $h = 7,896$ мм), изготавливаемой на Минском заводе шестерен с помощью червячной фрезы, имеющей $z_0 = 10$, $r_{a0} = 50$ мм, длина пути вершины зуба фрезы, на котором может происходить импульс движения подачи, составляет при расчете по зависимости $L = L_{a-b} - L_{a-c} = 2,9$ мм, а при расчете по зависимости $L' = L'_{a-b} - L'_{a-c} = 2,86$ мм. Расчеты показывают, что наилучшие условия применения способа наблюдаются при прочих равных условиях, если у нарезаемого зубчатого колеса $m < 4,5$ мм или если зубчатое колесо имеет отрицательную высотную коррекцию (при $m > 4,5$ мм, $h < 10$ мм). С уменьшением количества реек фрезы до 9 сдвигается допустимое значение h до 12 мм при $m = 5$ мм. Однако и при $m = 4,5$ мм, $h = 10$ мм, $d_{a0} = 100$ мм ($L = -0,6$ мм) возможна реализация данного метода, так как незначительное уменьшение скорости резания на длине $L = 0,6$ мм не может ухудшить режущие свойства червячной фрезы и качество обработки.

Следовательно, в условиях, характерных для обработки цилиндрических зубчатых колес в автотракторостроении ($m = 3 \dots 5$ мм, $d_{a0} = 80 \dots 150$ мм), применение предлагаемого способа зубофрезерования принципиально возможно и при использовании стандартных червячных фрез.

Частота импульсов движения подачи заготовки или фрезы при $n_0 = 100 \text{ мин}^{-1}$, $z_0 = 10$, $K = 3$ составляет 333 импульса в минуту.

Допустимую продолжительность импульса движения подачи (мин) можно определить по формуле

$$t_{\text{имп}} = \frac{L}{v_r \cdot 1000},$$

где L — длина пути зуба фрезы, на котором происходит импульс движения подачи, мм; v_r — скорость главного движения резания, м/мин.

При обработке детали 130-1701112 с $v_r = 30$ м/мин $t_{\text{имп}} = 0,0058$ с. Импульс движения подачи определяется по формуле

$$l = S_0 \frac{n}{n_{\text{имп}}} = S_0 \frac{K}{z z_0 i},$$

где S_0 — подача на оборот заготовки, мм/об; n — частота вращения заготовки, об/мин; z — число зубьев нарезаемого зубчатого колеса; i — число заходов червячной фрезы.

При $S_0 = 4$ мм/об $K = 3$ $l = 0,026$ мм.

Скорость движения импульсной подачи (м/мин)

$$v_S = \frac{l}{1000 t_{\text{имп.д}}},$$

где $t_{\text{имп.д}}$ — действительная продолжительность импульса движения подачи, мин.

При обработке детали 130-1701112 и использовании спроектированного нами устройства к станку 5В312 $v_S = 0,43$ м/мин.

Следовательно, скорость движения импульсной подачи во много раз (при-

мерно в 72 раза) меньше скорости главного движения резания. Поэтому импульс движения подачи без ухудшения условий резания может происходить с опережением, т. е. до момента, когда один зуб фрезы придет в точку a . При этом будет лишь незначительно уменьшаться мгновенная скорость резания. Главное, чтобы в момент импульса зуб 4 еще не начал резание.

Минутная подача заготовки или фрезы

$$S_{\text{мин}} = l n_{\text{имп}} = l n_0 \frac{z_0}{K}$$

Для предложенного нами устройства к станку 5В312 при $K = 3$ $n_0 = 100$ об/мин, $S_{\text{мин max}} = 26$ мм/мин, $S_{\text{мин min}} = 3$ мм/мин, т. е. можно обеспечить увеличение $S_{\text{мин}}$ по сравнению с принятыми в настоящее время режимами обработки ($S_0 = 1,5 \dots 2,5$ мм/об, $v_c = 30$ м/мин) почти в 5 раз.

Рассмотренный способ фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес был реализован в условиях Минского завода шестерен и подтвердил свою высокую эффективность.

ЛИТЕРАТУРА

1. Овумян Г.Г., Адам Л.И. Справочник зубореза. – М., 1983. – 223 с. 2. Аленин М.П. Осуществление прерывистых осевых подач на зубофрезерных станках//Станки и инструмент. – 1967. – № 3. – С. 32. 3. А.с. 729928 (СССР). Система управления приводом подач зубофрезерного станка/С.Б.Фраймович, В.И.Шляхецкий, Ю.А.Лукашев. 4. Подураев В.Н. Автоматически регулируемые и комбинированные процессы резания. – М., 1977. – 304 с.

УДК 621.923.77(088.8)

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

КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ЗАВИСИМОСТИ ПРИ СОВМЕЩЕННОЙ ОБРАБОТКЕ ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЕМ И ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Применение комбинированных устройств, сочетающих иглофрезы и деформирующие элементы, требует решения задачи, связанной с определением оптимальных параметров режима обработки. В частности, необходимо определить минутную подачу такого устройства, зависящую от подачи деформирующих элементов и обеспечивающую требуемые параметры шероховатости поверхности [1]. Работа указанных совмещенных устройств [2] основана на выполнении следующих кинематических движений (рис. 1): главное движение резания иглофрез $D_{rн}$, движение круговой подачи иглофрез $D_{Sн}$, главное движение деформирующих элементов D_d , движение продольной подачи детали D_S . Направления движений $D_{Sн}$ и D_d совпадают. Указанные кинематические движения обеспечивают требуемое качество обработанной поверхности цилиндрических деталей.

Вместе с тем при невысоких скоростях движения круговой подачи игло-

фрез (обычно $v_{Si} = 4 \dots 14$ м/мин) снижается производительность процесса обработки при их равенстве со скоростями главного движения деформирующих элементов $v_d = 50 \dots 80$ м/мин. Кроме того, выбор одинаковых для иглофрез ($S_{o,и}$) и деформирующих элементов ($S_{o,д}$) подач на оборот соответственно для движений D_{Si} и D_d также не обеспечивает высокой производительности обработки. Это вызвано разницей площадей контакта инструментов с обрабатываемой поверхностью и значительным различием их подач, обеспечивающих требуемые параметры шероховатости поверхности.

Для повышения производительности обработки необходимо скорость главного движения деформирующих элементов v_d принимать большей, чем

скорость движения круговой подачи иглофрез v_{Si} . Подачи этих инструментов $S_{o,и}$ и $S_{o,д}$ на один оборот целесообразно принимать равными оптимальным при отдельной обработке иглофрезерованием и поверхностным пластическим деформированием (ППД). При этом должно быть обеспечено равенство минутных подач для иглофрез и деформирующих элементов. Исходя из последнего требования можно записать

$$S_{o,и} Z_{и} N_{и} = S_{o,д} Z_{д} N_{д} ,$$

где $S_{o,и}$ и $S_{o,д}$ — оптимальная подача (мм/об) соответственно на одну иглофрезу и деформирующий элемент; $Z_{и}$ и $Z_{д}$ — количество иглофрез и деформирующих элементов; $N_{и}$ и $N_{д}$ — частота вращения иглофрез и деформирующих элементов соответственно при круговой подаче иглофрез и главном движении деформирующих элементов, об/мин.

Тогда

$$N_{д} = \frac{S_{o,и} Z_{и} N_{и}}{S_{o,д} Z_{д}} .$$

Минимальная частота вращения деформирующих элементов определяется их максимально возможной подачей, превышение которой приведет к появлению на поверхности детали необработанных участков:

$$N_{дmin} = \frac{S_{o,и} Z_{и} N_{и}}{S_{o,дmax} Z_{д}} . \quad (1)$$

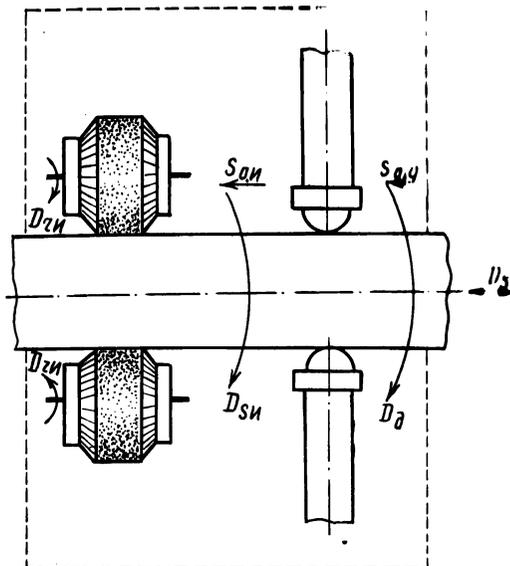


Рис. 1. Схема совмещенной обработки иглофрезерованием и ППД

Максимально возможная подача деформирующего элемента определяется из зависимости

$$i = R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{S_{o.д.макс}}{R}\right)^2},$$

где i — натяг деформирующего элемента, мм; R — радиус профиля деформирующего элемента в продольном сечении, мм.

Тогда

$$S_{o.д.макс} = R\sqrt{2Ri - i^2}.$$

Упругое последствие, высота и неравномерность исходного микрорельефа учитываются коэффициентом коррекции $K = 0,6 \dots 0,7$ [3]:

$$S_{o.д.макс} = (0,6 \dots 0,7) R\sqrt{2Ri - i^2}. \quad (2)$$

Для одной иглофрезы целесообразно принимать

$$S_{o.и} = (0,2 \dots 0,4) H_{и}, \quad (3)$$

где $H_{и}$ — ширина режущей части иглофрезы, мм.

Используя формулы (1) ... (3), получим

$$N_{д.мин} = (0,28 \dots 0,57) \frac{H_{и} Z_{и}}{R\sqrt{2Ri - i^2} Z_{д}} N_{и}.$$

При этой частоте вращения деформирующих элементов обеспечивается сплошность обработки поверхности без пропуска локальных участков. Однако параметры шероховатости и высота волнистости поверхности будут максимальными. Для снижения параметров шероховатости обработанной поверхности следует уменьшить подачу деформирующих элементов в 3,3 ... 3,5 раза. Это приведет к соответствующему увеличению частоты вращения деформирующих элементов. Окончательно

$$N_{д} = (0,9 \dots 2) \frac{H_{и} Z_{и}}{R\sqrt{2Ri - i^2} Z_{д}} N_{и}. \quad (4)$$

По частоте вращения деформирующих элементов, определяемой по формуле (4), выбирают минутную подачу комбинированного устройства, исходя из подачи иглофрезы, обеспечивающей заданные параметры шероховатости. Такой способ выбора режима резания повышает производительность процесса по сравнению с традиционными способами совмещенной обработки, при которых минутную подачу выбирают исходя из подачи, допускаемой деформирующими элементами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чистосердов П.С. Комбинированные инструменты для отделочно-упрочняющей обработки. — Минск, 1977. — 127 с. 2. А.с. 1206071 (СССР). Устройство для совмещенной обработки резанием и обкаткой/В.В.Бабук, А.Л.Абугув. 3. Шнейдер Ю.Г. Чистовая обработка металлов давлением. — М., Л., 1963. — 272 с.

ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ МАТЕРИАЛОВ ПРОТЯГИВАНИЕМ С ВЫСОКОЙ СКОРОСТЬЮ РЕЗАНИЯ

Переход на высокие скорости протягивания ($v = 70\text{--}80$ м/мин) различных материалов является актуальной задачей. С повышением скорости протягивания обеспечивается значительное увеличение производительности процесса обработки и улучшение качества обработанной поверхности. Расширяется также область применения протяжного твердосплавного инструмента.

Ниже приводятся результаты исследований относительной обрабатываемости протягиванием материалов, представляющих три основные группы: спеченного порошкового материала ЖГр1, 5Д, конструкционной стали 40 ($HВ = 1800\text{--}1900$ МПа) и серого чугуна СЧ15 ($HВ = 1900\text{--}2200$ МПа).

Опыты осуществлялись как быстрорежущими, так и твердосплавными одно- и многозубыми протяжками. Геометрические параметры зубьев протяжек изменялись в широких пределах: $\gamma = 0\text{--}25^\circ$; $a = 3\text{--}10$. При выборе критерия затупления зубьев учитывались такие технологические факторы, как допустимое увеличение параметров шероховатости обработанных поверхностей, нарушение размерной точности обработки и т. д. В качестве критерия затупления зубьев протяжек в зависимости от лимитирующего затупления был принят линейный износ зубьев h_z до 0,5 мм по задней поверхности или округление режущих кромок зубьев до 25...30 мкм.

Опыты производились на модернизированных вертикально-протяжных стандах-станках, а также имитировался процесс протягивания на продольно- и поперечно-строгальных станках.

В зависимости от свойств обрабатываемого материала, материала режущей части протяжек и режимов резания наблюдались различные виды лимитирующего износа зубьев протяжек из быстрорежущей стали и твердого сплава.

При протягивании со сравнительно невысокой скоростью резания ($v = 20\text{--}30$ м/мин) имело место адгезионно-абразивное изнашивание по задней поверхности зубьев быстрорежущих протяжек. При обработке с более высокими скоростями ($v > 30\text{--}40$ м/мин) стали 40 наряду с линейным износом зубьев протяжек по задней поверхности на их передней поверхности образовывалась лунка.

Кривые зависимости линейной стойкости L протяжек, изготовленных из различных материалов, от скорости резания v (рис. 1) имеют немонотонный характер. При этом максимум на кривых $L = f(v)$ для твердосплавных протяжек смещен в зону более высоких скоростей резания по сравнению с быстрорежущими протяжками, что связано с повышенной износостойкостью твердого сплава в сравнении с быстрорежущей сталью. Анализируя графические зависимости, следует также отметить, что протяжки имеют более высокую стойкость при обработке серого чугуна СЧ15 по сравнению со сталью 40 и промежуточную стойкость при обработке железистографитового спеченного сплава ЖГр1,5Д.

Наибольшую линейную стойкость L , равную 1400 и 1000 м, имеют про-

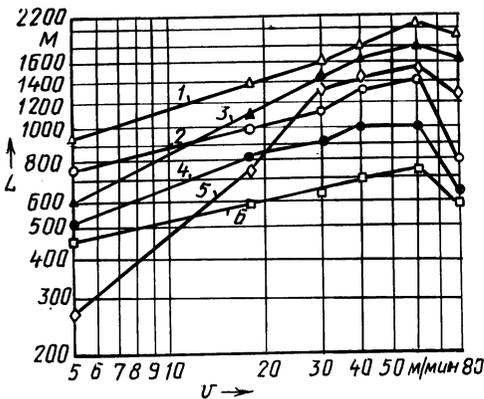


Рис. 1. Зависимость линейной стойкости L протяжек от скорости резания v (подъем на зуб $S_z = 0,1$ мм):
 1 — чугуна СЧ15 протяжкой из ВК6М; 2 — СЧ15-Р6М5; 3 — ЖГр1,5Д-ВК6М
 4 — ЖГр1,5Д-Р6М5; 5 — стали 40 — Т14К8; 6 — стали 40 — Р6М5

тяжки соответственно из сплава ВК6М и из стали Р6М5 при скоростях резания 60 и 40 м/мин, при обработке чугуна СЧ15 L составляет 2100 и 1400 м. Несколько более низкую линейную стойкость (1500 и 720 м) имеют протяжки соответственно из сплава Т14К8 и стали Р6М5 при обработке стали 40 также со скоростями резания 60 и 40 м/мин.

При изучении качества поверхности, полученной протягиванием, учитывались ее шероховатость, глубина упрочненного слоя, а также наличие сколов на торцах деталей при выходе протяжки.

Большое влияние на шероховатость и другие параметры качества поверхности оказывает скорость резания (рис. 2). При обработке конструкционной стали 40 немонотонный характер зависимости параметра Ra поверхности от скорости резания v связан с образованием нароста. Малая высота микронеровностей обработанной поверхности наблюдается при низких ($v = 5$ м/мин) и высоких ($v > 40$ м/мин) скоростях резания, когда нарост наименьший. Наоборот, наибольшая высота микронеровностей соответствует скоростям резания $v = 10...30$ м/мин, при которых нарост имеет наибольшие размеры.

Повышение скоростей протягивания до 30...40 м/мин при обработке чугуна СЧ15 не оказывает существенного влияния на параметры шероховатости обработанной поверхности, и только при высоких скоростях резания ($v > 50...60$ м/мин) наблюдается некоторое уменьшение высоты микронеровностей.

При обработке порошкового материала ЖГр1,5Д при скоростях протягивания $v < 20$ и $v > 40$ м/мин неровности на поверхности имеют наименьшую высоту, а при $v = 15...30$ м/мин — наибольшую. Значительное уменьшение высоты микронеровностей наблюдается только при высоких скоростях резания ($v > 40$ м/мин).

Одним из дефектов, возникающих при протягивании деталей из чугуна, спеченных порошковых и других хрупких материалов, являются сколы кромок детали на выходе протяжки. Подобное явление практически не наблюдается при обработке сталей и других пластичных металлов. Сколы кромок на выходном торце детали связаны с образованием при обработке хрупких материалов стружки надлома в виде отдельных, не связанных между собой элементов. При обработке чугуна и порошковых спеченных материалов режущий

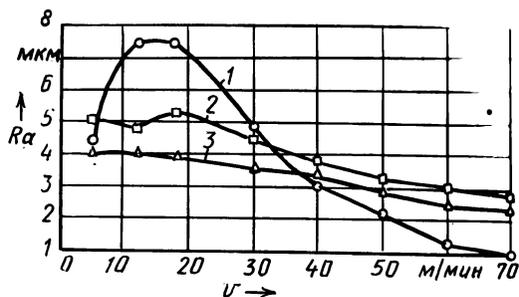


Рис. 2. Зависимость среднего арифметического отклонения профиля поверхности от скорости резания при протягивании с $S_z = 0,1$ мм:

1 – стали 40; 2 – сплава ЖГр1,5Д; 3 – чугуна СЧ15

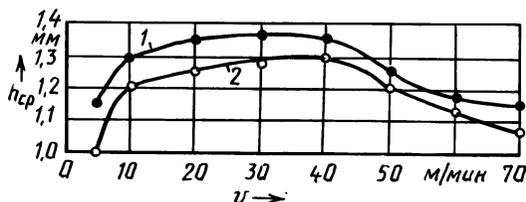


Рис. 3. Зависимость от скорости резания v средней величины сколов h_{cp} на выходном торце протягиваемой детали из:

1 – сплава ЖГр1,5Д; 2 – чугуна СЧ15

клин зубьев протяжки, углубляясь в материал, не срезает элемент стружки, а вырывает его в виде куска неправильной формы.

В зависимости от режимов резания изменяется соотношение между хрупкостью и пластичностью чугуна и порошковых спеченных материалов. При протягивании у опорного торца детали создаются благоприятные условия для образования стружки надлома, так как зона сжатия впереди режущего зуба распространяется ниже линии среза.

Опыты по определению зависимостей частоты появления и размеров сколов на торцевой поверхности при обработке деталей из чугуна СЧ15 и порошкового спеченного материала ЖГр1,5Д от геометрических параметров зубьев производились при наружном протягивании образцов призматической формы. Плоские протяжки из Р6М5 имели подъем на зуб $S_z = 0,05...0,5$ мм. Скорость резания изменялась в интервале 5...60 м/мин.

Изменение скорости резания оказывало влияние на частоту и средние размеры сколов на торце детали h_{cp} (рис. 3). При обработке чугуна и порошковых материалов протяжкой с $S_z = 0,1$ мм с повышенными скоростями ($v = 20...40$ м/мин) размеры сколов увеличивались до 1,35 мм, а при высоких скоростях ($v = 50...70$ м/мин) – уменьшались, т. е. оставались практически такими же, как и при низких скоростях протягивания (до 10 м/мин).

Для обеспечения более плавной работы протяжек и уменьшения при этом размера сколов зубья наружных протяжек необходимо изготавливать с углом наклона $\lambda = 20...45^\circ$. Наименьшие размеры сколов обеспечивают протяжки с наибольшим углом наклона.

Протяжки, применяемые при наружной обработке деталей из серого чугуна, железистографитовых порошковых и других хрупких материалов, должны иметь стружечную канавку, рассчитанную с учетом минимального коэффициента заполнения стружкой $K = 2...2,5$. При конструировании же протяжек для обработки сталей и других пластичных металлов объем стружечных канавок двухрадиусной формы определяется в зависимости от условий обработки, исходя из минимального коэффициента заполнения $K = 2,7...5$.

С целью уменьшения сколов на торце детали у выхода протяжки необходимо рекомендовать следующее:

- 1) протяжки должны иметь дополнительные переходные и чистовые зубья с постоянно уменьшающимся подъемом;
- 2) максимальные углы заточки: γ — до 15° , а α — до $6...10^\circ$;
- 3) угол наклона зубьев протяжек $\lambda = 40...45^\circ$;
- 4) при протягивании под выходной торец детали необходимо вставлять прокладку, соответствующую профилю отверстия протягиваемой детали.

ЛИТЕРАТУРА

1. Жигалко Н.И. Скоростное протягивание. — Минск, 1982. — 140 с. 2. Ведмедовский В.А., Клычников Е.А. Исследование поверхностного слоя при протягивании пористых железистографитовых металлокерамических материалов//Качество поверхностного слоя при протягивании. — Рига, 1976. — С. 127–143. 3. Авдасев В.И., Лемешонок В.Д., Ковзель Н.И. Обработка пористых металлокерамических материалов методом протягивания//Порошковая металлургия. — Киев, 1964. — С. 67–74.

УДК 621.951:621.993.1

В.М.СЛЫШ, Е.Э.ФЕЛЬДШТЕЙН, канд.техн.наук,
В.И.ШАГУН, канд.техн.наук,
А.А.ЗОТКИН, Е.М.КАПУСТИН (БПИ)

УСЛОВИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ В ДЕТАЛЯХ ИЗ ЖЕЛЕЗНОГО ПОРОШКА

Сверление и развертывание отверстий производилось на модернизированном вертикально-сверлильном станке 2Б125 с бесступенчатым регулированием частоты вращения и подачи. Обрабатывались образцы из порошковых материалов ЖГр1Д3; ЖГр1,2Д2,5К0,8; ЖГр2; ПЖ10-63; ШХ15Гр1,2. Установлено, что сверла изнашиваются по задним поверхностям и ленточкам. Износ поперечной режущей кромки не влияет на работу сверла, так как его размеры невелики. Наиболее значимыми являются износ режущих кромок у уголков h_y и износ по ленточке h_n , однако ввиду значительных износов и скруглений уголков измерение h_n и h_y с помощью микроскопа практически трудно осуществимо из-за потери базы отсчета и нечетких контуров измеряемых площадок износа. Поэтому за основной показатель лимитирующего износа был принят износ по задней поверхности у уголка h_z .

При работе со скоростью выше 30 м/мин сверло быстро теряет работоспособность, так как h_z становится равным ширине ленточки f . В этом случае

образуется отрицательный задний угол на режущей кромке и увеличиваются силы и температура резания.

При работе со скоростью меньше 20 м/мин стойкость сверла возрастает. При этом наблюдается увеличение площадки износа по задней поверхности у уголка и изнашивание самого уголка, вследствие чего образуется прямой конус на цилиндрической части сверла и становятся возможными заклинивание сверла в отверстии и его поломка.

Максимальный износ по задней поверхности у уголка для сверл диаметром 4...9 мм находится в пределах 0,8...1,2 мм.

За критерий затупления сверл из быстрорежущей стали следует принимать ширину площадки износа по задней поверхности у уголка $h_3 = 0,06d$ при работе со скоростью 25...30 м/мин и $h_3 = f$ при работе со скоростью менее 25 м/мин.

Оптимизация заднего угла α и угла при вершине 2φ производилась по методу крутого восхождения при скорости резания 30 м/мин, подаче 0,1 мм/об, глубине сверления, равной $3d$. На первом этапе использовался полный факторный план типа $N = 2^2$ и определялись коэффициенты уравнения регрессии. На втором этапе осуществлялось движение к оптимуму. Каждый опыт повторялся дважды. Для сверл из быстрорежущей стали Р6М5 при сверлении детали из порошкового материала ЖГр2 принята оптимальная геометрия $\alpha = 12^\circ$, $2\varphi = 125^\circ$, ЖГр1Д3 — $\alpha = 10...12^\circ$, $2\varphi = 115^\circ$.

Получена обобщенная стойкостная зависимость

$$T = \frac{10^{5,9} d^{4,6}}{v^{7,1} S^{2,7}} k_{MT},$$

где k_{MT} — коэффициент, учитывающий свойства обрабатываемого материала:

обрабатываемый материал	ЖГр2	ЖГр1Д3	ПЖ10-63	ЖГр1,2Д2,5К0,8
k_{MT}	1,2	1	1,3	1

Разбивка полученных сверлением отверстий не превышала 0,4 мм и уменьшалась по мере затупления сверла, а иногда, перед его поломкой, принимала отрицательные значения.

Развертывание отверстий в деталях из порошковых материалов производилось развертками из быстрорежущей стали с диаметрами 10 и 12 мм. Как и при обработке стали и чугуна, износ разверток достигает наибольшего значения в месте перехода режущей части в калибрующую. Нарастание износа по задней поверхности пропорционально времени работы развертки. При износе 0,2 мм, как правило, наблюдается возрастание микронеровностей обработанной поверхности, что вызвано образованием проточин на цилиндрических ленточках калибрующей части. Развертывание является окончательной операцией обработки отверстий, поэтому необходимо рекомендовать технологический критерий затупления, а именно износ по задней поверхности в месте перехода режущей части к калибрующей, равный 0,2 мм.

В результате сравнительных исследований работоспособности разверток при резании всухую, с маслом "Индустриальное-20" и с 10 %-ной эмульсией установлено, что при работе без СОЖ происходит их интенсивное изнашивание,

на обработанной поверхности образуются задиры, наволакивание металла; при работе с маслом изнашивание менее интенсивно, качество обработанной поверхности улучшается, но по-прежнему отмечается наволакивание металла и наростообразование на режущих кромках; использование в качестве СОЖ эмульсии на водной основе обеспечивает минимальную интенсивность изнашивания разверток и высокое качество обработанной поверхности.

Характер зависимости стойкости разверток от скорости резания и подачи при обработке деталей из порошковых материалов близок к известному для чугунов и сталей. При малых углах в плане стойкость разверток повышается. Это вызвано уменьшением толщины среза, в результате чего снижается температура в зоне резания и, соответственно, интенсивность изнашивания инструментов.

Зависимость параметров процесса развертывания от заднего угла незначительна; можно рекомендовать использовать развертки с задними углами $\alpha = 8...12^\circ$.

С применением разверток с кольцевой заточкой уменьшается высота микронеровностей поверхности на 20...40 %, однако стойкость таких разверток аналогична стойкости стандартных; их целесообразно использовать при окончательной обработке отверстий.

Получены зависимости износа разверток по задней поверхности: при обработке железистографитовых материалов

$$h_3 = 0,0044 v^{0,48} S_z^{0,53} d^{1,17} \tau^{0,56} k_{MT},$$

при обработке материала ШХ15Гр1,2

$$h_3 = 0,14 v^{0,29} S_z^{0,14} d^{0,009} \tau^{0,3}$$

и соответствующие стойкостные зависимости:

$$T_{h_3=0,2} = \frac{890}{v^{0,86} S_z^{0,93} d^{2,09}} k_{MT},$$

$$T_{h_3=0,2} = \frac{3,3}{v^{0,97} S_z^{0,47} d^{0,03}},$$

где k_{MT} — коэффициент, учитывающий свойства обрабатываемого материала (табл. 1).

Увеличение скорости резания и подачи вызывает интенсивное возрастание высоты микронеровностей обработанной поверхности. Здесь сказывается одновременно влияние как геометрического фактора (подачи), так и активизации процессов наростообразования. Эмпирические зависимости:

для железистографитовых материалов

$$Ra = 0,012 v^{0,75} S_z^{0,64} d^{1,91} k_{mRa};$$

для материала ШХ15Гр1,2

$$Ra = 0,016 v^{0,79} S_z^{0,78} d^{1,71},$$

Коэффициент	Марка материала				
	ПЖ10-63	ЖГр2	ЖГр1ДЗ	ЖГр1, 2Д2, 5К0,8	ШХ15Гр1,2
k_{MT}	1,1	1,1	1	0,6	—
k_{MRa}	0,7	0,9	1	1,7	—
$k_{M\delta}$	0,9	0,8	1	1,6	1,4

где k_{MRa} — коэффициент, учитывающий свойства обрабатываемого материала (см. табл. 1).

Зафиксировано изменение во времени параметров шероховатости обработанной поверхности (рис. 1). При возрастании скорости и интенсификации наростообразования, а также увеличении сил резания из-за изнашивания инструмента отмечается рассеивание высоты микронеровностей.

В качестве основных показателей точности обработки при развертывании отверстий в деталях из порошковых материалов принимались разбивка, овальность и огранка отверстий. Установлено, что способ крепления развертки влияет на разбивку отверстий незначительно. При жестком креплении разбивка отверстий несколько больше, при креплении в плавающем патроне она уменьшается и более стабильна. Значение и рассеивание разбивки в 2,5...3 раза меньше при работе с эмульсией по сравнению с работой всухую и с маслом.

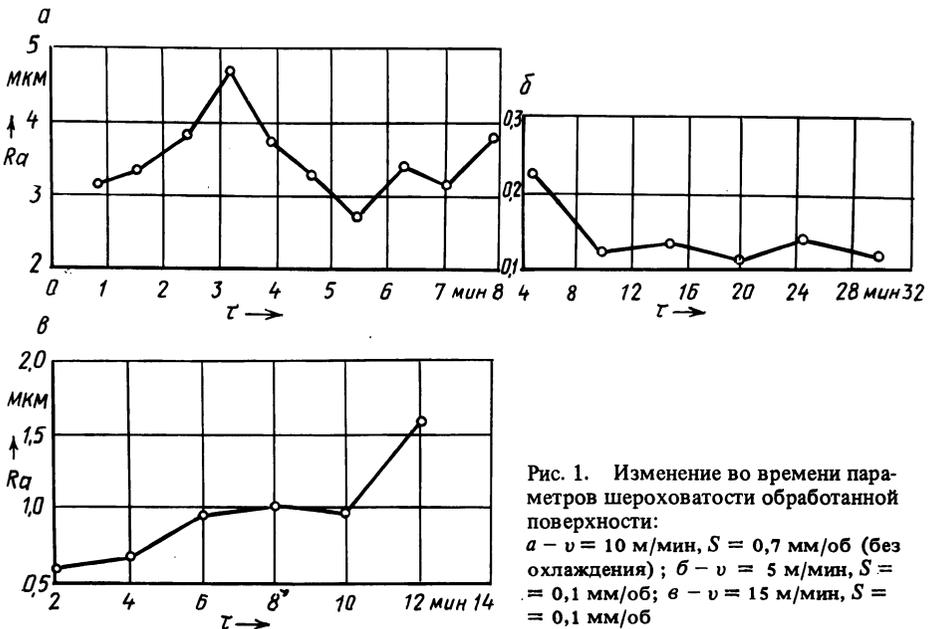


Рис. 1. Изменение во времени параметров шероховатости обработанной поверхности:
 а — $v = 10$ м/мин, $S = 0,7$ мм/об (без охлаждения); б — $v = 5$ м/мин, $S = 0,1$ мм/об; в — $v = 15$ м/мин, $S = 0,1$ мм/об

ров второго звена, при которых γ максимальный, достаточно знать частоту колебаний и жесткость первого звена.

Из уравнений (1) и (2) также видно, что коэффициент K_c оказывает существенное влияние на демпфирование привода. Для определения зависимости γ от K_c проведены теоретические исследования передаточной функции разомкнутой системы привода при изменении коэффициента передачи $\sqrt{K_c}$ в пределах 0,25...1. Соотношение постоянных времени и относительный коэффициент демпфирования ξ выбирались таким образом, чтобы на частоте среза системы был обеспечен максимальный запас устойчивости по фазе. Как видно из рис. 2, полученная зависимость имеет экстремальный характер. При уменьшении $\sqrt{K_c}$ от 1 до 0,5 запас устойчивости по фазе системы увеличивается. Дальнейшее уменьшение $\sqrt{K_c}$ способствует снижению γ системы. Исследованиями установлено, что при уменьшении $\sqrt{K_c}$ частота среза привода постоянно смещается влево. Очевидно, что при этом уменьшаются не только его жесткость, но и прочность конструкции, а также точность установочных перемещений. Учитывая неравномерный рост γ при уменьшении коэффициента передачи системы и нежелательность ухудшения статических характеристик привода, в проектируемых станках наиболее рациональным следует считать соотношение жесткостей звеньев системы привода, при котором коэффициент передачи находится в пределах 0,75...1.

Эффективность демпфирования колебаний с помощью данного способа проверялась экспериментально на установке, моделирующей привод подачи станка мод. 6М610Ф2-1. Масштаб масс и жесткостей модели и объекта составлял 1:10. Для проведения испытаний параметры системы определялись следующим образом. В соответствии с требованиями к статической жесткости и устойчивости перемещения рабочего органа был принят коэффициент передачи $\sqrt{K_c} = 0,9$. Как видно из рис. 2, при этом запас устойчивости по фазе $\gamma = 30^\circ$. При массе $m_1 = 2000$ кг и жесткости $c_1 = 126,7$ Н/мкм первого звена жесткость второго $c_2 = 540$ Н/мкм. Суммарная жесткость двух звеньев составила 113 Н/мкм. Известно, что частота собственных колебаний привода $\nu = 40$ Гц, что соответствует постоянной времени $T_1 = 3,38$ мс. При подстановке значений $\sqrt{K_c}$ и T_1 в уравнение (1) получена постоянная времени второго звена $T_2 = 4,19$ мс при приведенной массе $m_2 = 9500$ кг. Массу m_2 и жесткость c_2 подбирали за счет конструктивных размеров муфты, соединяющей выходной вал редуктора с приводным винтом стола. На основании уравнения (2) определен относительный коэффициент демпфирования $\xi = 0,184$. Исходя из конструктивных соображений, приняты $f = 0,125$ см² и $\nu = 3,14$ см/с. Тогда из выражения (3) $q = 740$ см³/с.

Испытание системы привода проводилось под нагрузкой, имитирующей процесс резания. С этой целью был разработан гидромеханический вибратор, позволяющий создавать постоянную и переменную составляющие нагрузки [2]. Основными элементами вибратора являлись гидравлический цилиндр 7 и кривошипно-шатунный механизм 8, создающий возвратно-поступательное перемещение плунжера 9, связанного при помощи трубопровода 10 с напорной полостью гидроцилиндра (см. рис. 1, а). Заполнение последнего маслом (подпитка) производилось от насоса гидростанции через обратный клапан 11 под давлением 0,5 МПа. Цилиндр вибратора прикреплялся жестко к корпусу установки, моделирующей привод, параллельно направлению перемещения стола.

Угол развертки в плане не оказывает существенного влияния на разбивку отверстия, особенно если учесть ее большое рассеивание.

Разбивка отверстия существенно зависит от износа развертки. При малых подачах разбивка положительна, при больших подачах и возрастании износа инструмента отмечается усадка развернутого отверстия. Очевидно, это связано с радиусом округления режущих кромок и интенсивностью контактных процессов на задней поверхности.

Зависимость разбивки отверстия от элементов режима резания также неоднозначна. При малых подачах и скоростях резания наблюдается усадка отверстия, при больших – разбивка. Это обстоятельство существенно при разделении развертывания на чистовое и черновое и выборе номинального диаметра развертки.

Среднюю разбивку можно оценить по полученной эмпирической формуле

$$\delta = 0,024 v^{0,58} S_z^{0,66} \varphi^{-0,026} k_{m\delta},$$

где $k_{m\delta}$ – коэффициент, учитывающий свойства обрабатываемого материала (см. табл. 1).

При возрастании подачи погрешности формы отверстия увеличиваются, а при увеличении скорости резания – уменьшаются, что обусловлено совместным влиянием силы резания и частоты вращения развертки.

Исходя из результатов исследований, чистовое развертывание рекомендуется выполнять при резании $v = 5$ м/мин, $S = 0,1$ мм/об, черновое – $v = 10 \dots 12$ м/мин, $S = 0,5 \dots 0,7$ мм/об.

УДК 621.910

МАЙ ТХАНЬ УОНГ (БПИ)

СТОЙКОСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ ПРИ ТОЧЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Исследованы зависимости стойкости инструмента от режимов резания при точении деталей из порошковых материалов ЖГр1ДЗ, ЖГр2, ПЖ10-6З, ЖГр1,2Д2,5К0,8. В качестве материала режущих инструментов взяты твердые сплавы ВК8, Т15К6, Т30К4. Резцы имели геометрию: $\gamma = 4^\circ$, $\alpha = 6^\circ$, $r = 0,56$ мм, $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$, $\lambda = 0$. Стойкость инструментов оценивалась по износу задней поверхности h_3 .

Зависимость стойкости T от скорости резания v при глубине резания $t = 0,2$ мм, подаче $S = 0,062$ мм/об и $h_3 = 0,2$ мм показана на рис. 1. Немонотонный характер ряда зависимостей объясняется сложностью процесса изнашивания инструмента. При малых скоростях резания преобладающими являются абразивное изнашивание и микровыкрашивание [2], которые при возрастании скорости резания проявляются в меньшей степени. Увеличение температуры контакта приводит к усилению адгезионного изнашивания. При увеличении скорости резания микровыкрашивание становится более интенсивным, резко возрастает проявление окислительного изнашивания. В зоне боль-

ших скоростей резания диффузионные процессы оказывают значительное влияние на изнашивание инструмента. В работе [3] отмечено, что диссоциация карбидов вольфрама с последующей диффузией их элементов в обрабатываемый материал приводит к непрерывному удалению атомов твердого сплава с контактных поверхностей инструмента. С другой стороны, наблюдается и растворение атомов железа в твердом сплаве. Замена кобальта в связке железом снижает ее прочность, что ведет к ослаблению сил, удерживающих зерна карбидов. В результате зерна отделяются и вовлекаются в движение граничными слоями обрабатываемого материала. При больших скоростях резания увеличи-

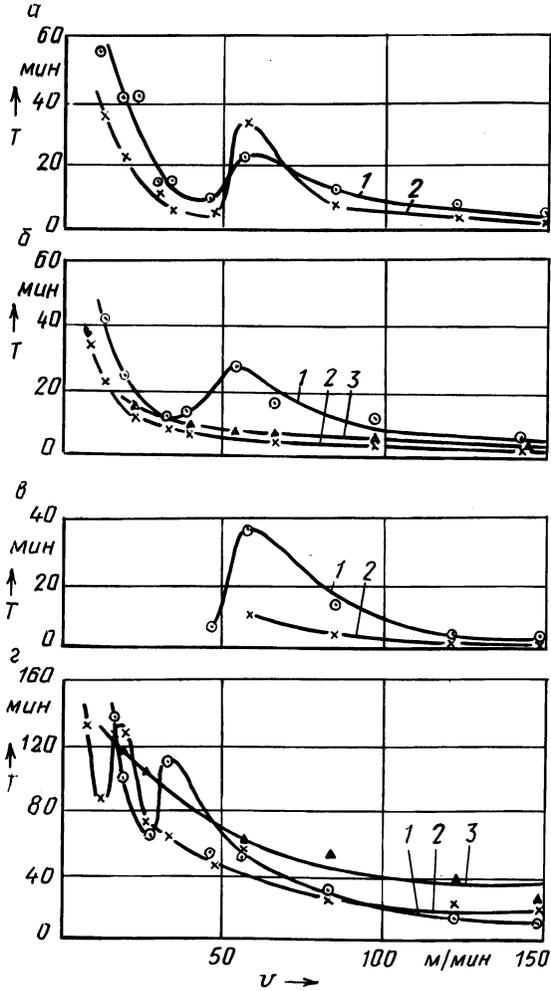


Рис. 1. Зависимость стойкости инструментов от скорости резания при обработке деталей из материалов:

а - ЖГр1Д3; б - ЖГр2; в - ПЖ10-63 при $h_3 = 0,3$ мм; г - ЖГр1,2Д2,5К0,8; 1 - резаки из ВК 8; 2 - Т15К6; 3 - Т30К4

Материал инстру-мента	h_3 , мм	Обрабатываемый материал							
		ЖГр1Д3		ЖГр2		ПЖ10-63		ЖГр1,2Д2,5К0,8	
		μ	C_v	μ	C_v	μ	C_v	μ	C_v
Т15К6	0,2	3,4	$3,25 \cdot 10^7$	2	$1,69 \cdot 10^4$	2	$2,2 \cdot 10^4$	1	$2,1 \cdot 10^3$
	0,3	1,8	$6,4 \cdot 10^4$	2,6	$3,8 \cdot 10^5$	-	-	-	-
	0,4	1,5	$2,48 \cdot 10^4$	2,2	$9,95 \cdot 10^4$	-	-	-	-
ВК8	0,2	1,6	$1,39 \cdot 10^4$	1,70	$2,15 \cdot 10^4$	2,4	$6,1 \cdot 10^5$	1,35	$10,1 \cdot 10^3$
	0,3	-	-	1,90	$8,62 \cdot 10^4$	-	-	-	-
Т30К4	0,2	-	-	1,45	$2,54 \cdot 10^3$	-	-	0,9	$2,6 \cdot 10^3$

вается температура резания, усиливаются диффузионные процессы, чем и обуславливается снижение стойкости инструмента.

При точении деталей $sv \geq 80$ м/мин из материалов ЖГр1Д3, ЖГр2, ПЖ10-63 стойкость инструментов из ВК8 выше стойкости инструментов из Т15К6. Однако при точении деталей из материала ЖГр1,2Д2,5К0,8 инструменты из Т30К4 обладают наивысшей стойкостью.

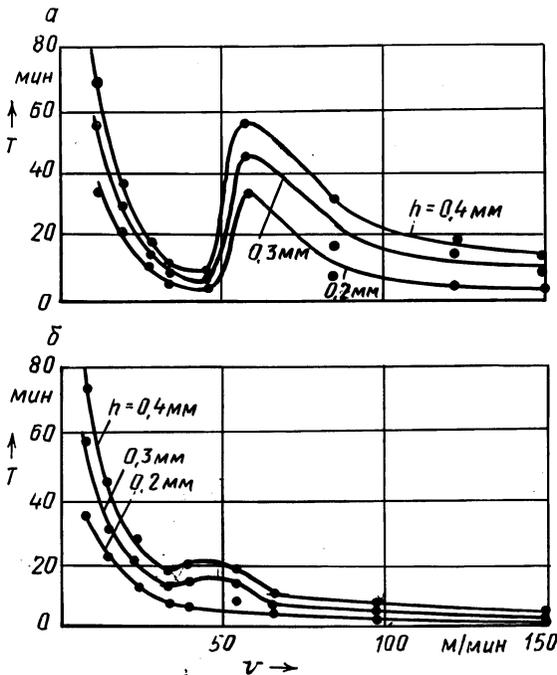


Рис. 2. Зависимость стойкости инструментов от скорости резания при различных значениях h_3 :

а — материал обрабатываемой детали ЖГр1Д3, инструментальный материал Т15К6; б — ЖГр2, Т15К6

Характер зависимости стойкости инструментов от скорости резания при различном допустимом износе h_3 изменяется незначительно (рис. 2). В диапазоне используемых скоростей резания зависимость стойкости инструмента от скорости резания можно аппроксимировать традиционной степенной зависимостью

$$T = C_v / v^\mu ,$$

где T – стойкость инструмента, мин; v – скорость резания, м/мин; C_v , μ – эмпирические постоянные (табл. 1, $v > 50$ м/мин).

Эксперименты по изучению зависимости стойкости инструмента от подачи и глубины резания при различных скоростях резания показали, что с увеличением t или S при одной скорости наблюдается увеличение стойкости, а при другой – ее снижение. Этим и объясняется противоречивость существующих рекомендаций по выбору оптимальных режимов обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кононенко В.П. Износ инструментов при резании металлокерамических материалов. – М., 1972. – 72 с. 2. Талантов Н.В. Механизм изнашивания твердосплавного инструмента при обработке сталей//Вестник машиностроения. – 1985. – № 7. – С. 52–57.

УДК 621.91.01

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

СОСТАВЛЯЮЩИЕ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ РОТАЦИОННОМ ТОЧЕНИИ ПРИНУДИТЕЛЬНО ВРАЩАЮЩИМСЯ ИНСТРУМЕНТОМ

Экспериментальные исследования составляющих силы резания при ротационном точении принудительно вращающимся инструментом с прерывистой режущей кромкой [1] проводились в сопоставлении с обработкой инструментом с непрерывной режущей кромкой при одно- и разнонаправленных векторах скоростей вращения инструмента и движения подачи, а также самовращающимся и невращающимся инструментами. При этом варьировались соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки, скорости главного движения, подачи и глубина резания. Для измерения составляющих силы резания P_z , P_y , P_x использовался трехкомпонентный динамометр УДМ-2, на котором с помощью переходного кронштейна устанавливалось устройство для ротационного резания.

Зависимости составляющих силы резания P_z и P_y от соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки при обработке принудительно вращающимся инструментом в ряде случаев имеют немонотонный характер (рис. 1). На графиках можно выделить три интервала значений v_τ/v , отличающихся характером изменения составляющих силы резания: при увеличении соотношения v_τ/v от 0 до 0,2 составляющие P_z и P_y возрастают, а при увеличении v_τ/v от 0,2 до 0,6 – интенсивно уменьшаются, и при $v_\tau/v = 0,6 \dots 1,4$ интенсивность падения кривых графика становится меньше, чем в предыдущем интервале.

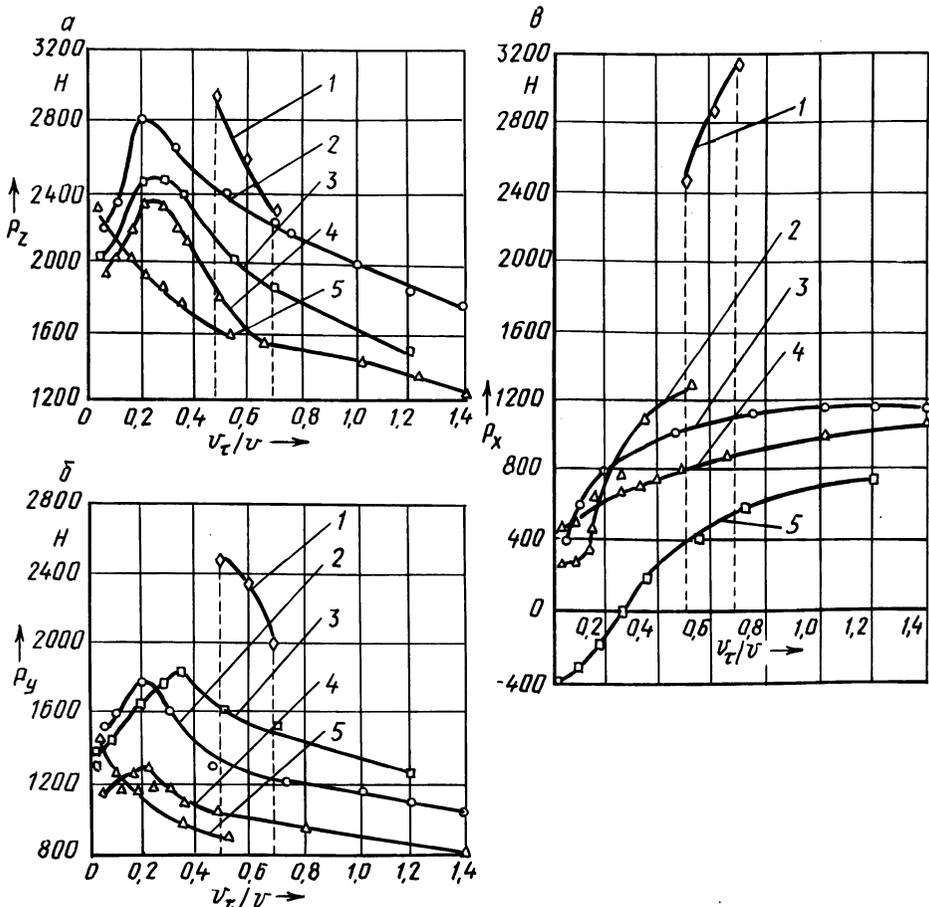


Рис. 1. Зависимость составляющих силы резания от соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки при обработке инструментом:

1 – самовращающимся; 2 – принудительно вращающимся с однонаправленными \bar{v}_τ и \bar{v}_s (v_s – вектор скорости движения подачи); 3 – то же, с разнонаправленными \bar{v}_τ и \bar{v}_s ; 4 – то же, с однонаправленными \bar{v}_τ и \bar{v}_s с прерывистой режущей кромкой; 5 – то же, $\bar{v} = 0,5$ м/с

Такой сложный характер зависимостей объясняется изменением коэффициента трения между инструментом и материалом заготовки, а также геометрии режущей части инструмента при возрастании скорости резания. В интервале значений $v_\tau/v = 0...0,2$ на инструменте образуется нарост, который значительно меняет его геометрию: увеличивает передний угол до $25...65^\circ$ и уменьшает задний до $3...5^\circ$. Наряду с этим увеличивается коэффициент трения, что в совокупности с измененной геометрией инструмента приводит к увеличению значений составляющих силы резания P_z и P_y . При увеличении скорости вращения инструмента ($v_\tau/v = 0,2...0,6$) нарост исчезает, коэффициент трения уменьшается и значения составляющих P_z и P_y также уменьшаются. При даль-

нейшем возрастании скорости вращения инструмента ($v_r/v = 0,6...1,4$) уменьшение значений P_z и P_y , связано главным образом с увеличением переднего угла и угла наклона режущей кромки за счет вращения инструмента.

Зависимость составляющей P_x от соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки носит иной характер, чем составляющих P_z и P_y . С возрастанием соотношения v_r/v значения P_x все время увеличиваются, причем этот рост наиболее интенсивен в интервале небольших значений $v_r/v = 0...0,6$, а затем составляющая силы резания P_x практически мало изменяется (см. рис. 1, в).

Характер изменения составляющих силы резания P_z , P_y и P_x от соотношения v_r/v для рассматриваемых видов ротационного резания принудительно вращающимся инструментом одинаков (см. рис. 1). Для самовращающегося инструмента, в отличие от принудительно вращающегося, изменение соотношения скоростей вращения инструмента и заготовки достигалось при наклоне оси вращения инструмента на угол ω . Как видно из графиков, значения составляющих силы резания выше для самовращающегося инструмента, причем для P_y и P_x эти отличия наиболее существенны. Увеличению силы в этом случае способствует поворот оси инструмента на угол ω , который в свою очередь приводит к значительной трансформации геометрии режущей части инструмента.

В диапазоне низких скоростей главного движения ($v \leq 0,2$ м/с) и отношений скоростей вращения инструмента и заготовки $v_r/v \leq 0,2$ значения P_z и P_y могут быть больше в случае обработки с однонаправленными векторами скоростей вращения инструмента и движения подачи, а при $v > 0,2$ м/с и $v_r/v > 0,2$ — с разнонаправленными (см. рис. 1, а, б). Значения P_x при резании с разнонаправленными векторами скоростей меньше, чем при других видах ротационной обработки и могут быть при определенных соотношениях скоростей вращения инструмента и заготовки (в рассматриваемом случае при $v_r/v > 0,25$) отрицательными. Следовательно, при обработке с разнонаправленными векторами скоростей вращения инструмента и движения подачи при небольших скорости главного движения и соотношении v_r/v сила резания уменьшается. Однако при направлении P_x в сторону шпинделя станка в случае больших значений подачи возможно самозатягивание инструмента и поломка пары винт—гайка механизма продольной подачи станка.

При резании прерывистой кромкой составляющие силы резания снижаются по сравнению с резанием инструментом с непрерывной кромкой (см. рис. 1), что обусловлено уменьшением суммарной длины режущих кромок. Причем увеличение числа режущих кромок с $z = 4$ до $z = 16$ приводит к снижению значения P_z в 1,5 раза при почти неизменных значениях P_y и P_x .

С увеличением скорости главного движения v не изменяется характер зависимостей составляющих силы резания от v_r/v , а лишь сдвигается максимум значений P_z и P_y в сторону меньших соотношений v_r/v , а также повышается интенсивность возрастания P_x . Объясняется это тем, что при больших значениях v коэффициент трения становится меньше и нарост образуется при меньших v_r/v . В случае неизменных значений соотношений v_r/v с увеличением скорости главного движения составляющие силы резания имеют максимальные значения при $v \leq 0,2$ м/с (рис. 2). Рост и падение составляющих силы резания принудительно вращающимся инструментом не носит такого ярко выра-

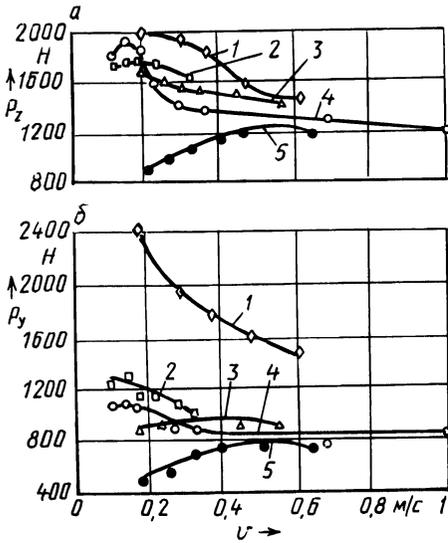


Рис. 2. Зависимость составляющих силы резания от скорости главного движения при обработке инструментом:
 а, б — 1 — самовращающимся; 2 — принудительно вращающимся с разнонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S ; 3 — то же, с однонаправленными \bar{v}_T^J и \bar{v}_S и прерывистой режущей кромкой; 4^S — то же, с однонаправленными \bar{v}_T и \bar{v}_S и непрерывной режущей кромкой; 5^S — невращающимся

женного характера, как при изменении соотношения v_T/v , а P_x при разнонаправленных векторах скорости вращения инструмента и движения подачи вообще равна нулю. При резании самовращающимся инструментом, наоборот, увеличение скорости главного движения приводит к интенсивному уменьшению составляющих силы резания. Для невращающегося инструмента характер зависимостей силы резания от скорости главного движения другой: с увеличением v составляющие силы резания вначале (при $v \leq 0,4$ м/с) растут интенсивно, а затем их рост замедляется (см. рис. 2).

Зависимости составляющих силы резания P_z , P_y , P_x от глубины резания и подачи имеют для всех рассматриваемых видов обработки линейный характер, их значения с увеличением глубины резания и подачи возрастают.

Таким образом, проведенные экспериментальные исследования составляющих силы резания позволяют сделать следующие выводы.

1. Зависимости составляющих силы резания от элементов режима резания для различных видов ротационной обработки по своему характеру идентичны и вполне согласуются с аналогичными зависимостями при традиционных способах обработки резанием.

2. Существует возможность регулирования значений составляющих силы резания путем изменения соотношения скоростей v_T/v и направления вращения инструмента при обработке принудительно вращающимся инструментом, что позволяет оптимизировать процесс резания.

3. Применение принудительного вращения инструмента с углом установки $\omega = 90^\circ$ способствует снижению силы резания по сравнению с обработкой самовращающимся инструментом, а в определенном диапазоне соотношений $v_T/v \geq 1$ — по сравнению с невращающимся инструментом. Прерывистость режущей кромки принудительно вращающегося инструмента является эффективным средством снижения силы резания по сравнению с другими видами ротационной обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Новоселов Ю.А., Попок Н.Н. Прерывистое резание с переменным сечением срезаемого слоя (фрезоточение) // Машиностроение. – Минск, 1979. – Вып. 3. – С. 129–132.

УДК 621.923

Е.С.ЯЦУРА, канд.техн.наук (БПИ),
Г.В.ТИЛИГУЗОВ, канд.техн.наук,
И.А.КИРПИЧЕНКО (ИНДМАШ АН БССР),
М.П.ЛОБКОВА (БПИ)

ОБОСНОВАНИЕ УСЛОВИЙ ПРАВКИ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА

Точность функционирования станочной системы при шлифовании определяется уровнем относительных колебаний формообразующих узлов станка. В этом случае динамическая система СПИД может рассматриваться как замкнутая преобразующая, в зоне резания которой возбуждается переменная нагрузка. Эта нагрузка обусловлена множеством факторов (непостоянством скоростей перемещения исполнительных органов, неравномерностью припуска под обработку, неоднородностью свойств обрабатываемого материала и абразивного инструмента и т. д.) и может быть представлена в виде случайного процесса $F(t)$. Последний в свою очередь вызывает колебательный процесс $y(t)$ формообразующих узлов. Качество анализируемой станочной системы, а следовательно, и точность обрабатываемых на ней изделий будут определяться тем, насколько ее конструктивное решение обеспечивает компенсацию погрешностей перемещения формообразующих узлов, обусловленных различными возмущающими воздействиями.

Результаты проведенных исследований [1] динамики процесса плоского шлифования периферией круга показали, что качество обработанных поверхностей изделий в значительной мере определяется уровнем и характером относительных колебаний формообразующих узлов станка. Помимо того, процессу шлифования абразивным кругом присуща особенность, состоящая в необходимости периодического проведения правки режущего инструмента, который в этом случае является обрабатываемым изделием. В процессе правки шлифовальный круг приобретает форму, которая благодаря постоянному понижению линии его контакта с обрабатываемой деталью должна способствовать снижению относительных колебаний формообразующих узлов станка. Однако на практике указанное явление не наблюдается, что свидетельствует о неадекватности соответствующих динамических состояний системы СПИД при правке и в процессе шлифования.

Схемы динамической системы станка при плоском шлифовании периферией круга в различных режимах приведены на рис. 1. Рассматривается случай, когда процесс шлифования характеризуется параметрами жесткости и демпфирования; внешняя нагрузка представлена случайным процессом $F(t) = F \sin \omega t$ с угловой частотой ω , совпадающей с частотой вращения шпинделя; жесткость c и демпфирование h эквивалентной упругой системы СПИД в

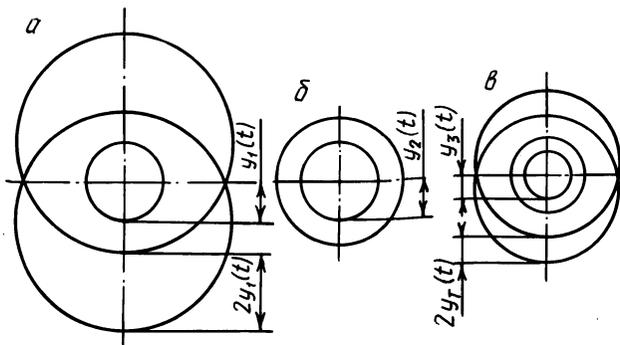


Рис. 1. Схемы динамической системы плоскошлифовального станка в режиме: *a* – холостого хода; *б* – правки шлифовального круга; *в* – шлифования

плоскости вращения шлифовального круга одинаковы по двум координатам (случай наличия эксцентриситета у шлифовального круга).

На холостом ходу (см. рис. 1, *a*), характеризуемом значениями параметров системы $c = 0$ и $h = 0$, относительные колебания геометрической оси шлифовального круга могут быть описаны выражением

$$y_1(t) = A_1 \sin \omega t + B_1 \cos \omega t, \quad (1)$$

где A_1 и B_1 – коэффициенты, определяющие амплитуду и фазу соответствующих колебаний.

Выражение (1) может быть использовано и для описания контакта шлифовального круга с изделием.

При правке шлифовального круга (рис. 1, *б*) колебания его геометрической оси могут быть представлены уравнением

$$y_2(t) = A_2 \sin \omega t + B_2 \cos \omega t. \quad (2)$$

В процессе резания относительные колебания оси шлифовального круга выражаются зависимостью

$$y_3(t) = A_3 \sin \omega t + B_3 \cos \omega t, \quad (3)$$

а амплитуда колебаний линии контакта его образующей с изделием может быть представлена как разность амплитуд колебаний оси круга относительно обрабатываемой поверхности при правке и в процессе шлифования, т. е. в виде разности выражений (2) и (3):

$$y(t) = (A_2 - A_3) \sin \omega t + (B_2 - B_3) \cos \omega t. \quad (4)$$

Таким образом, как следует из анализа уравнения движения (4), можно достичь существенного снижения амплитуды колебаний образующей шлифовального круга относительно обрабатываемой поверхности изделия, обеспечив идентичность состояний динамической системы станка при правке и в процессе шлифования. Этот вывод положен в основу оригинального способа правки [2]: при ее проведении шпиндель и стол станка нагружают дополнительной си-

лой, создающей суммарную нагрузку, эквивалентную силе резания. Схема нагружения станочной системы приведена на рис. 2.

Экспериментальная проверка эффективности предложенного способа правки проводилась при шлифовании двух партий образцов из стали У10А в количестве 30 штук на станке мод. 3Д642Е. Режим шлифования обеих партий сохранялся неизменным: частота вращения шлифовального круга $n_k = 2240$ об/мин, глубина шлифования $t = 32$ мкм, скорость продольной подачи $S_{пр} = 9$ м/мин, диаметр шлифовального круга $D = 160$ мм, скорость шлифования $v_p = 19$ м/с. Круг марки 38А25СМ15К8Б правился алмазным карандашом при продольной подаче со скоростью 0,2 м/мин. Было сделано по одному проходу с глубиной резания 0,01 и 0,005 мм и три прохода выхаживания. Поэтому окончательный поперечный профиль шлифовального круга формировался при силе правки $P_{пр}$, близкой к нулю.

По результатам измерения силы резания при шлифовании первой партии деталей с традиционным методом правки было установлено, что сила резания $P_p = 90$ Н, а угол ее приложения $\alpha = 62,6^\circ$. Поэтому в процессе шлифования второй партии в соответствии с предложенной схемой (см. рис. 2) шпиндель и стол станка нагружали дополнительной силой $P_d = 90$ Н, которую создавали с помощью гидравлического устройства.

Сравнительные данные по результатам шлифования обеих партий деталей приведены в табл. 1. Как видно из таблицы, шлифование с предлагаемой схемой нагружения в процессе правки обеспечивает существенное снижение дисперсий волнистости обрабатываемых поверхностей деталей (в 17,5 раза), уменьшение содержания остаточного аустенита (в 1,3 раза) и разброса значений микротвердости во впадинах и на вершинах волн.

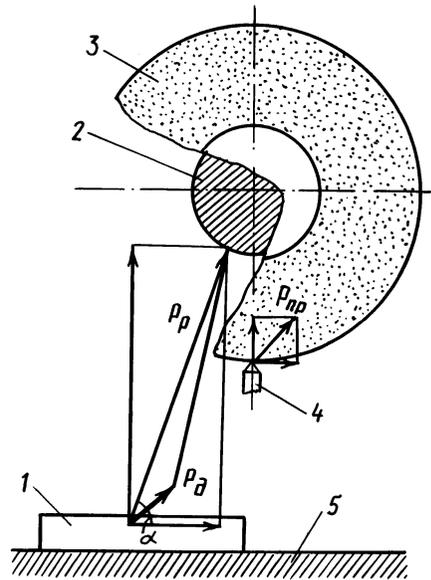


Рис. 2. Схема нагружения станочной системы в процессе правки:

1 – обрабатываемое изделие; 2 – шпиндель; 3 – шлифовальный круг; 4 – правящий инструмент; 5 – стол

Таблица 1

Схема правки круга	Показатель качества обработанной поверхности			
	микротвердость, МПа		дисперсия высоты волны, мкм ²	содержание остаточного аустенита, %
	во впадине	на вершине		
Традиционная	8050	8897	2,8	18,3
С дополнительным нагружением	8748	8732	0,16	13,5

ЛИТЕРАТУРА

1. Прибыльский В.И., Тилигузов Г.В., Яцура Е.С. Динамика процесса плоского шлифования периферией круга//Машиностроение. – Минск, 1985. – № 10. – С. 17–21. 2. А.с. 975337 (СССР). В.И.Прибыльский, Ю.Я.Дронь. Г.В.Тилигузов и др. Способ шлифования с периодической правкой круга.

УДК 621.753.5.001.2

М.Л.ЕРЕМЕНКО, Н.И.ЖИГАЛКО,
кандидаты техн.наук (БПИ),
В.И.МОХНАЧ, П.Л.РОЗЕНТАЛЬ,
канд.техн.наук (ИТК)

ФОРМАЛИЗАЦИЯ ЗАДАЧ ПРИ АВТОМАТИЗИРОВАННОМ ПРОЕКТИРОВАНИИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Решение проектной задачи с использованием ЭВМ связано с необходимостью ее формализации. При этом выполняются этапы: 1) подготовки исходных данных; 2) разработки алгоритмов процесса проектирования.

Подготовка и определение объема исходных данных является ответственным этапом [1]. Необходимо установить число данных и параметры, характеризующие формализуемый процесс проектирования, а также выделить количественную и качественную информацию.

Опыт формализации проектных задач показал, что ряд данных, например параметры обрабатываемых поверхностей (диаметры, длины и т. д.), относятся к числовой информации, а различные условия, определяемые технологическим процессом обработки детали, – к качественной.

Исходная информация формируется в виде бланка исходных данных (БИД). Для каждого идентификатора в БИД отводится определенное число позиций. БИД составляет переменную часть информации, которая при решении новой задачи заново вводится в ЭВМ. Для заполнения БИД должна быть разработана соответствующая инструкция.

В отдельных случаях исходные данные для автоматизированного проектирования вводятся в БИД после дополнительных пересчетов. Например, сведения о фасонной поверхности, заданные на чертеже детали, неудобны для их представления в памяти ЭВМ. Это связано с тем, что простановка размеров на чертежах зависит от конструкции конкретной детали. При проектировании фасонных резцов дополнительный пересчет, выполняемый обычно вручную, требует в среднем от 0,5 до 5...6 ч.

В работе [2] предложен язык для описания входной информации в режиме диалога. Его использование позволяет значительно ускорить пересчеты и производить их с большей точностью. Алфавитно-цифровой дисплей применяется для визуального контроля вводимой и расчетной информации. В памяти ЭВМ по данным, задаваемым оператором с устройства ввода, последовательно формируются расчетные модели на базе некоторого набора директив, составляющих основу языка, и осуществляется пересчет параметров фасонной поверхности детали [3] .

При создании САПР режущих инструментов возникает необходимость в разработке эффективных алгоритмов решения задач. Для этого определяются исходные, промежуточные и выходные данные. Промежуточные данные могут отсутствовать, если выходная информация получена только с применением входных данных. Определяются зависимости, связывающие различные параметры в виде функций, графиков, таблиц и т. д.

Процессы проектирования с точки зрения их формализации могут быть разделены на формализуемые и плохо формализуемые. Первые включают процессы проектирования, выходные параметры которых однозначно определяются в зависимости от входных на всем диапазоне принятых ограничений. Они хорошо реализуются в режиме пакетной обработки. Сюда можно отнести автоматизацию проектирования сложнорежущего инструмента.

К плохо формализуемым относятся процессы, в проектировании которых участие человека сравнительно высоко, т. е. при решении задач имеются элементы творчества и используются эмпирические зависимости. В качестве примера может быть приведен процесс формализации проектирования технологических процессов изготовления режущих инструментов в режиме диалога [4].

В общем виде формализация процессов проектирования производится в следующем порядке:

- 1) задача разбивается на ряд отдельных подзадач;
- 2) в каждой подзадаче выделяются логические условия и арифметические операции в зависимости от заданных исходных данных;
- 3) выделяются общие части, присущие всей задаче, что позволяет уменьшить объем формализованного описания;
- 4) определяются арифметические зависимости, реализующие логические условия;
- 5) производится стыковка описания отдельных подзадач, а также их общих частей и получение формализованного описания (алгоритма) всей задачи процесса проектирования.

Задача процесса формализации проектирования фасонных резцов имеет три четко выраженные подзадачи [5]: выбор наружного диаметра для круглых резцов и определение передних и задних углов фасонных резцов; расчет профиля инструмента; определение конструктивных элементов резцов.

Рассмотрим процесс формализации первой подзадачи. Искомые параметры определяются в результате анализа следующих данных: типа резца TP – круглый ($TP > 0$) или призматический ($TP < 0$), наружного диаметра круглого резца D_a , вида обработки ВИО – наружная ($ВИО > 0$) или внутренняя ($ВИО < 0$), допускаемых переднего угла $\gamma_{доп}$, угла заострения $\beta_{доп}$ и заднего угла α_0 , материала обрабатываемой детали МД и его твердости НВ. Схема соответствующего алгоритма приведена на рис. 1.

Для круглого резца α_0 соответствует h_0 (h_0 – расстояние от центра резца до оси обрабатываемой детали). Если $D_a > 0$, т. е. наружный диаметр задан в исходных данных, то $R_a = 0,5D_a$ и $\alpha_0 = \arcsin(h_0/R_a)$.

В противном случае D_a выбирают по табл. 6.1 [5] в зависимости от глубины профиля детали t_{max} и определяют R_a и α_0 по приведенным выше выражениям.

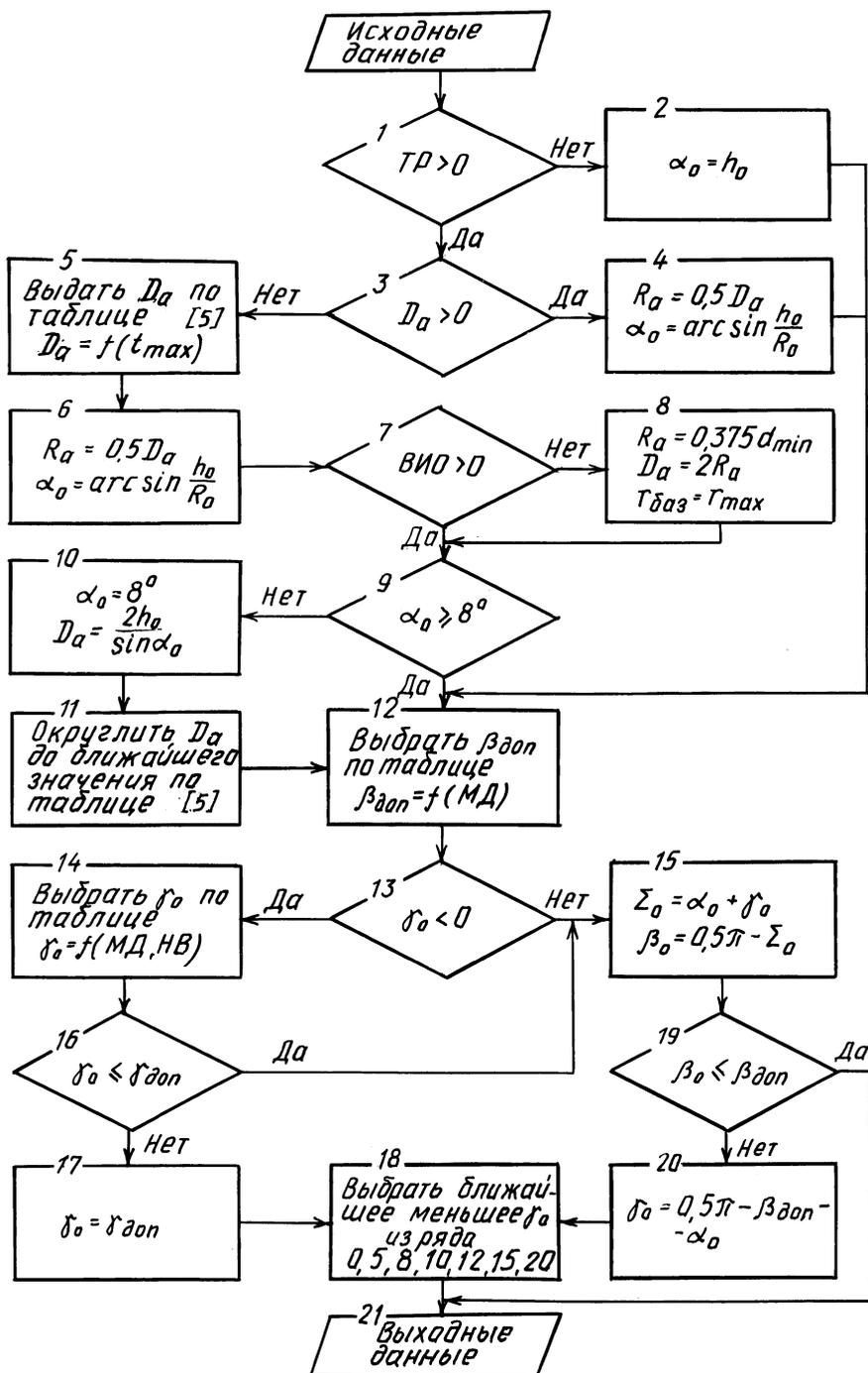


Рис. 1. Схема алгоритма определения диаметров круглых резцов, а также передних и задних углов фасонных резцов

При проектировании круглого резца для внутренней обработки в исходных данных задаются d_{\min} — максимальный диаметр обрабатываемой детали и r_{\max} — ее максимальный радиус.

На основе приведенного алгоритма разработана программа проектирования фасонных резцов в пакетном и диалоговом режимах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Автоматизированные системы технологической подготовки производства в машиностроении/Под ред. Г.К.Горанского. — М., 1976. — 240 с. 2. Басс И.А., Винокурова В.И., Винокуров Д.И. Описание входной информации при автоматизированном проектировании металлорежущего инструмента в режиме оперативного графического взаимодействия//Прогрессивные технологические процессы в инструментальном производстве. — М., 1979. — С. 185–188. 3. Винокурова В.И. Организация оперативного графического взаимодействия проектировщика, инструмента и ЭВМ//Приборы и системы управления. — 1979. — № 3. — С. 36–37. 4. Цветков В.Д. Автоматизация проектирования технологических процессов в режиме диалога//Станки и инструмент. — 1976. — № 8. — С. 21–23. 5. Основы проектирования режущих инструментов с применением ЭВМ/П.И. Ящерицын, Б.И. Сеницын, Н.И. Жигалко, И.А. Басс. — М., 1979. — 302 с.

УДК 621.793.71 + 621.793.74]:669.35'6

А.Ф. ПРИСЕВОК, канд. техн. наук,
Ю.В. СИНЬКЕВИЧ, В.А. ФЕДОРЦЕВ,
канд. техн. наук (БПИ)

ВЫБОР МЕТОДА НАНЕСЕНИЯ БРОНЗОВЫХ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА НАПРАВЛЯЮЩИЕ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

Эффективность методов нанесения бронзовых газотермических покрытий на направляющие скольжения металлорежущих станков оценивалась по прочности сцепления напыленного металла с подложкой, пористости и пределу прочности покрытия при растяжении.

Исследовались покрытия, напыленные бронзой БрАЖ9-4 (порошок марки ПГ-19М-01 зернистостью 40...120 мкм). В качестве подложки использовались образцы из чугуна СЧ18. Технологический процесс нанесения покрытия состоял из подготовки поверхности образцов дробеструйной обработкой стальной дробью и последующего напыления бронзового покрытия газопламенным или плазменным методом. Интервал времени между подготовкой поверхности и напылением составлял 0,5...1 ч.

При газопламенном напылении в качестве энергообразующего газа применялся ацетилен, транспортирующего — воздух. При плазменном напылении в качестве плазмообразующего и транспортирующего газов использовался технический азот. Напыление велось при следующих режимах. Газопламенное: рабочее давление ацетилена $9,32 \cdot 10^4$ Па, кислорода — $2,16 \cdot 10^5$ Па, воздуха — $3,92 \cdot 10^4$ Па, дистанция напыления — 220 мм. При плазменном напылении режимы были выбраны с учетом рекомендаций [1]: ток дугового разряда — 200 А, рабочее напряжение — 75...80 В, расход плазмообразующего газа — $2,5 \text{ м}^3/\text{ч}$, транспортирующего — $0,02 \text{ м}^3/\text{ч}$, дистанция напыления — 150 мм.

Испытания прочности сцепления бронзового покрытия с подложкой выполнялись по методике определения усилия отрыва конического штифта от покрытия. Пористость покрытий оценивалась металлографическим способом при изучении шлифов на микроскопе ММР-4 при увеличении в 50 и в 100 раз. В табл. 1 приведены результаты экспериментов.

Анализ данных таблицы показывает, что прочность сцепления напыленно-го покрытия с подложкой и предел прочности при растяжении у плазменных бронзовых покрытий выше, чем у газопламенных в среднем на 80 % и на 150 % соответственно.

При испытаниях на прочность сцепления напыленного слоя с подложкой разрушение образцов в случае плазменного напыления происходило по напыленному металлу, в случае газопламенного — как по напыленному металлу, так и по границе раздела покрытия с подложкой.

На рис. 1 показана микроструктура бронзовых газотермических покрытий. Видно слоистое строение, характерное для структуры напыленных покрытий. Между частицами бронзы и на границе раздела покрытия с подложкой наблюдаются окисные пленки и поры. В напыленном слое поры имеют вид темных пятен различной величины. Наличие пористости в антифрикционных покрытиях благоприятно влияет на процесс трения в условиях граничной смазки, способствуя созданию устойчивого граничного слоя смазочного материала. Однако с увеличением количества пор в материале значительно снижаются его механические свойства (в частности, предел прочности при растяжении, прочность сцепления покрытия с основой, предел выносливости).

Структура бронзовых покрытий, полученных плазменным напылением, более однородна. В газопламенных металл покрыт сеткой микротрещин, заполненных окисными пленками. Наличием значительной пористости, сетки микротрещин и большей окисленностью бронзового покрытия объясняется существенное различие в механических свойствах газопламенных бронзовых покрытий по сравнению с плазменными.

Микротвердость бронзовых газотермических покрытий изучалась с помощью прибора ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамиду 0,981 Н в соответствии с требованиями ГОСТ 9450 — 76.

Т а б л и ц а 1

Метод нанесения покрытий	Прочность сцепления напыленного покрытия с подложкой, МПа	Предел прочности напыленного покрытия при растяжении, МПа	Пористость напыленного покрытия, %
Газопламенный	44,4	42,3	12
	39,6	11,4	11,5
	38,9	20,1	14
	37,9	21,4	13,2
	37,9	23,7	12,5
Плазменный	65,4	74,5	4,8
	72,3	55	4,3
	75,4	55,3	6
	68,5	55,5	5,1
	68,9	52,7	4,8

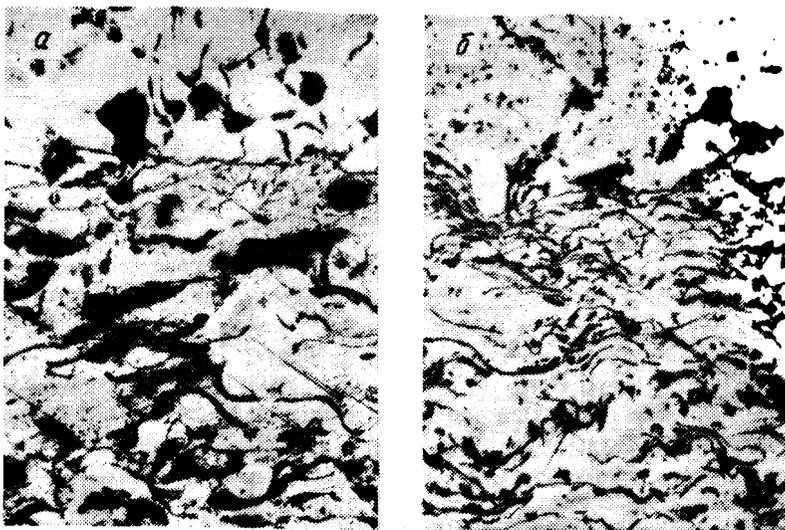


Рис. 1. Микроструктура бронзового покрытия (x 100) после напыления:
 а – газопламенного; б – плазменного

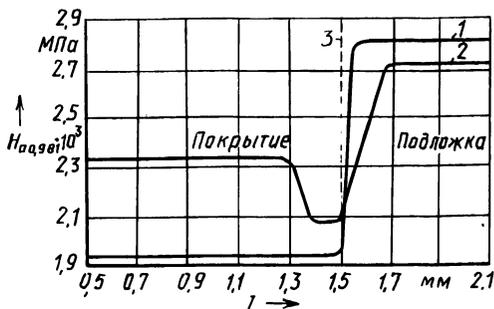


Рис. 2. Распределение микротвердости $H_{0,981}$ по нормальному сечению бронзового покрытия:
 1 – газопламенного; 2 – плазменного; 3 – граница раздела покрытия с подложкой

На рис. 2 представлено распределение микротвердости по нормальному сечению покрытия. Микротвердость практически не изменяется по сечению напыленного слоя, за исключением границы раздела покрытий, полученных плазменным методом. Непосредственно у границы раздела покрытия с подложкой наблюдается снижение микротвердости в среднем на 10 % для бронзы и на 11 % для чугуна, что объясняется термодиффузионными процессами и обезуглероживанием чугуна при высоких температурах. Микротвердость плазменных бронзовых покрытий в среднем на 20 % выше, чем газопламенных. Это можно объяснить наличием микротрещин и меньшей структурной однородностью газопламенных бронзовых покрытий.

Таким образом, в качестве метода нанесения антифрикционных бронзовых покрытий на подвижный элемент направляющих скольжения металлорежущих станков следует рекомендовать метод плазменного напыления.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шамшур А.С., Вардак Ф.Х. Плазменное напыление антифрикционных покрытий: Информац. листок БелНИИНТИ. – № 83-266. – 1983.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОПЛАВЛЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ,
ПОЛУЧЕННЫХ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИМ НАПЫЛЕНИЕМ

Высокая температура плавления (1000...1150 °С) большинства износостойких сплавов и значительная продолжительность процесса (15...20 мин и более) обуславливают существенное окисление покрытия и подложки, а также натекание расплава [1]. Образование натеков требует значительных припусков под последующую механическую обработку деталей либо приводит к браку. В связи с этим формирование однородного по толщине и свойствам покрытия, защита от окисления подложки и покрытия приобретают весьма важное практическое значение.

Нами исследован процесс оплавления и формирования износостойких покрытий из сплава ПГ-ХН80-С4Р4 под защитным тугоплавким слоем из Al_2O_3 или интерметаллидных соединений типа Ni-Al, полученных газотермическим напылением. Проведена оценка окисления подложки из Ст3 в процессе оплавления без защитного слоя и при наличии слоя из указанных выше материалов.

Нагрев образцов осуществляли по двум режимам. По режиму I (рис. 1) их нагревали от $T_1 = 20$ °С до $T_3 = 1060$ °С и охлаждали вместе с печью. По режиму II образцы нагревали от $T_2 = 800$ °С до $T_3 = 1060$ °С и охлаждали вне печи.

Кинетика окисления исследовалась по методу определения суммарного привеса окислов, отнесенного к единице площади поверхности образца. Средний привес окислов для образцов без защитного слоя по первому режиму термообработки составил 1,2098 г/м², а по второму – 1,1038 г/м². Термообработка образцов по приведенным выше режимам при наличии защитного слоя приводила к многократному уменьшению привеса окислов. Так, при толщине защитного слоя из интерметаллидного соединения ПН-70Ю30, равного 0,2 мм, он уменьшался до 0,1104...0,2550 г/м².

Существенный интерес представляют анализ механизмов удержания расплава от натекания и оценка соотношения толщин износостойкого и защитно-

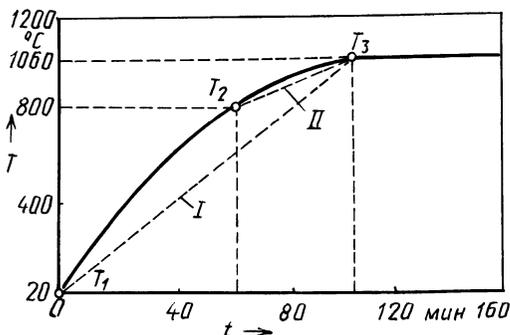


Рис. 1. Температурный режим нагрева образцов:

I режим — нагрев от T_1 до T_3 , охлаждение с печью; II режим — нагрев от T_2 до T_3 , охлаждение на воздухе

го покрытий, а также характера взаимодействия жидкой фазы с защитным слоем.

Анализ процессов на границе раздела жидкой и твердой фаз указывает на особый вид их физико-химического взаимодействия, характеризующегося смачиваемостью или несмачиваемостью твердой фазы расплавом металла. Движущей силой процесса является стремление системы к уменьшению свободной энергии на границе раздела фаз, характеризующейся краевым углом смачиваемости θ [2].

Угол θ существенно зависит от параметров шероховатости поверхности, силы поверхностного натяжения расплава, его температуры, наличия слоя окислов на поверхности, способности контактирующих веществ вступать в соединение. Принято считать [2], что если $\theta > 90^\circ$, то смачиваемость возможна, а при $\theta < 90^\circ$ смачиваемость отсутствует. При переходе от полированной к сильной шероховатой поверхности угол θ увеличивается на $15...20^\circ$ независимо от его значений.

Целый ряд тугоплавких окислов, таких, как SiO_2 , Al_2O_3 , MgO , ZrO_2 , CrO_3 , HfO_2 , TiO , плохо смачивается расплавами металлов, а средний угол θ составляет $120...150^\circ$.

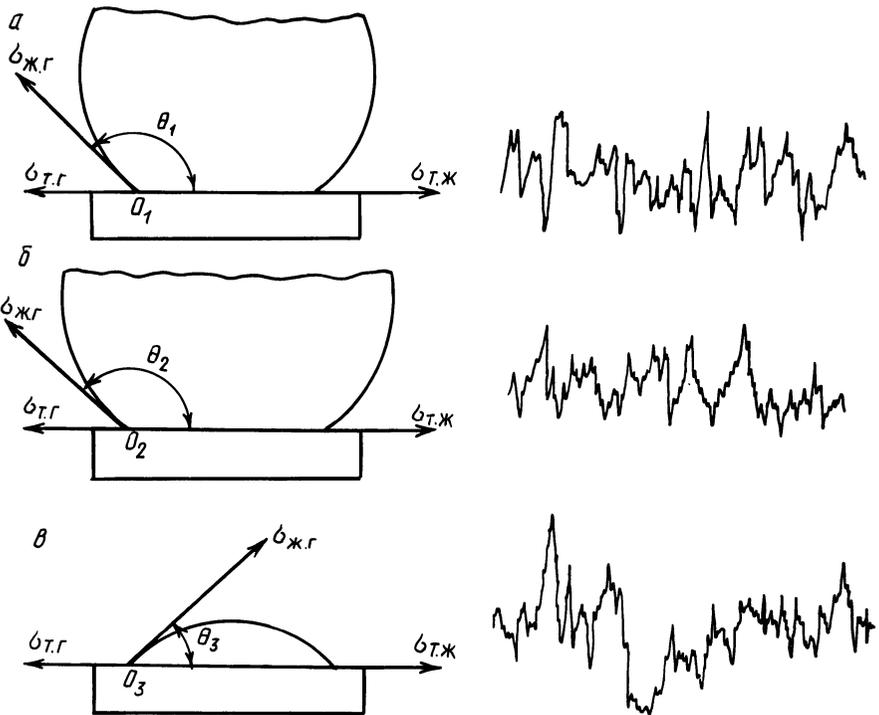


Рис. 2. Характер изменения угла смачиваемости θ сплавом ПН-ХН80-С4Р4 в зависимости от параметров шероховатости и вида подложки:
 а – керамика Al_2O_3 , $\theta \approx 133^\circ$, Ra 6,29; б – интерметаллическое соединение Ni-Al, $\theta \approx 137^\circ$, Ra 5,51; в – сталь 45, $\theta \approx 142^\circ$, Ra 6,53

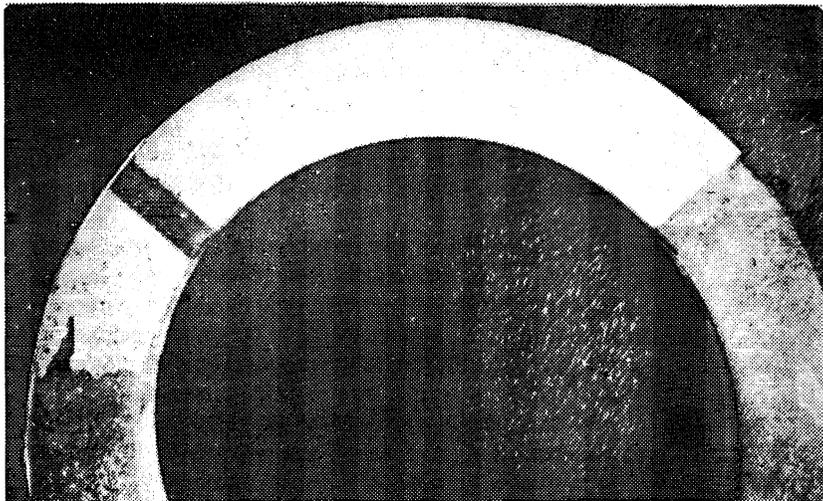


Рис. 3. Кольцо торцевого уплотнения нефтяного насоса износостойким покрытием, оплавленным под защитным слоем из Al_2O_3

Нами проведена экспериментальная оценка угла смачиваемости при оплавлении сплава ПГ-ХН80-С4Р4 на поверхности подложек с напыленным слоем из Al_2O_3 и Ni-Al, а также подложки из стали 45, подвергнутой дробеструйной обработке. Высота микронеровностей поверхности измерялась с помощью профилографа-профилометра мод. 220 завода "Калибр". Смачиваемость оценивалась по методу лежащей капли [3] при совместном скоростном нагреве капли и подложки токами высокой частоты. Было обнаружено, что равновесный краевой угол смачиваемости устанавливается при некотором перегреве капли расплава при температуре около $1150^\circ C$ и продолжительности выдержки 120 с.

Прямые замеры углов (рис. 2) показывают, что в случае подложки из Al_2O_3 (рис. 2, а) $\theta \approx 133^\circ$, а для интерметаллидного соединения Ni-Al (рис. 2, б) $\theta \approx 137^\circ$. Для подложки из стали 45 (рис. 2, в) $\theta \approx 42^\circ$. Плохая смачиваемость покрытия на основе интерметаллидного соединения Ni-Al скорее всего объясняется наличием окислов на частицах сплава, способствующих увеличению угла смачиваемости, так как в обычных условиях это соединение часто используется в качестве подслоя, улучшающего сцепление основного покрытия с подложкой. Износостойкий сплав в процессе оплавления под защитным покрытием находится между двумя твердыми поверхностями — подложкой, имеющей шероховатую поверхность, хорошо смачиваемую расплавом, и тугоплавким покрытием, которое практически расплавом не смачивается. Кроме того, тугоплавкое покрытие и подложка не меняют конфигурации своей поверхности, а защитное покрытие имеет сильно развитую поверхность, копирующую первоначальный рельеф напыленного износостойкого слоя. Расплав в процессе оплавления заполняет впадины и неровности в тугоплавком покрытии, что во многом способствует удержанию расплава от натекания.

Избыточное давление парогазовой фазы под защитным покрытием приво-

дит к удалению примесей через каналы, образовавшиеся между частицами покрытия. Анализ микроструктуры защитного покрытия из Al_2O_3 показывает, что формирование слоя идет за счет точечного сваривания частиц, оплавленных по поверхности в факеле плазмотрона и имеющих форму, близкую к сферической.

На основании исследований и анализа полученных данных выбраны оптимальные толщины оплаваемого покрытия и защитного слоя. В случае оплавления ПН-ХН80-С4Р4 толщины защитного тугоплавкого покрытия h_1 износостойкого покрытия h_2 должны находиться в соотношении $h_1 \approx 0,2h_2$.

На рис. 3 показана деталь торцевого уплотнения нефтяного насоса, оплавленного под защитным слоем из Al_2O_3 , полученным плазменным напылением. Практика оплавления под защитным слоем показывает, что в данном случае возможно применение газопламенного, печного нагрева, а также нагрева ТВЧ. При этом обеспечивается хорошая защита подложки и покрытия от окисления и натекания расплава.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кобяков О.С., Гинзбург Е.Г. Некоторые особенности износостойких покрытий, полученных зонно-плазменным оплавлением//Изв. АН БССР: Сер. физ.-техн.наук. — 1983. — № 1.
2. Вайнерман М.Х., Шоршоров М.Х. Плазменная наплавка металлов. — Л., 1968. — 20 с.
3. Найдич Ю.В. Контактные явления в металлических расплавах. — Киев, 1972. — 196 с.

УДК 577.525.1:621.793.7

Т.Ф.БОГИНСКАЯ, Е.Я.ГОЛОВКИНА,
канд.техн.наук, А.С.ЛАЗАРЕВ,
канд.техн.наук (БПИ)

ИССЛЕДОВАНИЕ НЕУСТОЙЧИВОСТИ ПРОЦЕССА ГАЗОПЛАМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ

Во многих работах, посвященных решению проблемы моделирования плазменного напыления, роль подложки, на которую набегает газовый поток, не учитывается. Это упрощение незначительно искажает расчетную траекторию движения частиц при малых скоростях истечения потока. Однако процесс напыления при увеличении скорости плазмы исследован недостаточно. Этой проблеме и посвящена данная работа.

Система уравнений, описывающих процесс плазменного напыления, имеет вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} \operatorname{div}(\rho \vec{v} m_j - \gamma_j \operatorname{grad} m_j) = 0; \\ \operatorname{div}[\rho \vec{v} h - \gamma_h \operatorname{grad} T - \mu \operatorname{grad} (\frac{v^2}{2})] = 0; \\ \operatorname{div}(\rho \vec{v} v_z - \sigma_{zz}) + \frac{\partial p}{\partial z} = 0; \\ \operatorname{div}(\rho \vec{v} v_r - \sigma_{rr}) + \frac{\partial p}{\partial r} = 0; \\ \frac{du}{dt} = a(u - v_z); \\ \frac{dw}{dt} = a(w - w_r), \end{array} \right. \quad (1)$$

где ρ — плотность газа; \vec{v} — скорость газа; v_z, v_r — компоненты скорости; m_j — масса j -го компонента; γ_j, γ_h — коэффициенты переноса массы и энтальпии; h — энтальпия; T — температура; μ — вязкость газовой смеси; σ_{zz}, σ_{rr} — вязкие напряжения; p — давление газа; u, w — компоненты скорости частицы; a — коэффициент аэродинамического сопротивления, зависящий от материала частицы, ее формы и параметров потока.

Система уравнений (1) решена разностным методом на криволинейных ортогональных сетках с полушагом. Переход от дифференциальных уравнений к разностным осуществлен аналогично методу интегральных соотношений (двойным интегрированием и заменой подынтегральных выражений функциями специального вида).

На рис. 1, 2 приведены результаты расчета траекторий полета частиц порошка Al_2O_3 и W различных фракций в зависимости от скорости истечения плазменной струи (аргон, $4500^\circ C$, $\rho = 0,068 \text{ г/см}^3$). Максимальную скорость частица набирает на первой половине длины струи, а затем скорость остается почти постоянной. С увеличением скорости истечения струи эффект ее торможения вблизи подложки незначительно сказывается на скорости напыляемой частицы, хотя остывание частицы в этой зоне намного заметнее.

Расчеты показали, что такая картина наблюдается, пока число Маха потока ниже единицы (течение трансзвуковое). Переход к сверхзвуковому режиму кардинально меняет картину процесса. Наличие подложки (или просто препятствия) создает условие для возникновения отошедшей ударной волны. Проходя через фронт ударной волны, частицы попадают в зону торможения, в которой функция аэродинамического сопротивления имеет уже другой вид. Увеличение плотности газа в зоне между фронтом отошедшей ударной волны и на-

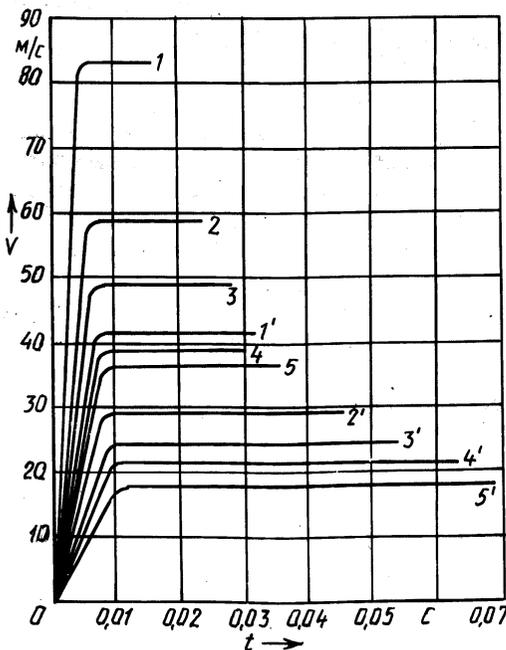
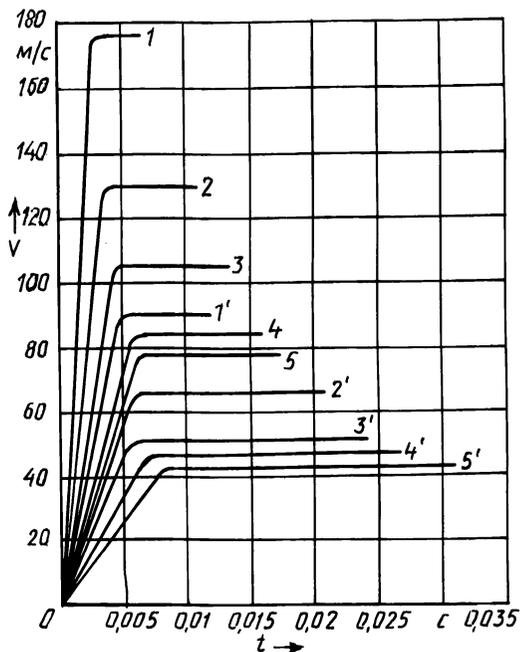


Рис. 1. Изменение скорости частиц вольфрама в плазменной струе:
 1, 1' — радиус частицы $r = 10 \text{ мкм}$;
 2, 2' — $r = 20 \text{ мкм}$; 3, 3' — $r = 30 \text{ мкм}$;
 4, 4' — $r = 40 \text{ мкм}$; 5, 5' — $r = 50 \text{ мкм}$;
 1...5 — при скорости плазменной струи на выходе из плазматрона 270 м/с ;
 1'...5' — 130 м/с

Рис. 2. Изменение скорости частиц Al_2O_3 в плазменной струе:
 1, 1' - $r = 10$ мкм; 2, 2' - $r = 20$ мкм;
 3, 3' - $r = 30$ мкм;
 4, 4' - $r = 40$ мкм; 5, 5' - $r = 50$ мкм;
 1...5 - при скорости плазменной струи на выходе из плазматрона 270 м/с; 1'...5' - 130 м/с



пыляемой поверхностью также способствует интенсификации процесса торможения частицы. Это значительно ухудшает качество сцепления покрытий с подложкой, не способствуя их хорошему взаимодействию.

Другой вид неустойчивости проявляется при усложнении системы уравнений (1). Добавление уравнений турбулентности Колмогорова-Прандтля позволяет проанализировать переход течения струи от ламинарного к турбулентному режиму. В этом случае также наблюдается уменьшение скорости частиц порошка, что в конечном счете сказывается на качестве покрытия.

Таким образом, существуют наборы управляемых параметров, при которых картина процесса плазменного напыления скачкообразно изменяется. Накопленного экспериментального и теоретического материала пока недостаточно, но уже сейчас можно сделать вывод о том, что модель рассматриваемой технологии относится к сложным самоорганизующимся системам с катастрофическим переходом от одного состояния к другому. Отсюда следует, что поверхность, образованная совокупностью точек в координатном пространстве, удовлетворяющих решению системы (1), имеет складки, определение которых и дает возможность оптимизировать технологический процесс.

Для повышения качества покрытия необходимо найти зоны неустойчивости технологического процесса, а затем определить оптимальные значения управляемых параметров в интервалах между складками на поверхности решений.

Т.Ф.БОГИНСКАЯ, Е.Я.ГОЛОВКИНА,
канд.техн.наук, А.С.ЛАЗАРЕВ,
канд.техн.наук (БПИ)

СТРУКТУРА САПР ПРОЦЕССА ГАЗОТЕРМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ

Во многих работах описываются отдельные стадии технологического процесса газотермического нанесения покрытий. Все они с различной степенью точности решают главную проблему — оценивают параметры процесса, обеспечивающего заданное качество изделия. Сложился определенный стереотип в создании систем автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП), основанный на прямом переносе решений АСУ в САПР, вследствие чего САПР ТП газотермических покрытий разрабатываются как информационные системы обеспечения, позволяющие в реальном масштабе времени с помощью ЭВМ найти нужные данные, выбрать визуально среди нескольких вариантов лучший (по мнению оператора) и изготовить с помощью ЭВМ комплект технической документации.

В данной работе сделана попытка построения структуры САПР ТП, которая на основе комплекса задач механики сплошных сред решает задачу проектирования технологии, т. е. определяет метод нанесения газотермического покрытия и набор значений управляемых параметров, обеспечивающих максимальный уровень его свойств (прочность на отрыв и плотность) при минимуме экономических и энергетических затрат с выдачей комплекта технической документации.

САПР ТП нанесения газотермических покрытий охватывает три направления: плазменное, газопламенное и детонационное. Система работает в двух режимах: автоматическом (как полностью формализованная) и диалоговом. Первый режим предполагает наличие полного набора исходных данных и алгоритмов, не допускающих двойственности любой ситуации, в которой может находиться система. Доступ в работающую САПР ТП на промежуточных этапах для корректировки технологии невозможен. Второй режим осуществляется в условиях частичного внесения в систему информации на основе визуальной оценки оператором отдельных стадий развития процесса. Реализация описанных режимов возможна лишь с применением модульного принципа структуризации САПР ТП.

САПР ТП нанесения газотермических покрытий относится к классу сложных имитационно-оптимизационных динамических систем. Имитационные блоки решают задачи моделирования отдельных этапов развития процесса во времени, а оптимизационные системы осуществляют организацию структуры и связи параметров управления с показателями качества покрытия.

Весь процесс САПР ТП разделен на пять этапов, развивающихся в своих интервалах времени. Обмен информацией между отдельными модулями может быть автоматическим или с привлечением оператора (диалог) (рис. 1). Если из результатов первого этапа видно, что параметры газовой струи неудовлетворительны, оператор может не продолжать счет, а вернуться к первому этапу, изменив значение управляемого параметра (например, скорость истече-

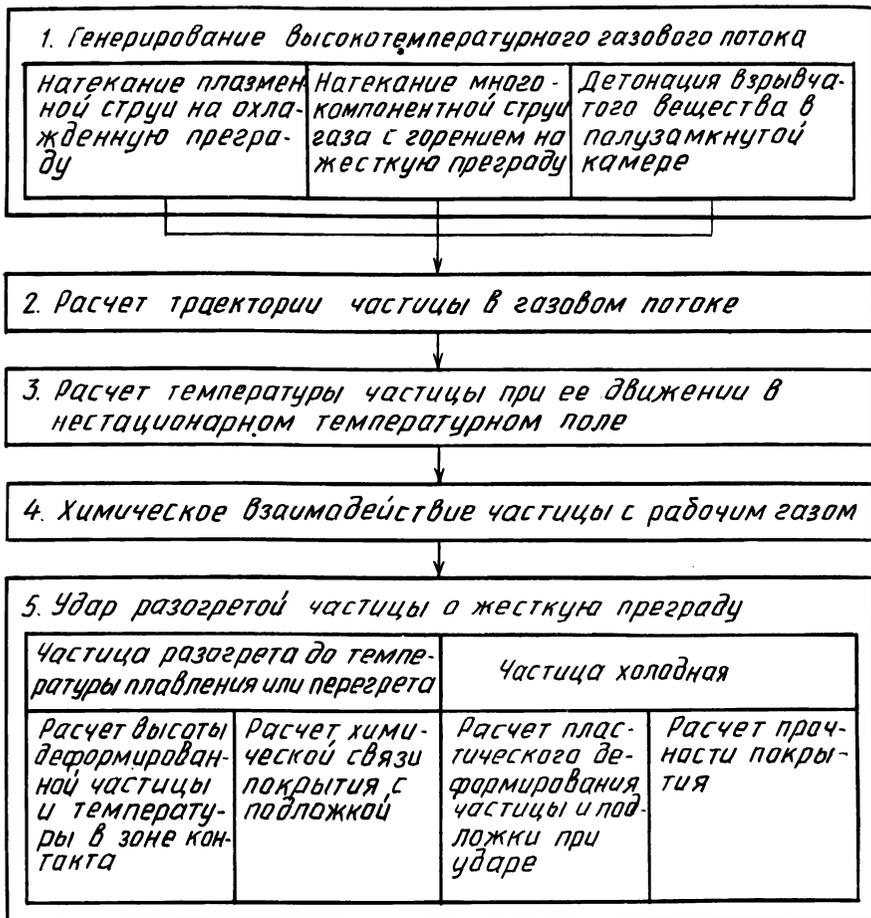


Рис. 1. Структура САПР ТП (диалоговый режим работы)

ния газовой струи). Расчет задач четвертого этапа может показать, что частица материала за время полета химически взаимодействует со струей газа, покрываясь нитридной пленкой. Если условия эксплуатации готового изделия с данным покрытием не допускают этого, необходимо изменить еще один управляемый параметр (например, размер частицы) с тем, чтобы ликвидировать явление и вернуться ко второму этапу.

Таким образом, диалоговый режим требует высокой профессиональной подготовки оператора, работающего с системой автоматизированного проектирования, который по сути дела берет на себя функцию оптимизации технологического процесса.

Работа САПР ТП газотермических покрытий в диалоговом режиме показала, что для перехода к автоматическому режиму необходимо решить три проблемы: определить набор управляемых параметров; задать функционал системы (т. е. показатель качества покрытия); разработать алгоритм оптимизации САПР ТП.

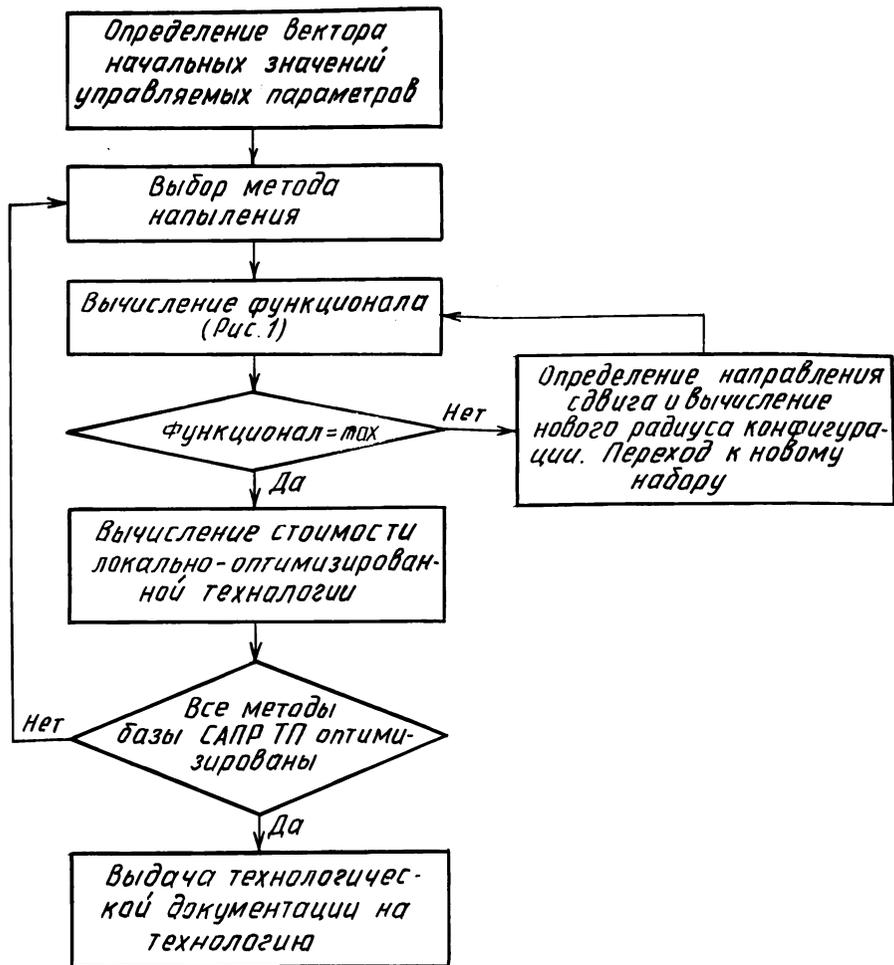


Рис. 2. Структура САПР ТП (автоматический режим работы)

В качестве управляемых параметров САПР ТП были выбраны: скорость и температура газового потока на выходе из плазмотрона, вязкость и плотность рабочего газа, размер частиц, коэффициент аэродинамического сопротивления частицы в потоке вязкого газа, расстояние от плазмотрона до подложки, температура напыляемой детали. Этот набор может быть расширен, но из соображений экономии времени ЭВМ желательно его максимально уменьшать. В качестве показателя качества выбрана прочность сцепления покрытия с подложкой.

Главным звеном автоматического варианта САПР ТП является алгоритм оптимизации. Поскольку рассмотренные выше управляемые параметры не изменяются во времени, САПР ТП газотермических покрытий относится к классу сложных систем с распределенными параметрами. Этот факт позволяет использовать для ее оптимизации метод конфигураций (аналог алгоритма Уайлда для унимодальных систем).

Схема функционирования САПР ТП в автоматическом режиме показана на рис. 2. Модульный принцип конструирования системы позволяет расширять ее как путем разработки новых технологий (например, металлизации), так и усовершенствования решений отдельных задач.

Принятая концепция конструирования САПР ТП адекватна технологическому процессу и высокоэффективна, но имеет особенности. Предположение о существовании единственного локального экстремума, на котором основан алгоритм оптимизации, в отдельных случаях не оправдывается, т. е. система проявляет неустойчивость при определенных значениях управляемых параметров. Это не противоречит примененным в САПР ТП решениям, но требует ее расширения.

УДК 621.785

Г.Я.БЕЛЯЕВ, канд.техн.наук,
М.А.МИШКИНА, В.В.КОМАРОВСКИЙ (БПИ)

ЛАЗЕРНОЕ УПРОЧНЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ СЛОЖНОГО ПРОФИЛЯ

Одно из основных преимуществ лазерной термической обработки по сравнению с обычными методами в том, что можно обрабатывать детали с поверхностями сложного профиля, коробление которых должно быть минимальным, т. е. в тех случаях, когда нагрев обрабатываемой зоны обычными методами затруднен. При изготовлении ряда деталей предъявляются жесткие требования к точности выполнения диаметров выступов и впадин, профиля зуба, окружного и осевого шагов, а также к параметрам шероховатости поверхности, ее коррозионной и износостойкости.

Традиционные методы упрочнения таких деталей (объемная закалка, микро-термическая обработка, закалка ТВЧ и др.) не применимы в связи с их короблением и отсутствием процесса доводки после термообработки. Поэтому для улучшения триботехнических свойств подобных деталей предлагается использовать наиболее приемлемый способ упрочнения их рабочей поверхности – лазерную обработку. Известно, что, варьируя параметры лазерного излучения, можно в широких пределах изменять физико-механические свойства металлов, микро- и макрогеометрию облучаемой поверхности и другие характеристики.

Для исследования режимов и схем упрочнения и последующих испытаний на сравнительную износостойкость упрочненных поверхностей сложного профиля на машине трения СМТ-1 использовались образцы высотой 20 мм, вырезанные из заготовок специальных деталей, и стандартные из материалов, применяемых при изготовлении этих деталей. Образцы подвергались лазерной термообработке (лазер непрерывного действия "Кардамон" мощностью до 800 Вт). Обработка велась в фокусе линзы из арсенида галлия (фокусное расстояние линзы 1000 мм) по винтовой линии. Частота вращения образца и подача стола изменялись в таких пределах, чтобы получить упрочненную поверхность как с перекрытием зон, так и без него. Лазерная термообработка произ-

водилась в режиме оплавления поверхности и без оплавления. Обработка в режиме оплавления привела к образованию поверхности с винтовой ориентацией микронеровностей, высота которых достигала 30..40 мкм. Установлено, что последующая механическая обработка незначительно влияет на процесс изнашивания по сравнению с образцами, не подвергнутыми финишной обработке. Поэтому в дальнейшем после лазерного упрочнения поверхности не подвергали доводке.

В процессе разработки технологии лазерного термоупрочнения было выявлено, что в силу особенностей геометрии эпициклоидального зацепления невозможно обеспечить падение лазерного луча на обрабатываемые зубья по нормали к профилю. Эффективному поглощению энергии излучения в этом случае препятствуют отражающие свойства поверхности, изменяющиеся с ростом угла падения луча. Применение поглощающих покрытий позволило улучшить показатели поглощения даже в случае падения луча на поверхность под углом меньше нормального. Глубина закаленного слоя находится в прямой зависимости от угла падения луча, так как с уменьшением последнего уменьшается плотность излучения.

Проведенные исследования позволили обосновать выбор метода упрочнения деталей, схему упрочнения и компоненты поглощающего покрытия, а также определить режимы лазерного термоупрочнения деталей данного типа.

УДК 621.785

Г.Я.БЕЛЯЕВ, канд.техн.наук,
М.А.МИШКИНА (БПИ)

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СКАНИРУЮЩЕЙ СИСТЕМЫ ДЛЯ ЛАЗЕРНОГО ТЕРМОУПРОЧНЕНИЯ

В последнее время широкое распространение получают технологические операции с применением излучения лазера. Однако отсутствие развитых систем перемещения луча лазера по поверхности обработки сдерживает использование лазерной технологии и, в частности, технологии лазерной термообработки. Сложность построения подобных систем перемещения луча заключается в необходимости обеспечения [1]:

высокого коэффициента полезного использования энергии излучения; быстрогодействия – условия, необходимого для точного воспроизведения требуемого режима обработки;

мобильности – возможности быстрой перестройки кинематической схемы лазерной обработки и параметров движения как лазерного пучка, так и обрабатываемой детали;

постоянства площади пятна обработки, равномерности температуры и нормального падения луча на обрабатываемую поверхность.

Среди различных систем перемещения выделяют два типа: перемещение детали под неподвижным лучом лазера и перемещение луча (сканирование) по неподвижной детали и при неподвижном лазере. Однако с ростом габаритов и массы обрабатываемых деталей их перемещение с достаточно высокой скоро-

стью становится все более затруднительным, поэтому наиболее приемлема система сканирования луча.

При сканировании мощного лазерного пучка выравнивается температурное поле в деталях, подвергнутых термоупрочнению, устраняется неравномерность микротвердости поверхности, так как при обработке лазерным излучением с перекрытием упрочненных зон образуются структуры отпуска в зонах повторного нагрева [2]. Качественную термообработку в этом случае можно обеспечить регулировкой скорости и траектории сканирования, мощности и фокусировки луча. Наиболее гибким в плане управления является регулирование параметров и траектории сканирования, которое позволяет исключить необходимость управления и контроля ряда других характеристик в системе. Преимущества сканирования лазерного луча особенно проявляются при создании лазерных установок, встроенных в гибкую автоматизированную систему.

Существует три основных схемы сканирования [3]: оптико-механическая; электрооптическая; акустооптическая.

Электрооптические и акустооптические схемы основаны на использовании оптического потока небольшой мощности с длиной волны видимого диапазона спектра. Поэтому эти схемы не могут применяться для мощных лазерных пучков технологических лазеров, в частности для лазерной установки "Кардамон" с мощностью, достигающей 800 Вт. В основе оптико-механической схемы лежит использование качающихся или вращающихся оптических элементов (зеркал, призм, барабанов). К ее достоинствам следует отнести возможность реализации любого закона сканирования, простоту конструкции сканирующего устройства, широкий спектральный диапазон работы. Недостатки – наличие механически перемещающихся деталей, инерционность, сложность обеспечения необходимой точности и стабильности отклонения лазерного луча [3]. При всем этом данная схема является единственной схемой сканирования лазерного луча большой мощности. В качестве сканирующего элемента предлагается вращающаяся пирамида, дающая строчную развертку. Качающиеся зеркала не пригодны для сканирования с высокой скоростью, поскольку их работа становится нестабильной в крайних точках отклонения луча и для их привода требуются двигатели большой мощности [4]. В таких случаях обычно применяют вращающийся зеркальный барабан, поскольку его вращение непрерывно и стабильно по скорости. Выбор именно зеркальной вращающейся пирамиды обусловлен тем, что при одинаковом количестве граней угол сканирования при использовании пирамиды в два раза меньше, чем призмы. Количество граней влияет на частоту сканирования и определяет диаметр описанной окружности основания пирамиды, т. е. ее габаритные размеры.

Нами рассчитаны параметры вращающейся зеркальной пирамиды для лазерной термообработки сложнопрофильных деталей из нержавеющей стали. Частота сканирования лазерного луча f связана с частотой вращения пирамиды n и количеством граней m соотношением

$$f = nm. \quad (1)$$

Максимальный теоретический угол отклонения луча (угол поворота пирамиды)

$$a = 2\pi/m. \quad (2)$$

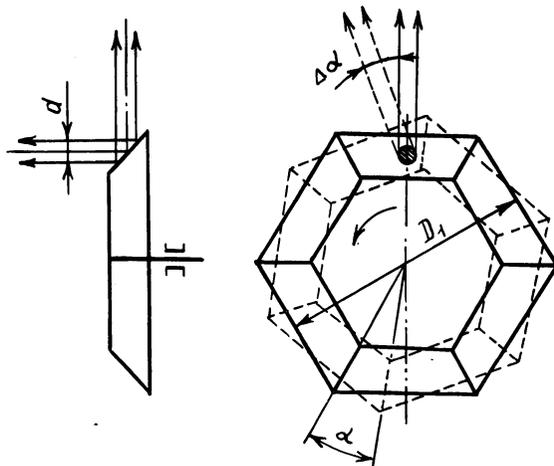


Рис. 1. Сканирование лазерного луча вращающимся пирамидальным барабаном

Максимальный реальный угол отклонения лазерного пучка при его диаметре d и внешнем диаметре пирамиды D_1 определяется по выражению

$$\Delta\alpha = 2 \left[\frac{\pi}{m} - \arctg \left(\frac{d}{D_1 - d} \right) \right]. \quad (3)$$

По формулам (1)...(3) получены максимальный теоретический угол сканирования — 15° , реальный угол отклонения луча при диаметре пучка $d = 10 \dots 20$ мм, равный $9 \dots 12^\circ$, количество граней пирамиды — 24, внешний диаметр барабана — до 400 мм. При этих параметрах максимальная частота сканирования составит 1,5 кГц.

Сканирование лазерного луча вращающимся пирамидальным барабаном показано на рис. 1. Предложена схема привода пирамиды на основе двигателя постоянного тока с тиристорным преобразователем, который дает возможность в широких пределах регулировать частоту сканирования лазерного пучка.

Применение сканирующей системы для упрочнения сложнопрофильных деталей позволяет расширить зону обработки, увеличить производительность процесса термообработки, повысить равномерность распределения микротвердости и коррозионную стойкость упрочненной поверхности благодаря отсутствию зон отпуска.

ЛИТЕРАТУРА

1. Таганова Э.Б., Базелинская В.В. Особенности управления перемещением мощного лазерного луча в пространстве при обработке материалов//Создание и использование лазерной техники и технологии в машиностроении и приборостроении. — Киев, 1985. — С. 15–16.
2. Григорьянц А.Г., Сафонов А.И., Тарасенко В.М. и др. Упрочнение поверхности сплавов лазерным излучением//Поверхность. — 1983. — № 9.
3. Бабенко В.С. Оптика телевизионных систем. — М., 1982. — 256 с.
4. Ллойд Дж. Система тепловидения. — М., 1978. — 414 с.

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПЛАЗМЕННО-ЛАЗЕРНЫХ ПОКРЫТИЙ ИЗ ОКИСИ АЛЮМИНИЯ

Газотермические покрытия из керамических материалов и, в частности, из окиси алюминия широко используются для повышения износостойкости узлов трения. Введение в пару трения окисного слоя существенно изменяет механизм трения, так как при этом отсутствует схватывание трущихся поверхностей, являющееся одной из главных причин разрушения при трении металлических поверхностей.

Наиболее известны и устойчивы такие кристаллические формы окиси алюминия, как γ -низкотемпературная и α -высокотемпературная. γ -форма окиси алюминия является ее кубической модификацией, а α -форма имеет гексагональную плотно упакованную решетку.

Доказано, что металлы с гексагональной решеткой более износостойки, чем с кубической решеткой [1]. Это связано с различным числом систем легкого скольжения в их кристаллических решетках, т. е. с разными механизмами деформирования. Важно выяснить зависимость между структурой и износостойкостью керамических материалов, имеющих другой тип связи — ионный или ковалентный.

Были проведены исследования износостойкости покрытий из окиси алюминия после напыления, а также после напыления и лазерной обработки. При этом изучалось кристаллическое строение порошка окиси алюминия, плазменного покрытия из окиси алюминия и покрытия из окиси алюминия, обработанного лазером.

Напыление окиси алюминия производилось с помощью плазменной установки УПУ-3Д на образцы из стали 45. Перед нанесением окиси алюминия на образцы напылялся подслой из сплава ПН80Х20. Толщина подслоя составляла 0,05 мм, толщина слоя — 0,5 мм. Часть образцов после напыления подвергалась сплошной обработке лучом лазера на установке непрерывного действия ЛГН-702 "Кардамон", с режимами, обеспечивающими спекание и уплотнение покрытия, но исключающими его оплавление. Далее все образцы шлифовались и испытывались на износостойкость на установке торцевого трения. Образец закреплялся неподвижно в ванне с маслом "Индустриальное-20". Вращение придавалось контргтелу из твердого сплава ВК6, имеющему форму втулки. Испытания производились при скорости скольжения 0,3 м/с и контактном давлении 3, 5, 7, 9 и 11 МПа. Износ определялся при помощи профилографа-профилометра 252 мод. А1 по методике, приведенной в [2]. Структурный анализ производился на рентгеноструктурной установке ДРОН-3,0. Распределение микротвердости по толщине покрытия исследовалось с помощью прибора ПМТ-3.

Как показал структурный анализ, порошок окиси алюминия (электрокорунд) имел гексагональную α -модификацию кристаллической решетки с небольшим содержанием кубической γ -модификации (рис. 1, а). После плазменного напыления в покрытии преобладала кубическая γ -модификация Al_2O_3 ,

что соответствует имеющимся в литературе данным [3] (рис. 1, б). Обработка покрытия лучом лазера привела к резкому перераспределению фаз. В покрытии в основном присутствовала гексагональная α -модификация Al_2O_3 с небольшими включениями кубической модификации (рис. 1, в).

После лазерной обработки соотношение фаз в покрытии практически соответствует их соотношению в исходном порошке (см. рис. 1, а, в). Измене-

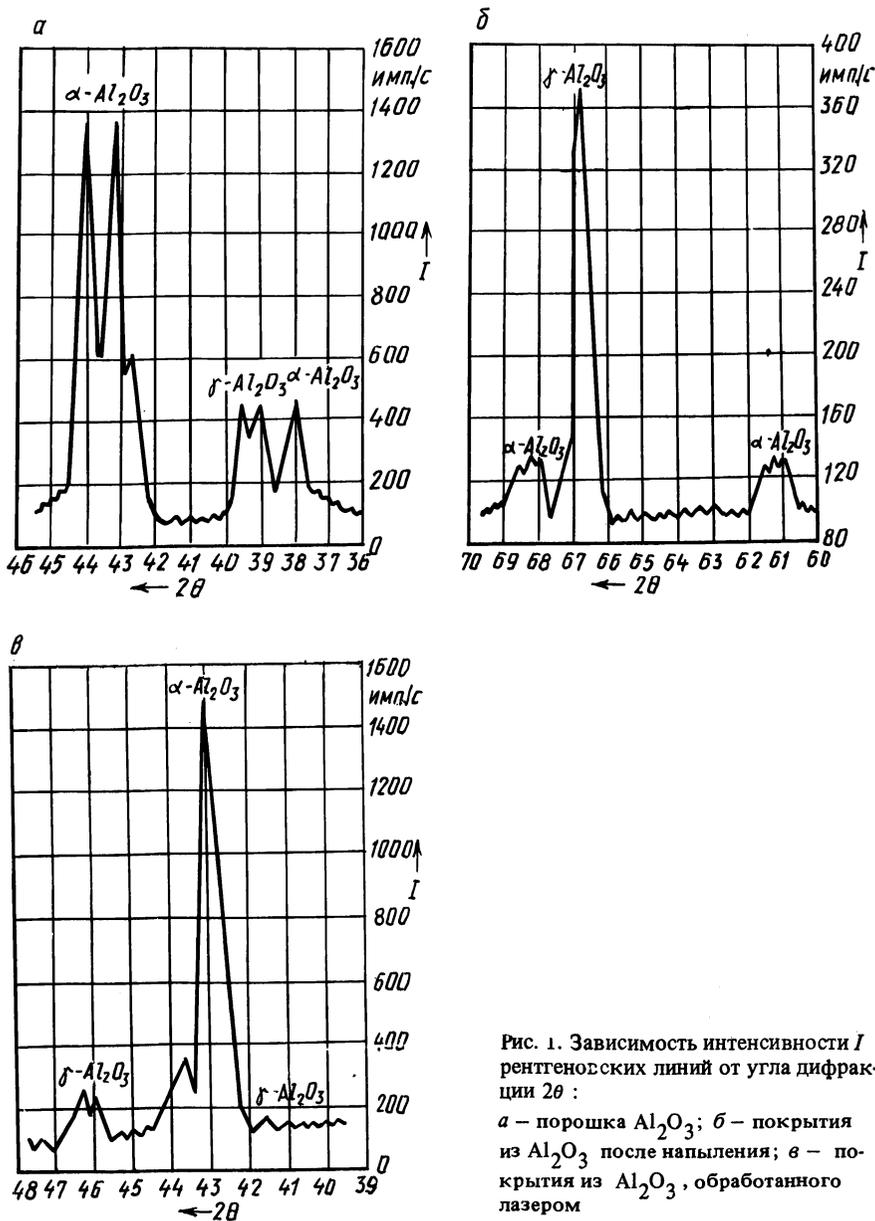


Рис. 1. Зависимость интенсивности I рентгеновских линий от угла дифракции 2θ :
 а – порошка Al_2O_3 ; б – покрытия из Al_2O_3 после напыления; в – покрытие из Al_2O_3 , обработанного лазером

ние структурных модификаций окиси алюминия после напыления и лазерной обработки можно объяснить следующим образом.

Кубическая γ -модификация окиси алюминия является низкотемпературной, гексагональная же α -модификация — высокотемпературной. α -модификация может образовываться из γ -модификаций при нагреве до 1223...1573 К [3]. Исходный порошок, как упоминалось выше, состоит из гексагональной α -модификации окиси алюминия. В процессе напыления происходит нагрев частиц порошка до температуры, близкой к температуре плавления, а затем сравнительно медленное их остывание в покрытии. При этом в основном успевает завершиться переход α -модификации Al_2O_3 в γ -модификацию.

При лазерной обработке покрытия из окиси алюминия с соответствующими режимами достигается его нагрев до температуры 1373...1573 К. При этом γ -модификация переходит в α -модификацию.

Благодаря большой скорости охлаждения после лазерной обработки в покрытии в основном сохраняется гексагональная модификация кристаллической решетки окиси алюминия.

Как показали исследования распределения микротвердости по толщине слоя покрытия, и в случае только напыления, и после обработки лазером можно выделить три характерные зоны (рис. 2): I, I' — верхнюю с высокой микротвердостью; II, II' — зону низкой микротвердости; III, III' — нижнюю с высокой микротвердостью.

Однако глубина верхней зоны покрытия, не обработанного лазером, с высокой микротвердостью составляет лишь 0,1 мм, а после обработки лазером увеличивается в 3 раза. Таким образом, в процессе лазерной обработки происходят не только структурные изменения в окиси алюминия. Изменяется также и микротвердость верхних слоев покрытия. Глубина верхней зоны с высокой микротвердостью увеличивается до 0,3 мм и не изменяется после механической обработки покрытия.

Подобный характер распределения микротвердости можно объяснить следующим образом.

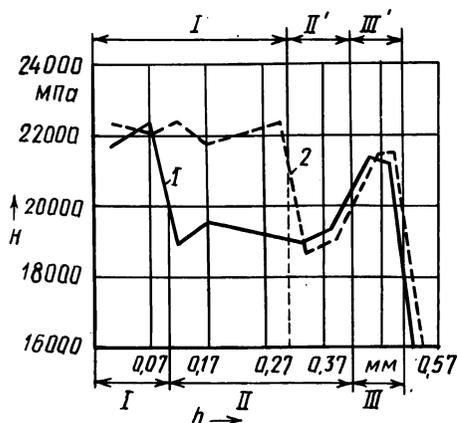


Рис. 2. Распределение микротвердости по глубине покрытия из Al_2O_3 :
1 — после напыления; 2 — обработанного лазером

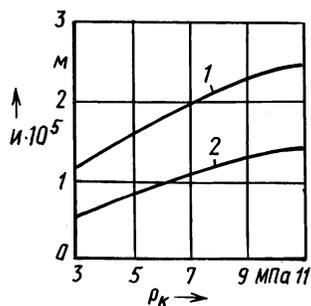


Рис. 3. Зависимость износа образцов от контактного давления:
1 — покрытие после напыления; 2 — покрытие после обработки лазером

В процессе напыления, как известно, в покрытии образуется в основном низкотемпературная γ -модификация Al_2O_3 . Однако в слоях, контактирующих с атмосферой и с подложкой, происходит более быстрое охлаждение частиц Al_2O_3 . В результате в них сохраняется высокотемпературная α -модификация. Этим и объясняется наличие верхней и нижней зон с высокой микротвердостью.

В результате лазерной обработки покрытия (до глубины 0,3 мм) образуется зона α -модификации окиси алюминия с высокой микротвердостью. Нижняя зона с высокой микротвердостью имеет то же происхождение, что и в покрытии после напыления.

Сравнивая износостойкость покрытий из окиси алюминия, обработанного лазером и не обработанного, можно определить зависимость их износостойкости от характера кристаллического строения.

На рис. 3 показаны зависимости износа покрытий, обработанных с помощью лазерной установки и не обработанных, от контактного давления. Видно, что износ обработанных образцов в 1,6...2,2 раза меньше износа образцов, не подвергшихся лазерной обработке.

Таким образом, можно сделать вывод, что от типа кристаллического строения окиси алюминия существенно зависит износостойкость покрытия из этого материала. Скорость изнашивания покрытия из окиси алюминия с гексагональной решеткой $\alpha-Al_2O_3$ меньше, чем из $\gamma-Al_2O_3$, т. е., несмотря на различие в типе связи между атомами в решетке у металлов и керамики, зависимость износостойкости от типа кристаллического строения для них примерно одинакова.

ЛИТЕРАТУРА

1. Крагельский И.В., Швецова Е.М. Влияние скорости скольжения на изнашивание одноименных металлов//Трение и износ в машинах. — М., 1955. — Вып.10. — С. 5—34.
2. Бокий Г.Б. Кристаллохимия. — М., 1971. — 400 с. 3. Киттель Ч. Введение в физику твердого тела. — М., 1978. — 792 с.

УДК 669.14.018:621.317.7.083.4

С.А.ИВАШЕНКО, канд.техн.наум
Е.В.МАКАРЕВИЧ, В.И.ПЛАХОТНЮК,
С.И.МОЙСЕЕНКО (БПИ)

УСТРОЙСТВО ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В ТОНКОПЛЕНОЧНЫХ ПОКРЫТИЯХ

Напряжения, возникающие в тонкопленочных покрытиях при нанесении их в вакууме, оказывают существенное влияние как на эксплуатационные характеристики деталей, так и на показатели качества их поверхности. Отсюда вытекает необходимость в проведении исследований процесса формирования напряжений в системе подложка — покрытие, что в конечном итоге даст возможность получать покрытия с требуемыми остаточными напряжениями. Существующие устройства для исследования напряжений малопригодны ввиду не-

обходимости размещения измерительных устройств в вакуумной камере, в зоне воздействия высокоионизированной плазмы.

Авторами разработано оригинальное устройство для исследования напряжений в тонкопленочных вакуумных покрытиях. Принцип измерения напряжений основан на регистрации изменения радиуса кривизны плоского образца, закрепленного консольно. Радиус кривизны образца, а следовательно, и напряжения, возникающие при нанесении покрытия, определяются по отклонению свободного конца образца, которое фиксируется лучом лазера ЛГН-105.

Устройство (рис.1) работает следующим образом. Образец 2 (тонко-

листовая пластина), закрепленный в подложкодержателе, помещают в вакуумную камеру 3 так, чтобы поток частиц наносимого материала покрытия из испарителя 4 через защитный экран 5 с прорезью попадал на его поверхность. Экран служит для защиты противоположной стороны образца от запыления. Луч 1 лазера 10, закрепленного в специальном кронштейне 9, через смотровое окно 7 направляется на незакрепленный конец образца. Отраженный луч 6 фиксируется на шкале 8, установленной на смотровом окне.

При исследовании деформации образца были приняты следующие допущения: образец изгибается по цилиндрической поверхности с переменным радиусом R ; толщина образца мала по сравнению с R ; при изгибе образца его поперечное сечение остается неизменным.

Падающий луч отражается от поверхности изогнутого образца так же, как и от плоскости, касательной к образцу в точке падения луча. Следовательно, градуирование шкалы можно производить, моделируя процесс изгиба незакрепленного конца деформируемого образца поворотом прямого образца относительно точки закрепления. С целью упрощения расчетов градуирование шкалы устройства производилось по углу α падения луча лазера на образец.

Методически градуирование шкалы осуществлялось следующим образом. Рассматривались три положения образца OF относительно шкалы (рис. 2). Положение образца при повороте его относительно точки закрепления однозначно определяется отрезком CB — расстоянием между прямым и отраженным лучами на шкале. Таким образом, градуировочный расчет шкалы устройства сводится к определению зависимости между расстоянием CB и углом α .

При исходном положении образца — параллельно плоскости шкалы (рис. 2, a)

$$CB = 2KД \operatorname{tg} \alpha .$$

(1)

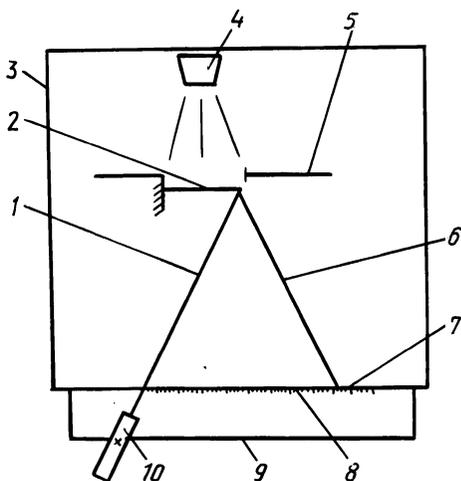


Рис. 1. Схема устройства для определения внутренних напряжений в тонкопленочных покрытиях

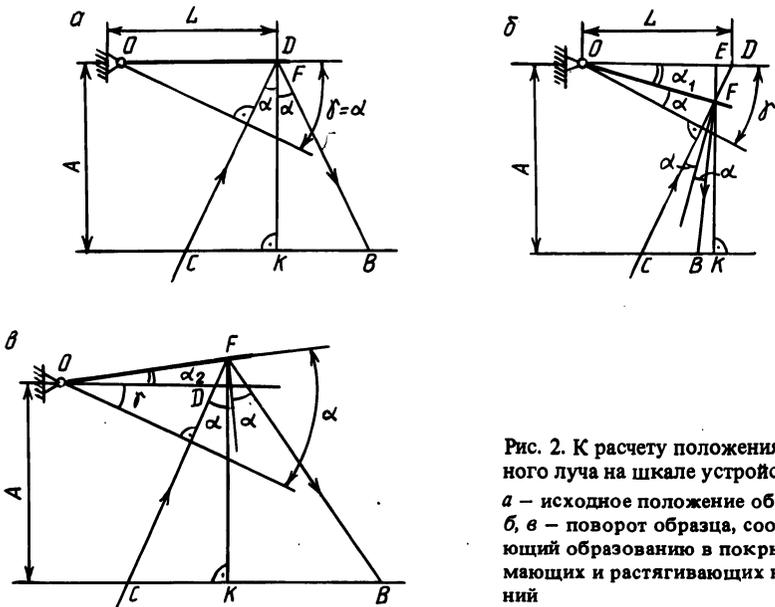


Рис. 2. К расчету положения отраженного луча на шкале устройства:
a – исходное положение образца;
б, в – поворот образца, соответствующий образованию в покрытии сжимающих и растягивающих напряжений

При формировании в покрытии сжимающих напряжений свободный конец образца будет перемещаться по направлению к шкале (рис. 2, б).

Тогда

$$CB = CK - BK = FK [\operatorname{tg}(a + a_1) - \operatorname{tg}(a_1 - a)], \quad (2)$$

где a_1 – угол поворота образца по направлению к шкале.

В силу конструктивных особенностей установки для нанесения покрытий предельное отклонение образца в сторону смотрового окна/ограничивается положением, при котором образец перпендикулярен к ходу луча лазера.

При формировании в покрытии растягивающих напряжений (рис. 2, в) свободный конец образца изгибается в сторону испарителя. В этом случае

$$CB = CK + BK = FK [\operatorname{tg}(a - a_2) + \operatorname{tg}(a + a_2)],$$

где a_2 – угол поворота образца в сторону испарителя.

Предельное отклонение образца, т. е. угол a_2 , ограничивается габаритами смотрового окна.

Для удобства вычислений целесообразно вывести универсальную зависимость, включающую все три рассмотренных выше случая. С этой целью в расчеты вводится постоянный угол γ (см. рис. 2, а), который ограничен двумя положениями образца: параллельным шкале и перпендикулярным к ходу луча лазера. Тогда для каждого из рассмотренных случаев углы поворота образца a_1 и a_2 можно выразить через угол γ : $a_1 = \gamma - a$; $a_2 = a - \gamma$.

Угол γ определяется следующим образом. Образец выставляется параллельно плоскости шкалы. Для этого лазер 10 (см. рис. 1) закрепляется на кронштейне 9 так, чтобы луч 1 был перпендикулярен к смотровому окну 7

(это достигается совмещением прямого и отраженного от смотрового окна лучей). Затем перпендикулярно к лучу лазера устанавливается образец. Совмещение лучей в этом случае достигается за счет поворота образца относительно точки его закрепления. После этого лазер перемещается в рабочее положение.

Зная расстояние от шкалы до образца $KD = A$ (см. рис. 2, а), из (1) получаем

$$\gamma = \operatorname{arctg} [CB / (2A)] .$$

Подставив значение угла a_1 в формулу (2), имеем (см. рис. 2, б):

$$CB = FK [\operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg}(\gamma - 2a)] , \quad (3)$$

где

$$FK = A - EF . \quad (4)$$

Из рассмотрения треугольников OEF и EFD с учетом того, что $\angle EOF = \gamma - a$ и $\angle EFD = \gamma$, следует

$$EF = \frac{OD \operatorname{tg}(\gamma - a)}{\operatorname{tg}(\gamma - a) \operatorname{tg} \gamma + 1} , \quad (5)$$

где $OD = L$ — расстояние от точки закрепления образца до точки падения луча лазера.

Подставив в формулу (3) значения FK из (4) и EF из (5), получим

$$CB = \left[A - \frac{L \operatorname{tg}(\gamma - a)}{\operatorname{tg}(\gamma - a) \operatorname{tg} \gamma + 1} \right] [\operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg}(\gamma - 2a)] .$$

Погрешность моделирования, вызванная параллельным переносом плоскости, касательной к изогнутому образцу, до положения, при котором она проходит через точку его закрепления, определяется по методике вывода формул (3)...(5). С учетом данной погрешности

$$CB = \left[A - \frac{L \operatorname{tg}(\gamma - a)}{\operatorname{tg}(\gamma - a) \operatorname{tg} \gamma + 1} \right] [\operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg}(\gamma - 2a)] + \\ + \frac{L \operatorname{tg}(\gamma - a)}{2[\operatorname{tg}(\gamma - a) \operatorname{tg} \gamma + 1]} [\operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg}(\gamma - 2a)] ,$$

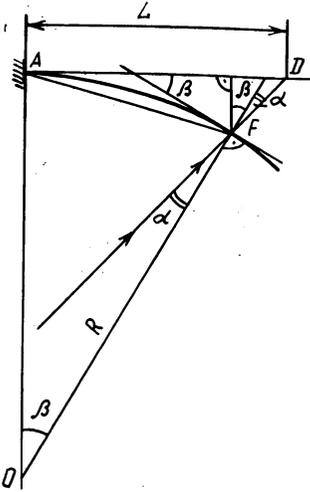
или после упрощений

$$CB = \left[A - \frac{L \operatorname{tg}(\gamma - a)}{2[\operatorname{tg}(\gamma - a) \operatorname{tg} \gamma + 1]} \right] [\operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg}(\gamma - 2a)] . \quad (6)$$

Полученная зависимость (6) позволяет, задавая угол падения луча, произвести градуировку шкалы разработанного устройства для измерения угла β (рис. 3) при нанесении покрытия, так как его изменение ведет к такому же изменению угла a .

Поскольку градуировка шкалы устройства производилась при повороте прямого образца относительно точки его закрепления, а в реальных условиях

Рис. 3. Схема для расчета зависимости $R = f(a, \beta)$



образец деформируется, то следующим этапом было установление зависимости $R = f(a, \beta)$.

Точкой падения луча лазера на образец в исходном положении является точка D (рис. 3), в деформированном состоянии – точка F . Угол между лучом лазера и прямой OF есть угол падения a . Радиус $R = OF$ определяется по формуле

$$R = \frac{AF}{2\sin(\beta/2)} \quad (7)$$

Длину хорды AF определим, рассмотрев треугольник AFD :

$$\angle AFD = 90^\circ + \beta/2 + a, \quad \angle ADF = 90^\circ - \beta - a.$$

По теореме синусов

$$AF = AD \frac{\sin(90^\circ - \beta - a)}{\sin(90^\circ + \beta/2 + a)} = AD \frac{\cos(\beta + a)}{\cos[(\beta/2) + a]}.$$

Подставив это выражение в формулу (7), получаем зависимость радиуса R от углов a и β , определяемых по шкале устройства:

$$R = L \frac{\cos(\beta + a)}{2\cos[(\beta/2) + a]\sin(\beta/2)},$$

где $L = AD$ – расстояние от точки закрепления образца до точки падения луча лазера на образец, находящийся в исходном положении.

Таким образом, с помощью разработанного устройства можно находить зависимости между напряжениями, возникающими в покрытии, и параметрами процесса его нанесения.

РАЗРАБОТКА ДИНАМИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

При осуществлении процесса поверхностного пластического деформирования (ППД) упругие перемещения имеют место в основном в стыках между приспособлением и закрепленной в нем обрабатываемой деталью, в подпружиненном инструменте и в зоне контакта детали и инструмента. Принимаем систему "приспособление – деталь – инструмент" как двухмассовую (рис. 1).

В схеме использованы следующие обозначения: m_1 – приведенная масса подвижной части деформирующего инструмента; m_2 – приведенная масса детали; $c_1(\dot{x})$ – коэффициент демпфирования инструмента; $c_2(\dot{x})$ – коэффициент демпфирования стыка между приспособлением и обрабатываемой деталью; $c(\dot{x})$ – коэффициент демпфирования контакта детали и инструмента; $k_1(x)$ – жесткость (коэффициент упругости) инструмента; $k_2(x)$ – жесткость стыка между приспособлением и деталью; $k(x)$ – жесткость контакта детали и инструмента.

За обобщенные координаты принимаем относительные перемещения масс, отсчитываемые от начала координат в центре каждой массы.

Уравнения системы "приспособление – деталь – инструмент", полученные согласно принципу Д'Аламбера, имеют вид

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

где x_1 – перемещение подвижной части инструмента; x_2 – перемещение детали.

Жесткость инструмента и жесткость стыка между приспособлением и деталью в пределах возникающих перемещений являются постоянными. Силу сопротивления в механических системах металлорежущих станков принимают пропорциональной скорости перемещения, что объясняется сравнительно невысокими значениями скорости и малыми деформациями, возникающими в системе [1]. Поэтому коэффициенты демпфирования можно считать постоянными.

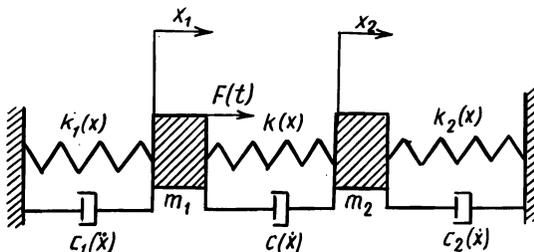


Рис. 1. Двухмассовая модель осуществления процесса ППД

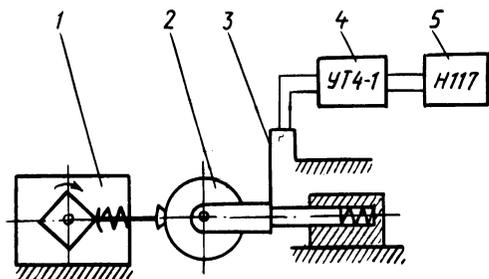


Рис. 2. Схема экспериментальной установки

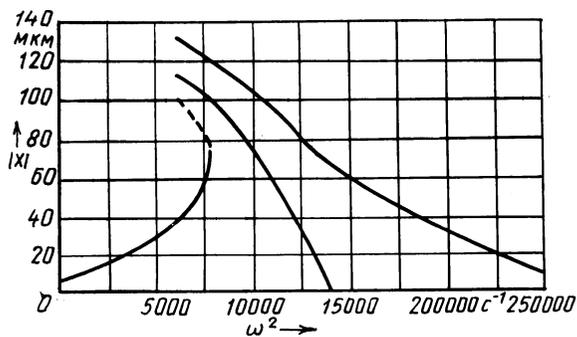


Рис. 3. Экспериментальная резонансная кривая

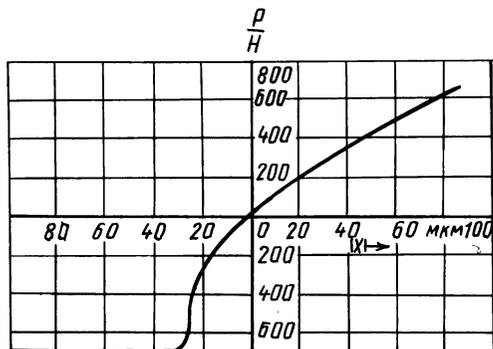


Рис. 4. Зависимость изменения силы от внедрения деформирующего элемента

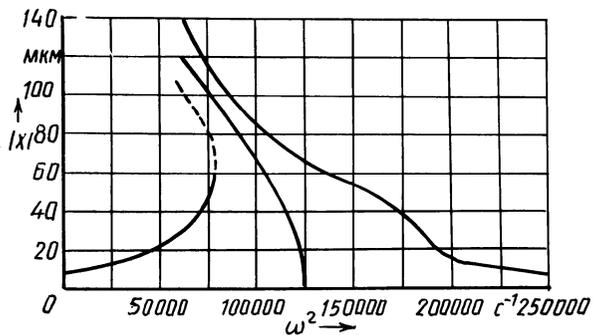


Рис. 5. Теоретическая резонансная кривая

ными. Демпфированием в зоне контакта можно пренебречь вследствие очень малых перемещений и их скоростей.

Возмущающая сила $F(t)$ действует на деформирующий инструмент. Источниками переменной во времени t возмущающей силы $F(t)$, которая действует на деформирующий инструмент, являются погрешности установки и формы обрабатываемой детали, прерывистость ее поверхности, автоколебания в зоне обработки.

Линейные параметры динамической модели определяются с помощью резонансных кривых [2], которые строятся по колебаниям инструмента или детали при воздействии на них вибратора.

Приведенные массы детали и подвижной части инструмента в этом случае

$$m = k/\omega_0^2 ,$$

где ω_0 – частота собственных колебаний детали или инструмента.

Коэффициент приведенной жесткости

$$k = \frac{\pi F_0}{\lambda A_{\max}} ,$$

где F_0 – амплитуда возмущающей силы; A_{\max} – максимальная амплитуда на

резонансной кривой; λ – логарифмический декремент: $\lambda = \pi \frac{(\omega_1 - \omega_2)}{\omega_0}$;

$\omega_1 - \omega_2$ – ширина резонансной кривой на высоте $0,707 A_{\max}$.

Коэффициент демпфирования

$$c = \frac{\lambda}{2\pi} \sqrt{km} .$$

Жесткость контакта детали и инструмента с достаточно высокой точностью определяют экспериментально по известной амплитудной зависимости и ее резонансной частоте [3]. Для этого решается нелинейное дифференциальное уравнение и по характеристикам резонансной кривой определяются колебания исследуемого объекта с одной степенью свободы.

Нелинейная функция динамической системы определяется из уравнения

$$\Phi(x) = kx - \frac{mx^2}{5} \frac{d(\omega)^2}{dx} - \omega^2 mx$$

при подстановке в значения $\omega^2(x) = x^a + \omega_0$, полученного аппроксимацией скелетной кривой.

Для построения скелетной кривой спроектирована экспериментальная установка (рис. 2), состоящая из источника периодической возмущающей силы 1, исследуемого объекта 2, щупа с датчиками 3, тензометрической станции 4, осциллографа 5.

Колебания исследуемого объекта воспринимаются щупом с тензометрическими датчиками, сигнал от которых поступает на тензометрическую станцию УТ4-1 и затем на осциллограф Н117.

Резонансную кривую строят при постоянной амплитуде вибратора, перво-

начально при возрастании частоты, затем при ее убывании. По одному способу резонансную кривую строят по колебаниям инструмента, на который воздействует вибратор с наконечником в виде части детали (рис. 3), по другому – по колебаниям детали, на которую воздействует вибратор с наконечником в виде части деформирующего ролика.

Аппроксимирующее уравнение скелетной кривой имеет вид

$$\omega^2(x) = 3,9x^2 - 31,4x + 125\,000.$$

Уравнение нелинейной функции с учетом этой зависимости примет вид

$$\Phi(x) = -5,4mx^3 + 31,4mx^2 + (k + 125\,000)x,$$

где k – жёсткость закрепления детали; m – масса детали.

Окончательно система уравнений (1) с учетом $x = x_1 - x_2$ имеет вид:

$$m_1 \ddot{x}_1 + c_1 \dot{x}_1 + k_1 x_1 + k(x)(x_1 - x_2) = F(t);$$

$$m_2 \ddot{x}_2 + c_2 \dot{x}_2 + k_2 x_2 - k(x)(x_1 - x_2) = 0,$$

где $k(x) = -5,4m(x_1 - x_2)^2 + 31,4m(x_1 - x_2) + (k + 125\,000)$.

Резонансную кривую взаимодействия детали и инструмента можно построить и теоретически [2]. Для этого необходимо знать зависимость изменения силы взаимодействия детали и инструмента от глубины внедрения инструмента в деталь. Ее можно получить по методике М.А.Москалева [4], по которой сила деформирования определяется как произведение площади пятна контакта на среднее давление в зоне контакта p_{cp} ($p_{cp} = 2,3 \dots 2,6\sigma_s$, где σ_s – предел текучести).

Площадь пятна контакта при внедрении ролика в деталь определена в [5].

Для материала АМг6М с учетом предварительного нагружения зависимость между силой и глубиной внедрения деформирующего элемента имеет вид, показанный на рис. 4. Построенная по ней резонансная кривая представлена на рис. 5.

Как видно из рис. 3, 5, теоретическая и экспериментальная резонансные кривые, определенные при одинаковых параметрах процесса, почти идентичны. Это подтверждает правильность предложенной динамической модели процесса поверхностного пластического деформирования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мурашкин Л.С., Мурашкин С.Л. Прикладная нелинейная механика станков. – Л., 1977. – 192 с. 2. Иориш Ю.И. Виброметрия. – М., 1963. – 771 с. 3. Дидковский В.С., Василюк И.М., Скуратовский А.К. Определение нелинейной характеристики колебательной системы//Технология и автоматизация машиностроения. – Киев, 1982. – С. 29 – 32.
4. Москалев М.А. Анализ поверхностного пластического деформирования металлов на примере магниевых сплавов с РЗМ//Редкие металлы в цветных сплавах. – М., 1975. – С. 81 – 89. 5. Сургунт Я.М., Котиков П.Ф. Определение площади контакта при накатывании наружных цилиндрических и торцовых поверхностей роликовым инструментом//Машиностроение. – Минск, 1985. – Вып. 10. – С. 53 – 58.

ДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ КОМБИНИРОВАННОГО РОТАЦИОННОГО ИНСТРУМЕНТА

Конструкция ротационного (самовращающегося) резца для анализа его продольных (осевых) колебаний в общем случае может быть представлена в виде динамической модели объекта, изображенного на рис. 1, а. При этом колебания с частотой ω сосредоточенной массы m резца, связанной с основанием (корпусом) инструмента посредством крепежных элементов с жесткостью c , возбуждаются силой $F(t)$, действующей на объект.

Под действием внешней периодической силы

$$F(t) = F_0 e^{j\omega t} \quad (1)$$

объект совершает колебания вдоль оси с амплитудой [1]

$$a = \frac{F_0}{c[1 - (\frac{\omega}{\omega_0})^2]},$$

где F_0 — амплитуда возбуждающей периодической силы; j — мнимая единица; $\omega_0 = \sqrt{c/m}$ — частота собственных колебаний резца (причем, если $\omega \rightarrow \omega_0$, колебания резца существенно возрастают); t — текущее время.

Деформирующий шар, связанный с ротационным резцом в конструкции комбинированного ротационного инструмента, помимо своей основной функции (осуществления ППД детали), выполняет роль динамического гасителя, имеющего сосредоточенную массу m_1 , пружину жесткостью c_1 и вязкий демпфер с коэффициентом трения r_1 (см. рис. 1, б). Дифференциальные уравнения движения этой системы имеют следующий вид [2]:

$$\begin{cases} m\ddot{x} + r_1(\dot{x} - \dot{x}_1) + cx + c_1(x - x_1) = F(t); \\ m_1\ddot{x}_1 + r_1(\dot{x}_1 - \dot{x}) + c_1(x_1 - x) = 0, \end{cases} \quad (2)$$

где x и x_1 — абсолютные перемещения соответственно масс m и m_1 .

Преобразуем систему уравнений (2):

$$\begin{cases} \ddot{x} + \frac{r_1}{m}(\dot{x} - \dot{x}_1) + \frac{c}{m}x + \frac{c_1}{m}(x - x_1) = \frac{F(t)}{m}; \\ \ddot{x}_1 + \frac{r_1}{m_1}(\dot{x}_1 - \dot{x}) + \frac{c_1}{m_1}(x_1 - x) = 0. \end{cases}$$

Введем обозначения: $c/m = \omega_0^2$; $c_1/m_1 = \omega_1^2$; $r_1/2m_1 = \epsilon_1$; $m_1/m = \mu$, где ω_1 — парциальная частота гасителя; ϵ_1 — коэффициент демпфирования.

Исходная система уравнений примет вид:

$$\begin{cases} \ddot{x} + 2\epsilon_1\mu(\dot{x} - \dot{x}_1) + \omega_0^2x + \omega_1^2\mu(x - x_1) = \frac{F(t)}{m}; \\ \ddot{x}_1 + 2\epsilon_1(\dot{x}_1 - \dot{x}) + \omega_1^2(x_1 - x) = 0. \end{cases} \quad (3)$$

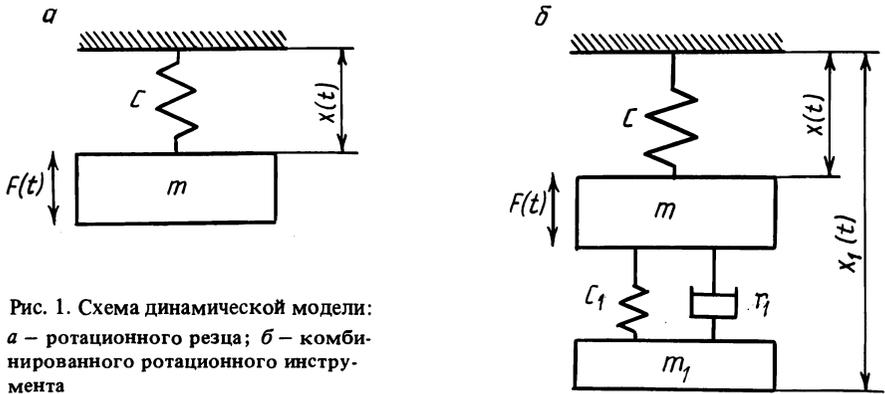


Рис. 1. Схема динамической модели:
 а – ротационного реза; б – комбинационного ротационного инструмента

Проанализируем работу гасителя для случаев, когда внешнее возмущение $F(t)$ представляет периодический процесс, соответствующий изменению усилия обработки, например при вступлении в работу деформирующего шара.

Если внешняя возбуждающая сила задается выражением (1), то решение системы (3) будет иметь вид:

$$x(t) = ae^{j\omega t}, \quad x_1(t) = be^{j\omega t}, \quad (4)$$

где a и b – амплитуды колебаний в комплексной форме соответственно масс m и m_1 .

После дифференцирования из выражений (4) и (3) получим следующую преобразованную систему уравнений:

$$\begin{cases} -\omega^2 a + 2\epsilon_1 \mu \omega (a - b) - \omega_1^2 a + \omega_1^2 \mu (a - b) = \frac{F_0}{m}; \\ -\omega^2 b + 2\epsilon_1 j \omega (b - a) + \omega_1^2 (b - a) = 0. \end{cases}$$

Группируем подобные члены:

$$(\omega_0^2 - \omega^2) a + \mu(\omega_1^2 + 2\epsilon_1 j \omega)(a - b) = \frac{F_0}{m}; \quad (5)$$

$$(\omega_1^2 - \omega^2 + 2\epsilon_1 j \omega) b = (\omega_1^2 + 2\epsilon_1 j \omega) a. \quad (6)$$

Из уравнения (6) находим:

$$b = a \frac{\omega_1^2 + 2\epsilon_1 j \omega}{\omega_1^2 - \omega^2 + 2\epsilon_1 j \omega}. \quad (7)$$

Подставив (7) в уравнение (5), получим

$$a = \frac{F_0}{m} \frac{\omega_2^2 - \omega^2 + 2\epsilon j \omega}{(\omega_1^2 - \omega^2)(\omega_1^2 - \omega^2) - \mu \omega^2 \omega_1^2 + (\omega_0^2 + \omega^2 - \mu \omega^2) 2\epsilon_1 j \omega}. \quad (8)$$

Модуль амплитуды колебаний реза

$$|a| = \frac{F_0}{m} \sqrt{\frac{(\omega_1^2 - \omega^2) + 4\epsilon_1^2 \omega^2}{[(\omega_0^2 - \omega^2)(\omega_1^2 - \omega^2) + \mu\omega^2\omega_1^2]^2 + (\omega_0^2 - \omega^2 - \mu\omega^2)^2 4\epsilon_1^2 \omega^2}} \quad (9)$$

Подставив найденное значение a из выражения (8) в равенство (7), получим

$$b = \frac{F_0}{m} \frac{\omega_1^2 + 2\epsilon_1 j \omega}{(\omega_0^2 - \omega^2)(\omega_0^2 - \omega^2) - \mu\omega^2\omega_1^2 + (\omega_0^2 - \omega^2 - \mu\omega^2)2\epsilon_1^2 j \omega}$$

Модуль амплитуды колебаний гасителя

$$|b| = \frac{F_0}{m} \sqrt{\frac{\omega_1^4 + 4\epsilon_1^2 \omega^2}{[(\omega_0^2 - \omega^2)(\omega_1^2 - \omega^2) - \mu\omega^2\omega_1^2]^2 + (\omega_0^2 - \omega^2 - \mu\omega^2)^2 4\epsilon_1^2 \omega^2}} \quad (10)$$

Аналитический анализ соотношения (9) показывает, что гашение колебаний реза имеет место в том случае, когда $\omega_1 \approx \omega$. Эту настройку гасителя

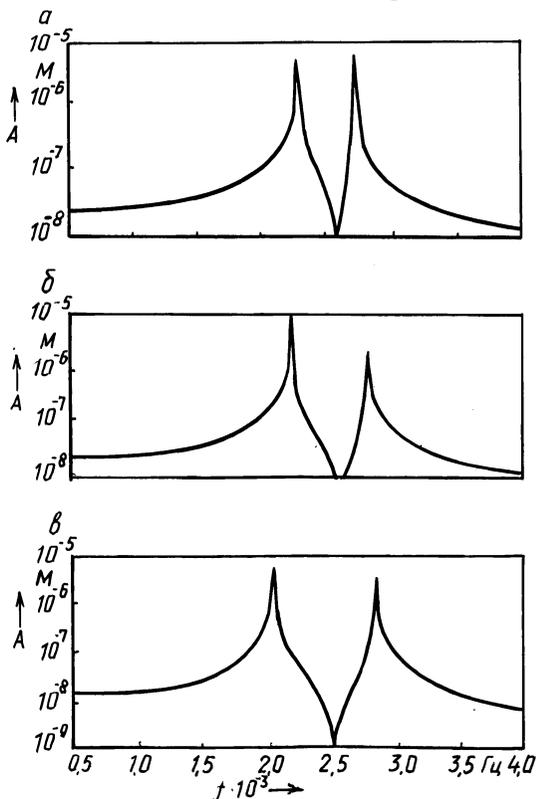


Рис. 2. Амплитудно-частотная характеристика динамической системы при:
 $a - \mu = 0,01, \epsilon = 90$; $b - \mu = 0,01, \epsilon = 30$; $c - \mu = 0,01, \epsilon = 15$

можно осуществлять за счет изменения массы m_1 и жесткости упругого элемента c_1 , так как $\omega_1 = \sqrt{c_1/m_1}$.

Из соотношения (10) следует, что при настройке $\omega = \omega_1$ амплитуда колебаний массы гасителя b обратно пропорциональна m_1 . Значит, для того чтобы уменьшить амплитуду колебаний гасителя, надо увеличить массу деформирующего шара.

Был выполнен также анализ динамической системы реальной конструкции комбинированного ротационного инструмента путем решения уравнения (9) с помощью программы, написанной на языке Фортран-IV и реализованной на ЭВМ БЭСМ-6.

Графическое представление зависимости (9) получено с помощью графопостроителя ИТЕКАН-2М, а сами графики приведены на рис. 2 и 3.

Графики были построены при значениях ϵ , μ , ω и ω_1 , достаточно близких к реальным параметрам динамической системы, полученным путем снятия экспериментальных амплитудно-частотных характеристик динамической системы. При этом по массам m и m_1 были вычислены значения жесткости s и c_1 , а также ϵ .

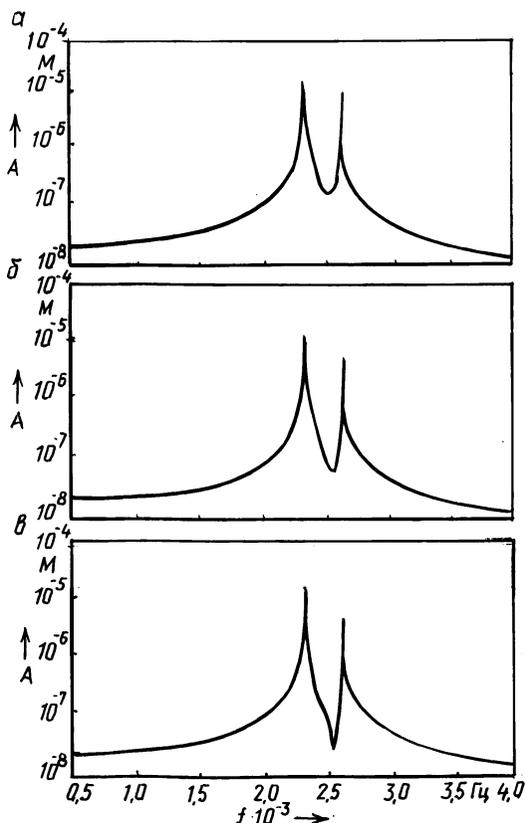


Рис. 3. Амплитудно-частотная характеристика динамической системы при:
 $a - \mu = 0,027, \epsilon = 15$; $b - \mu = 0,05, \epsilon = 15$; $v - \mu = 0,1, \epsilon = 15$

Анализ графиков позволяет выявить значения f , μ и ϵ , при которых амплитуда колебаний рабочей части инструмента минимальна, а значения его конструктивных параметров, способствующих уменьшению амплитуды, оптимальны. К ним относятся диаметр деформирующего шара-гасителя и жесткость поджимающей его пружины.

Таким образом, на основе расчета динамической системы инструмента можно оптимизировать конструктивные элементы рабочей части комбинированного ротационного инструмента в целях обеспечения виброустойчивости процесса упрочняюще-чистовой обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пановко Я.Г. Введение в теорию механических колебаний. — М., 1976. — 270 с.
2. Вибрации в технике: Защита от вибрации/Под ред. К.В.Фролова. — М., 1980. — Т. 5. — 342 с.

УДК 621.787.4

Г.П.КРИВКО, канд.техн.наук (БПИ)

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА ТОРЦОВЫМ РАСКАТНИКОМ

Анализ технологии изготовления бортов направляющих подшипника 53614К из порошковых материалов и причин выхода их из строя показал необходимость упрочняюще-отделочной обработки рабочей поверхности.

При неустановившемся процессе деформирования течение металла происходит в обе стороны от направления подачи. При определенной конструкции ролика можно добиться течения металла только в направлении подачи [1].

Процесс деформирования торцовой поверхности детали следует начинать при вращающемся обкатнике. Это позволит исходные гребешки неровностей детали деформировать в одну сторону.

Микрорельеф поверхности после деформирования не является следом деформирующих роликов, так как пластическое течение металла в большинстве случаев происходит как в направлении подачи, так и в обратном направлении, что приводит к определенному изменению микропрофиля поверхности, образованного ранее.

Если давление прижима больше, чем необходимо для пластического деформирования микронеровностей, происходит деформирование слоя металла под микронеровностями. При этом образуются волны, высота которых зависит от давления и геометрии роликов, пластичности и твердости упрочняемого металла, исходных параметров шероховатости и упругих отжатий обрабатываемой детали.

В предлагаемой многороликовой раскатке в качестве деформирующих элементов применяются конические или цилиндрические ролики с нематериализованной осью вращения.

Проведем силовой анализ работы конического ролика (рис. 1).

Учитывая линейность контакта корпуса раскатника с деформирующим ро-

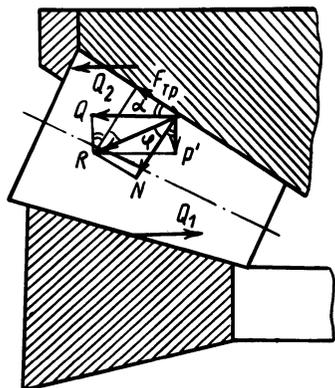


Рис. 1. Схема действия сил при упрочнении деталей торцовым раскатником

Выразив Q через P' , получим

$$Q = P' \operatorname{tg}(a + \varphi),$$

где a — угол наклона торцовой поверхности корпуса раскатника; φ — угол трения между поверхностью торца раскатника и наружной поверхностью конического ролика.

Сила Q частично уравновешивается силой Q_1 , которую можно определить по вышеуказанной методике.

Разность сил $Q - Q_1 = Q_2$ определяет силу давления ролика на опорное кольцо обкатника. Сила Q_2 может быть учтена при расчете жесткости опорного кольца. Вместе с силой трения она может вызвать перекосящий момент относительно накатываемой поверхности детали.

Приведенный силовой анализ работы торцового раскатника позволяет обосновать выбор угла наклона торцовой поверхности корпуса раскатника.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лурье Г.Б., Штейнберг Я.И. Упрочняюще-отделочная обработка рабочих поверхностей деталей машин поверхностным пластическим деформированием. — М., 1971. — 155 с.

ликом, условно выбираем точку приложения результирующей силы P' посредине линии контакта. В данной точке действует сила

$$P' = P/n,$$

где P — осевая сила, приложенная к корпусу обкатника; n — количество деформирующих роликов.

Кроме того, в точке контакта действуют силы нормального давления N , трения $F_{\text{тр}}$. Результирующая R может быть представлена суммой сил P' и Q .

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.914.1(088.8)

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

ЗАВИСИМОСТЬ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ОТ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЯ

Исследование проводилось на плоских образцах из стали У7 длиной 115 и шириной 20 мм с исходным параметром шероховатости поверхности $Ra = 7,85$ мкм. Обработка осуществлялась иглофрезой диаметром 150 мм с шириной режущей части 22 мм и диаметром игл 0,32 мм на горизонтально-фрезерном станке мод. 6Р82 по методу встречного фрезерования. Перед проведением экспериментов с целью уменьшения радиального биения иглофреза подвергалась шлифованию, при этом она устанавливалась на оправке, используемой в дальнейшем на горизонтально-фрезерном станке.

К основным параметрам процесса иглофрезерования, от которых зависит шероховатость поверхности, относятся: скорость резания v (м/мин), продольная подача S (мм/об), натяг i (мм).

Для установления степени зависимости шероховатости обработанной поверхности от параметров процесса использовался полный факторный план типа 2^3 . Каждый опыт повторялся три раза. Результаты определялись по пяти измерениям. Высота микронеровностей обработанной поверхности оценивалась по среднему арифметическому отклонению профиля и определялась при помощи профилографа-профилометра мод. ПП-201.

При увеличении скорости резания наблюдается снижение высоты микронеровностей до определенного значения, а затем ее рост. С возрастанием подачи при иглофрезеровании плоских поверхностей высота микронеровностей увеличивается незначительно. Рост натяга приводит первоначально к снижению параметров шероховатости, а затем к их увеличению. Повышение высоты микронеровностей обработанной поверхности при малых натягах объясняется неполным удалением исходных микронеровностей, возрастание ее при увеличении натяга – упругим отжатием игл и ростом их ударного взаимодействия с обрабатываемой поверхностью. Отмечено, что глубина резания меньше натяга.

Установленные при выполнении многофакторных экспериментов уровни варьирования факторов представлены в табл. 1, а план и результаты его реализации – в табл. 2.

Получена модель регрессионного анализа первого порядка:

$$Y = 1,537 - 0,47X_1 + 0,015X_2 - 0,065X_3 - 0,0075X_1X_2 + \\ + 0,0075X_1X_3 - 0,0025X_2X_3 + 0,003X_1X_2X_3 .$$

Т а б л и ц а 1

Уровень фактора	Кодированное значение	Фактор		
		X_1 (v , м/мин)	X_2 (S , мм/об)	X_3 (i , мм)
Основной	0	105	1,1	0,15
Интервалы варьирования		45	0,9	0,05
Верхний	+1	150	2,0	0,2
Нижний	-1	60	0,2	0,1

Т а б л и ц а 2

Номер опыта	X_0	X_1	X_2	X_3	\bar{Y} , мкм
1	+1	-1	-1	+1	1,92
2	+1	+1	-1	+1	1,00
3	+1	-1	+1	+1	1,95
4	+1	+1	+1	+1	1,02
5	+1	-1	-1	-1	2,05
6	+1	+1	-1	-1	1,12
7	+1	-1	+1	-1	2,11
8	+1	+1	+1	-1	1,13

С учетом статистической значимости коэффициентов регрессии модель имеет вид

$$Y = 1,537 - 0,47X_1 + 0,015X_2 - 0,065X_3. \quad (1)$$

Адекватность полученной линейной модели была проверена по критерию Фишера при 5 %-ном уровне значимости.

Среднее отклонение профиля обработанной поверхности может быть выражено уравнением вида

$$Ra = Cv n S^m i^p. \quad (2)$$

Логарифмируя выражение (2), можно получить уравнение

$$\ln Ra = C + n \ln v + m \ln S + p \ln i. \quad (3)$$

Для перехода от безразмерных значений факторов в уравнении (1) к натуральным в уравнении (3) использовались зависимости:

$$X_1 = \frac{2(\ln v - \ln 150)}{\ln 150 - \ln 60} + 1; \quad X_2 = \frac{2(\ln S - \ln 2)}{\ln 2 - \ln 0,2} + 1;$$

$$X_3 = \frac{2(\ln i - \ln 0,2)}{\ln 0,2 - \ln 0,1} + 1.$$

После подстановки значений X_1 , X_2 , X_3 в уравнение (1) и преобразований получим

$$\ln Ra = 4,956 - 1,026 \ln v + 0,013 \ln S - 0,187 \ln i. \quad (4)$$

Потенцируя выражение (4), находим зависимость параметра шероховатости поверхности Ra от исследуемых параметров процесса иглофрезерования:

$$Ra = 142,146 \frac{S^{0,013}}{v^{1,026} i^{0,187}} \quad (5)$$

Из анализа уравнения (5) следует, что наибольшее влияние на высоту микронеровностей обработанной поверхности оказывает скорость резания, меньшее — натяг. Зависимость высоты микронеровностей от продольной подачи при встречном иглофрезеровании плоских поверхностей не существенна.

УДК 669.14.018.5.001.4

Г.П.КУЗЬМИЧЕВ, А.М.ГРИГОРЬЕВ,
Е.Л.КЛЕЦКОВ (НПО "Планар"),
В.И.ТУРОМША, канд.техн.наук (БПИ)

АНИЗОТРОПИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ДЕТАЛЯХ ИЗ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ СТАЛИ 10895 ПОСЛЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Технология производства изделий из электротехнической стали направлена на создание их изотропной крупнозернистой структуры с минимальным уровнем остаточных напряжений. При изготовлении из листов электротехнической стали сердечников трансформаторов и магнитопроводов электрических машин в результате механической обработки возможно повышение уровня и степени анизотропии остаточных напряжений и снижение магнитных свойств стали [1].

Исследование деформационной (вторичной) анизотропии электротехнической стали 10895 осуществлялось после операций торцового фрезерования плоскости, шлифования плоскости торцом круга и фрезерования пазов в образцах из листовой стали размером $200 \times 200 \times 4$ мм со структурой в соответствии с ГОСТ 11036–75, подвергнутых диффузионному вакуумному отжигу при температуре 1200°C . Степень анизотропии остаточных напряжений определялась по методике [2] с использованием высокочувствительных магнитоупругих датчиков [3] и магнитопроводов на основе магнитной жидкости.

Фрезерование плоскости осуществлялось за один проход с глубиной резания 0,8 мм фрезой диаметром 60 мм. При этом направление продольной подачи принималось параллельным или перпендикулярным к направлению прокатки листа стали.

В исходном состоянии напряжения в деталях составляли 10 МПа. При фрезеровании плоскости в направлении прокатки уровень остаточных напряжений достигал 220 МПа, а при фрезеровании в направлении, перпендикулярном к прокатке, — 70 МПа, т. е. в 3 раза ниже. Остаточные напряжения возрастают также на обратной стороне листа стали, не подвергавшейся механической обработке, и достигают 50 МПа. В направлении, перпендикулярном к продольной

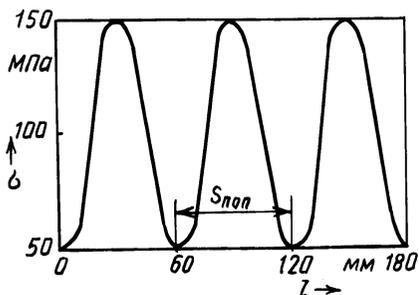


Рис. 1. Изменение уровня остаточных напряжений σ по ширине листа l

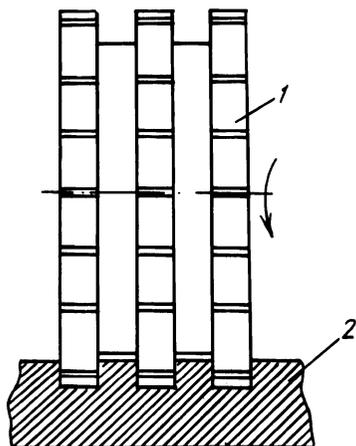


Рис. 2. Схема фрезерования пазов: 1 — фреза; 2 — лист стали

подаче, наблюдается волнообразный характер изменения остаточных напряжений σ в пределах от 150 до 50 МПа с шагом, равным поперечной подаче $S_{\text{поп}}$, которая равнялась диаметру фрезы, т. е. 60 мм/ход (рис. 1).

Шлифование плоскости образцов производилось кругом 24A40HM35K7 при режимах: $v_{\text{кр}} = 30$ м/с, $S_{\text{прод}} = 16...18$ м/мин, $S_{\text{поп}} = 1...1,5$ мм/ход, $t = 0,01$ мм. При съеме припуска до 0,5 мм с предварительно фрезерованной поверхности уровень остаточных напряжений снижается до 30 МПа, что связано с удалением деформированного после фрезерования слоя материала и температурным воздействием, сопровождающимся в отдельных случаях прижогами на обрабатываемой поверхности. Последующее срезание слоя материала на глубину до 0,3 мм вызывает рост уровня напряжений на 20 % и разности их значений в указанных выше направлениях до 40...50 МПа. Шлифование без предварительного фрезерования с припуском на обработку 0,3 мм приводит к росту анизотропии напряжений в такой же степени, как и фрезерование отожженного листа. При этом направление шлифования вдоль прокатки листа и перпендикулярно к ней не оказывает заметного влияния на возникающие напряжения.

Фрезерование пазов (рис. 2) глубиной 0,3 мм, шириной 0,5 мм и шагом 10 мм приводит к росту анизотропии остаточных напряжений. Разница в значениях главных напряжений σ_1 , измеряемых в направлении нарезки пазов и перпендикулярно к ней, составляет 40 МПа. Нарезка пазов в направлении прокатки листа стали обуславливает повышение на 30 % уровня напряжений по сравнению с нарезкой в перпендикулярном направлении. При уменьшении шага пазов до 0,8 мм остаточные напряжения возрастают и достигают 220 МПа, а разность их значений в направлениях, параллельном и перпендикулярном направлению прокатки листа, составляет 140...150 МПа.

Анализ результатов измерений показал, что наибольшие различия в значениях напряжений наблюдаются не в продольных и поперечных направлениях относительно направления прокатки листа стали, а в продольных и диагональ-

ных. Оценка степени анизотропии электростали по соотношению характеристик в продольном и поперечном направлениях недостаточна.

Для повышения надежности оценки напряженного состояния детали по магнитным характеристикам электротехнической стали применена статистическая обработка результатов эксперимента. Ее методика основана на введении интегрального параметра Π напряженного состояния листа электротехнической стали, учитывающего изменение состояния материала на различных уровнях статистического обобщения [2]:

$$\Pi = \sqrt{a^2 + \beta^2 + \gamma^2},$$

где a – отношение результатов измерения магнитной упругости контролируемого листа электротехнической стали к среднестатистическим результатам по всей анализируемой совокупности; β – коэффициент, учитывающий изменение напряженного состояния, вызванного последующей операцией механической обработки; γ – отклонение измеряемой максимальной магнитной упругости от среднего значения.

Параметр

$$a = \sqrt{s_1^2} / \sqrt{s_2^2},$$

где s_1^2 и s_2^2 – дисперсии результатов измерения соответственно для контролируемого листа стали и для всей анализируемой совокупности.

Дисперсию s^2 определяли по формуле

$$s^2 = [\sum (H_M - \bar{H}_M)^2 m] / m,$$

где H_M и \bar{H}_M – измеряемая и средняя магнитная упругость; m – количество измерений.

Параметр

$$\beta = \frac{(s/\bar{H}_M)_n - (s/\bar{H}_M)_{n-1}}{K_{n-(n-1)}},$$

где индекс $(n-1)$ соответствует измерениям H_M после выполнения предыдущей операции, n – последующей; коэффициент K определен на основании анализа результатов 64 измерений для 50 листов стали на соответствующих операциях технологического цикла (табл. 1).

Параметр

$$\gamma = \frac{H_{M \max}}{\bar{H}_M},$$

где $H_{M \max}$ – максимальное значение H_M для контролируемого листа.

При определении $H_{M \max}$ следует отбрасывать значения, для которых выполняется неравенство [4] $(H_M)_{\max} - \bar{H}_M > 3\sqrt{s}$.

Значения интегрального параметра напряженного состояния должны быть близкими к единице. При $\Pi > 2$ следует откорректировать технологию соответствующей операции для снижения уровня остаточных напряжений.

На основе анализа экспериментальных данных, полученных при измерениях магнитной упругости листов электротехнической стали, была произведена классификация основных типов анизотропии напряженного состояния: I –

Операция	Обозначение	Значение K
Отжиг	K_{2-1}	3,8
Плоское торцовое фрезерование	K_{3-2}	3,4
Плоское шлифование	K_{4-3}	1
Фрезерование пазов	K_{5-4}	0,5

точечная, проявляется в произвольных точках листа в виде отклонений H_M от средних значений; II – угловая, проявляется в виде повышенных значений H_M в одном или нескольких углах листа, может распространяться по диагональной линии листа электротехнической стали; III – Т-образная, характеризуется повышением значений H_M по линиям, близким к середине и краю листа; IV – полосчатая, характеризуется повышением H_M вдоль направлений, параллельных одной из сторон листа электротехнической стали.

После операции фрезерования листов отожженной электротехнической стали наблюдали только полосчатую анизотропию (IV – 100%). Операция шлифования вносит все четыре типа анизотропии: I – 22%, II – 32%, III – 15%, IV – 9%. Из исследуемых листов только 22% были практически изотропны по H_M .

ЛИТЕРАТУРА

1. Шевченко Г.И. Магнитно-анизотропные датчики. – М., 1967. – 72 с.
2. Довнар С.А., Клецков Е.Л. Контроль уровня остаточных напряжений молотовых штампов по магнитоупругому эффекту//КШП. – 1982. – № 7. – С. 11-13.
3. А.с. 924526 (СССР). Магнитоупругий датчик/А.М.Григорьев, Е.Л.Клецков, Г.П.Кузьмичев, И.П.Янович.
4. Математическая статистика/Под ред. А.М.Длина. – М., 1975. – 398 с.

УДК 620.179.118

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

ИЗУЧЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ КАНАВОК МЕТОДОМ СЛЕПКОВ

При оценке шероховатости поверхности сложной формы и в случае трудного доступа к исследуемой поверхности применяется метод слепков, заключающийся в снятии с поверхностей "негативных" копий, по которым осуществляется измерение микронеровностей. Для снятия копий используются восковые сплавы, масляно-гуттаперчевая масса и другие составы [1]. Однако в случае криволинейной формы исследуемой поверхности применение этих составов не эффективно, так как форма отвердевшего слепка соответствует форме копируемой криволинейной поверхности.

Для изучения шероховатости радиусных синусоидальных канавок на деталях синусошарикового редуктора удобнее использовать гибкие слепки, так как после снятия копии слепок можно выпрямить и для его контроля использовать, например, профилограф-профилометр. Получить такие слепки, в частности, можно с помощью растровой в ацетоне киноплёнки [2]. Однако по имеющимся в литературе данным киноплёнку рекомендуется применять при высоте неровностей, не превышающей 20 мкм. Кроме того, как показала практика, при высыхании и отсоединении от поверхности смоченная в ацетоне плёнка сильно коробится, что создает дополнительные трудности при контроле копии. Хорошие результаты даёт использование пластмасс, пластифицируемых ацетоном, например полистирола. Смоченная с одной стороны ацетоном пластинка из полистирола, ширина которой 4...5 мм, а толщина около 1 мм, прикладывается к очищенной и обезжиренной поверхности синусоидальной канавки. Затем через резиновый валик с усилием 1000...1500 Н она прижимается к испытуемой поверхности и выдерживается 25...30 мин до отвердевания пластмассы. Полученный таким образом слепок после отсоединения от контролируемой поверхности выпрямляется и закрепляется на специальном столике. Столик со слепком устанавливают на предметном столе профилографа-профилометра, с помощью которого по копии изучают микрогеометрию поверхности.

Данный метод позволяет изучать как продольную, так и поперечную шероховатость синусоидальных канавок, что легко обеспечивается соответствующей ориентацией прижимаемых пластинок по отношению к канавке при копировании ее поверхности. При радиусе канавки менее 10 мм контрольные пластинки лучше выполнять с меньшим поперечным сечением, иначе при прижатии к поверхности они будут ломаться.

Точность воспроизведения профиля неровностей поверхности с помощью слепков из полистирола была оценена при сравнении профилограмм реальной поверхности, обработанной точением, и ее слепка. Как видно из рис. 1, профилограммы, полученные на профилографе-профилометре мод. 201 с использованием двухкоординатного графопостроителя мод. Н306, практически идентичны. Профилограмма поверхности слепка является зеркальным отображением реальной поверхности, а высота микронеровностей на слепке составляет 0,94 высоты микронеровностей реальной поверхности, что было определено при контрольном сравнении профилограмм.

Погрешности измерения параметров шероховатости, возникающие при разворачивании слепка радиусной поверхности, также весьма незначительны. Из расчетной схемы (рис. 2) для оценки этой погрешности видно, что высота микронеровностей h будет одинакова, когда слепок приложен к криволинейной поверхности, имеющей радиус r . Погрешность оценки шага микронеровностей по вершинам S_i (в процентах)

$$\Delta = \frac{h}{2r} 100,$$

так как указанные на схеме расстояния AB и CD при разворачивании слепка будут равны друг другу. Так, например, при $h = 0,1$ мм и $r = 15$ мм погрешность оценки шага гребешков по вершинам составит 0,33 %. При практических

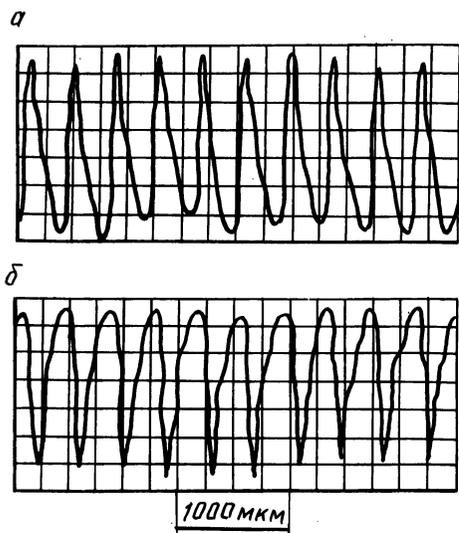


Рис. 1. Профилограммы:
 а – реальной поверхности; б – ее слепка

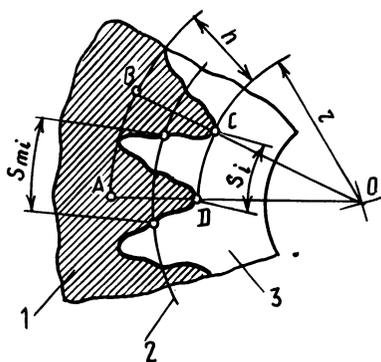


Рис. 2. Схема для определения погрешности шага микронеровностей радиусной поверхности при развертывании слепка:
 1 – металл; 2 – средняя линия профиля;
 3 – слепок

расчетах ею можно пренебречь, тем более, что средний шаг неровностей профиля S_{mi} будет неизменным.

Таким образом, предлагаемый метод позволяет объективно оценить качество поверхности и может быть использован при контроле параметров шероховатости не только радиусных синусоидальных канавок на деталях синусошарикового редуктора, но и других фасонных поверхностей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Егоров В.А. Оптические и шуповые приборы для измерения шероховатости поверхности. – М., 1965. – 224 с. 2. Дунин-Барковский И.В., Карташова А.Н. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М., 1978. – 232 с.

УДК 621.886.6:621.914.22

В.А.ШКРЕД, канд.техн.наук (БПИ)

КАЛИБРОВАНИЕ ШПОНОЧНЫХ ПАЗОВ

Закрытые пазы для призматических шпонок на валах изготавливаются в окончательный размер методом фрезерования с маятниковым движением подачи мерными шпоночными фрезами. При этом отклонения ширины пазов значительно превышают допустимые отклонения $M9$ или $P9$ по ГОСТ 26360 – 78. Не обеспечиваются также прямолинейность и плоскостность боковых поверхностей паза, а также требования к параметру шероховатости $Rz \leq 20$ мкм.

Надежно обеспечить требуемую точность размера паза по ширине и качество его боковых поверхностей можно лишь дополнительной отделочной обработкой. В качестве отделочной операции рекомендуется калибрование паза, предварительно профрезерованного мерной шпоночной фрезой с припуском $0,1 \dots 0,2$ мм на его ширину.

Проведены опыты по калиброванию пазов калибром-дорном, закаленным до твердости 62 HRC_3 . Схема устройства для калибрования представлена на рис. 1.

Вал 4 с предварительно профрезерованным пазом, ориентированный с помощью установочного шаблона, закрепляется в кондукторной втулке 3. Калибр-дорм 2, имеющий направляющие фаски, устанавливается в пазу кондукторной втулки 3. Последняя помещается на подставку 5 гидравлического пресса, отрегулированного на усилие до 10^5 Н. Под действием пуансона гидравлического пресса калибр перемещается на глубину паза. После достижения его дна и возрастания усилия калибрования до 10^5 Н пресс автоматически отключается. Кондукторная втулка поворачивается на 180° в подставке 5, и с помощью выталкивателя 6 и пластины 1 калибр извлекается из паза. Калибрование ведется с использованием машинного масла, которым смазывается калибр-дорм и стенки калибруемого паза.

Опыты по калиброванию пазов проводились на валах $\varnothing 40$ мм, изготовленных из стали 40, на которых были профрезерованы пазы шириной $12^{+0,11}$ мм шпоночной фрезой $\varnothing 12$ мм. При этом параметр шероховатости боковых поверхностей R_z составил $40 \dots 45$ мкм.

Калибр-дорм из стали ХВГ был закален до твердости 62 HRC_3 . Рабочие поверхности калибра шлифовались в размер, обеспечивающий натяг

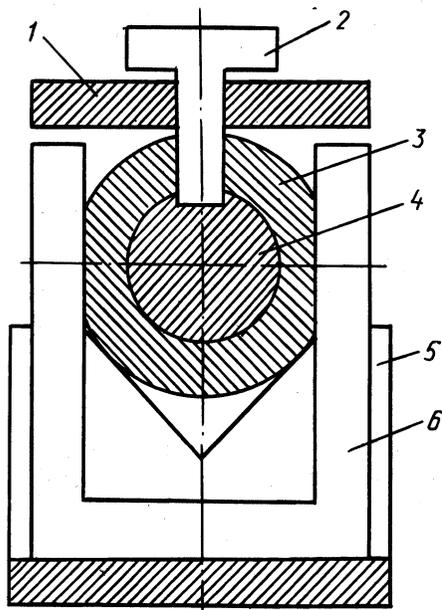


Рис. 1. Устройство для калибрования шпоночных пазов

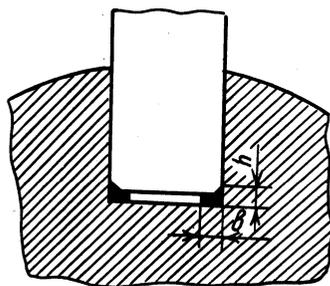


Рис. 2. Форма заусенца, образующегося на дне паза при калибровании:
 h - высота заусенца; b - ширина заусенца

0,1...0,2 мм, и имели параметр шероховатости Ra 0,12. На рабочих кромках калибра были сняты фаски $0,3 \times 45^\circ$ для направления и его самоустановки по пазу.

После калибрования пазов отклонение их размеров по ширине составило 0,015 мм, что соответствует седьмому качеству (на 2 качества выше требуемой точности). Параметры шероховатости боковых поверхностей пазов, подвергнутых отделочной обработке калиброванием, значительно снизились. Надежно обеспечиваются требования ГОСТа на их шероховатость.

Наличие заусенца на дне паза объясняется перемещением металла под действием калибра. Его размеры зависят от припуска на калибрование. Высота заусенца h увеличивается с 0,4 до 0,6 мм при возрастании припуска на ширину паза от 0,2 до 0,3 мм, а его ширина b при этом растет от 0,5 до 0,8 мм (рис.2).

В связи с тем что призматические шпонки имеют фаски размером $0,6 \times 45^\circ$ или радиус такой же величины, а допуск глубины паза составляет 0,3...0,43 мм, не требуется специальных мероприятий для компенсации уменьшения глубины паза вследствие образования заусенца.

Усилие, необходимое для калибрования, определялось по показаниям силоизмерительного устройства гидравлического пресса. Для калибрования паза шириной 12 мм и длиной 50 мм с припуском 0,2...0,25 мм на ширину паза требовалось усилие 41 000...48 000 Н.

Для предварительного расчета усилия калибрования может быть использована зависимость

$$P = L \sigma_{cp} (0,5\Delta + 0,15t),$$

где L — длина периметра калибрования, мм; σ_{cp} — предел прочности материала на срез, МПа; Δ — припуск на ширину паза, мм; t — глубина шпоночного паза, мм.

Расхождение фактического и расчетного усилий калибрования не превышает 10%.

УДК 621.941.2.02

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

АДАПТИВНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ СОВМЕЩЕННОЙ ОБРАБОТКИ ВАЛОВ

В Могилевском машиностроительном институте для размерно-чистовых и отделочных операций, выполняемых с помощью комбинированного инструмента (КИ), снабженного режущим и деформирующим элементами (РЭ и ДЭ), разработан способ точения, позволяющий при увеличении производительности процесса значительно повышать точность обработки валов. Сущность его заключается в компенсации возникающих в процессе обработки отклонений положения корпуса КИ относительно его базы путем автоматического регулирования усилия деформирования на технологической операции, совмещенных во

времени процессов резания и поверхностного пластического деформирования (ППД).

При совмещенной обработке (СО), когда в работе одновременно участвуют РЭ и ДЭ, возрастают суммарные силы, действующие на технологическую систему СПИД, что ведет к увеличению упругих отжатий и снижению точности размеров и формы обработанных поверхностей. Особенно это относится к СО неуравновешенными КИ, когда РЭ и ДЭ расположены рядом или под углом друг к другу [1].

В этом случае суммарная сила ΣP , действующая на систему СПИД, равна сумме силы резания P_p и усилия деформирования P_d в плоскости YOZ.

Упругое радиальное перемещение Y КИ относительно обрабатываемой заготовки зависит от радиальной составляющей суммарной силы ΣP_y и жесткости j системы СПИД:

$$Y = \frac{\Sigma P_y}{j} = \frac{P_{py} + P_{dy}}{j} \quad (1)$$

Из теории резания известно, что составляющую силы резания P_{py} можно находить по эмпирической формуле

$$P_{py} = C_{py} t^{x_{py}} S^{y_{py}} HB^{p_{py}} V^{n_{py}} \quad (2)$$

Так как $P_{dz} = (0,07...0,12) P_{dy}$ [4], то

$$P_{dy} \approx P_d = pF_k \quad (3)$$

где p — среднее давление в зоне контакта ДЭ с обрабатываемой поверхностью; F_k — площадь пятна контакта ДЭ с обрабатываемой поверхностью.

Заменим в (1) P_{py} и P_{dy} соответственно (2) и (3):

$$Y = \frac{C_{py} t^{x_{py}} S^{y_{py}} HB^{p_{py}} V^{n_{py}} + pF_k}{j} \quad (4)$$

В связи с тем что у партии заготовок припуски (глубина резания t) и физико-механические характеристики обрабатываемого материала (твердость HB) колеблются в определенных пределах, составляющая силы резания также изменяется.

Колебание составляющих силы резания и усилия деформирования вызывает колебание упругих отжатий в системе СПИД. Разность максимальных и минимальных упругих отжатий, обуславливающих рассеивание размеров при обработке партии заготовок, определится из (4) в общем виде следующим выражением:

$$\Delta Y = \frac{C_{py} S^{y_{py}} V^{n_{py}} (t_{\max}^{x_{py}} HB_{\max}^{p_{py}} - t_{\min}^{x_{py}} HB_{\min}^{p_{py}}) + p(F_{k\max} - F_{k\min})}{j}$$

Для повышения точности СО, т. е. уменьшения поля рассеивания разме-

ров, необходимо, чтобы $\Delta Y \rightarrow 0$, а это значит, что суммарная сила ΣP для всех обрабатываемых заготовок должна быть неизменной.

Для сохранения постоянства ΣP при изменяющихся значениях P_p и P_d можно вводить соответствующий корректив за счет изменения усилия деформирования. Это условие можно в общем виде выразить следующим уравнением:

$$(P_p \pm \Delta P_p) + P_d \pm \Delta P_d \pm \Delta P'_d = \text{const} , \quad (5)$$

где ΔP_p – изменение P_p в зависимости от припуска на заготовке и ее твердости; $\Delta P'_d$ – увеличение или уменьшение усилия деформирования P'_d в зависимости от физико-механических свойств материала заготовки; $\Delta P'_d$ – усилие деформирования, компенсирующее изменение суммарной силы ΣP .

При обработке заготовок КИ с упругой связью ДЭ с обрабатываемой поверхностью уравнение (5) примет вид

$$(P_p \pm \Delta P_p) + P_d \pm \Delta P'_d = \text{const}. \quad (6)$$

В этом случае $\Delta P'_d$ должно быть равно ΔP_p и направлено в сторону, противоположную действию силы P_p .

На погрешность размеров обработанных деталей, как известно, решающее влияние оказывает сила, действующая перпендикулярно к обрабатываемой поверхности, т. е. по оси OY . Следовательно, для повышения точности СО при изменяющихся значениях P_p и P_d необходимо проекцию суммарной силы ΣP на ось OY поддерживать постоянной для всей партии обрабатываемых заготовок.

На рис. 1 показана принципиальная схема системы адаптивного управления (САУ) при СО наружных цилиндрических поверхностей. СО осуществляется с помощью КИ, состоящего из резца 1 и деформирующего элемента 3, установленных в общем корпусе 2. Усилие деформирования создается пружиной 5, один конец которой упирается в регулировочный винт 6, а другой – в рычаг 4, передающий это усилие деформирующему элементу 3. Измерительные преобразователи D_1 и D_2 , контролирующие изменение проекции суммарной силы ΣP_y , преобразуют упругие перемещения, характеризующие протекание процесса в КИ, в удобную для последующих преобразований и управления физическую величину.

САУ включает в себя сравнивающее устройство (СУ), задающее устройство (ЗУ), исполнительный механизм (ИМ), который соединен с регулировочным винтом 6, действующим через пружину 5 на деформирующий элемент 3. ИМ в зависимости от величины и знака рассогласования вращает винт 6 в одну или другую сторону до тех пор, пока этот сигнал не достигнет минимально допустимого значения.

Для автоматизации процесса управления разработана САУ, в которой в качестве исполнительного механизма используется двигатель постоянного тока с тиристорным следящим электроприводом и тахогенератором, предназначенным для выработки сигнала обратной связи.

Недостатком САУ является то, что при изменении усилия деформирования изменяются и параметры шероховатости обработанной поверхности. Однако в связи со сравнительно небольшими колебаниями суммарной силы ΣP_y и плавным характером зависимости изменения высоты микронервно-

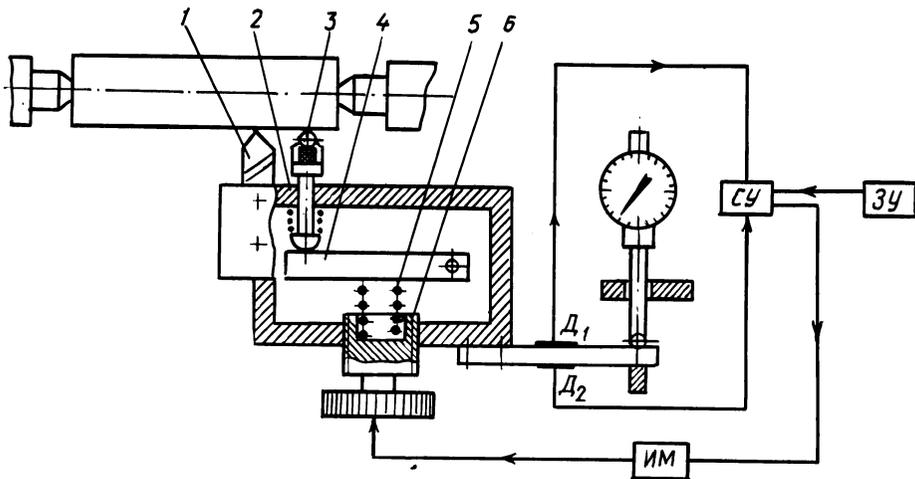


Рис. 1. Принципиальная схема САУ при совмещенной обработке наружных поверхностей

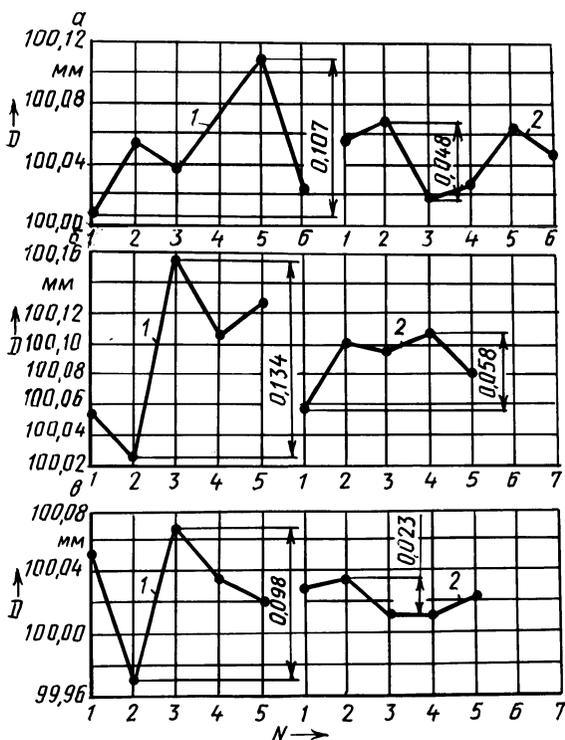


Рис. 2. Точечные диаграммы средних размеров валов:

а – БрАЖ9-4; б – сталь 45; в – ЧУ20; 1 – без САУ; 2 – с САУ; N – номер вала

стей от усилия деформирования изменения параметров шероховатости обработанной поверхности также незначительны и ими практически можно пренебречь.

На рис. 2 показаны точечные диаграммы средних диаметральных размеров валов, обработанных на токарно-винторезном станке 1К625, оснащённом КИ, без управления и с управлением точностью путем изменения упругих отжатий технологической системы СПИД за счет регулирования усилия деформирования. Сначала были обработаны три группы ступенчатых валов с колебанием припуска до 2,5 мм, выполненных из бронзы БрАЖ9-4, стали 45, чугуна СЧ20, с оптимальными режимами: для бронзы — $v = 1,65$ м/с, $S = 0,097$ мм/об, $P_d = 450$ Н; стали — $v = 1,65$ м/с, $S = 0,15$ мм/об, $P_d = 450$ Н; чугуна — $v = 0,52$ м/с, $S = 0,097$ мм/об, $P_d = 150$ Н. Валы, изготовленные из бронзы, имели 6 ступеней, а из стали и чугуна — по 5 ступеней. Обработку деталей в таком же количестве с регулированием упругих перемещений производили на тех же режимах, что и при обработке без управления. Контроль за упругими перемещениями осуществлялся индикатором с ценой деления 1 мкм, поправка вносилась вручную.

Сравнение точечных диаграмм, построенных по данным обработки КИ без управления и с управлением точностью, показало, что во втором случае при прочих равных условиях разброс диаметральных размеров, вызванный отклонением упругого перемещения системы СПИД, уменьшился для бронзы в 2,3 раза, стали в 2,4 раза и чугуна в 4,3 раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чистосердов П.С. Комбинированные инструменты для отделочно-упрочняющей обработки. — Минск, 1977. — 126 с. 2. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. — М., 1978. — 150 с.

МЕТАЛЛОРЕЖУЩИЕ СТАНКИ

УДК 621.9.06:658.524.017

А.И.КОЧЕРГИН, канд.техн.наук,
В.А.СКАЧЕК (БПИ)

ПОКАЗАТЕЛИ СТРУКТУРНОЙ СЛОЖНОСТИ ГИБКИХ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ МОДУЛЕЙ

В состав гибких производственных модулей (ГПМ) с подвижным промышленным роботом (ПР) входит разнообразное технологическое оборудование. Сложность структуры ГПМ обуславливается сложностью отдельных устройств, оценка которой может быть получена на основании относительных показателей, сформированных с учетом типа приводов этих устройств. Коэффициент структурной сложности ГПМ с подвижным промышленным роботом, выведенный с учетом повторяемости и применяемости функциональных узлов (непосредственно влияющих на выполнение функций манипулирования в ГПМ), выражается зависимостью

$$k = n_{\text{м}} + 1,3n_{\text{ц}} + 2,2n_{\text{п.к}}, \quad (1)$$

где $n_{\text{м}}$ – количество функциональных узлов, содержащих механические приводы или не имеющих привода; $n_{\text{ц}}$ – количество функциональных узлов, имеющих электромеханический, пневматический или гидравлический привод с цикловым управлением; $n_{\text{п.к}}$ – количество функциональных узлов, имеющих приводы с позиционным или контурным управлением.

Зависимость получена на основе анализа конструкций промышленных роботов Гном-3Р, М-33, Гранат-10 с разными системами управления.

С помощью коэффициента k можно получить оценки структурной сложности ГПМ и его отдельных устройств. Однако чаще требуется сравнивать различные варианты структур. Это можно делать с помощью показателей структурной сложности $k_{\text{с}}$ и загрузки оборудования $k_{\text{з}}$:

$$k_{\text{с}} = \sum k_{\text{в}} / \sum k_{\text{о}}, \quad k_{\text{з}} = \sum t_{\text{в}} / t_{\text{ц}},$$

где $k_{\text{в}}$ и $k_{\text{о}}$ – коэффициенты структурной сложности соответственно вспомогательного и основного технологического оборудования; $t_{\text{в}}$ – продолжительность работы вспомогательного технологического оборудования в течение цикла; $t_{\text{ц}}$ – продолжительность цикла.

Показатель структурной сложности $k_{\text{с}}$ характеризует сложность ГПМ, обусловленную его конструкцией и технологией изготовления изделия. Следует создавать оборудование с минимальным значением показателя $k_{\text{с}}$. Стои-

Вид работ	Показатель структурной сложности k_c	Показатель загрузки k_z
Механическая обработка:		
однооперационная	1,43	0,32
многооперационная однопоточная	0,82	0,50
однооперационная многопоточная	0,85	0,83
Переработка пластмасс	1,88	0,61
Производство печатных плат	0,15	0,92
Гальванопокрытия	0,41	0,92
Транспортные работы	0,56	0,92

мость вспомогательного оборудования составляет значительную часть стоимости робототехнических комплексов, и эффективность ГПМ связана с интенсивностью использования вспомогательного оборудования, а это во многом зависит от структуры комплекса. Таким образом, показатель загрузки k_z желательнее увеличивать.

С помощью показателей k_c и k_z можно оценить зависимость степени сложности автоматизированных технологических комплексов (табл. 1) от числа потоков обработки и операций в потоке, т. е. сложность самих технологических процессов.

Большое число потоков обработки и продолжительная работа вспомогательного оборудования обуславливают малое значение показателя структурной сложности и большое — показателя загрузки комплексов по производству печатных плат.

Разработанная методика позволяет с единых позиций оценивать сложность автоматизированных комплексов для реализации разнообразных технологических процессов.

УДК 621.914.3

В.И.КЛЕВЗОВИЧ, канд.техн.наук (БПИ)

ПОВЫШЕНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Силовые воздействия при обработке резанием имеют циклический характер, обусловленный переменностью сечения срезаемого слоя, биением режущего инструмента, изменением количества одновременно режущих зубьев и т. д. Они вызывают колебательные процессы в станочной системе, сопровождающиеся резонансными явлениями в приводах, динамическими перегрузками, повышенным изнашиванием инструмента и т. п.

На показатели процесса обработки (точность, производительность, шероховатость обработанной поверхности) решающее влияние оказывает устойчивость перемещения подвижных органов станков (столов, суппортов, ползунов

и др.), которая главным образом определяется динамическими характеристиками приводов [1].

Привод подач современных станков с ЧПУ (рис. 1) характеризуется применением короткой кинематической цепи, состоящей обычно из высокомоментного электродвигателя 1 и передачи винт-гайка качения 2, обеспечивающей перемещение исполнительного органа 5 с обрабатываемой деталью 4 относительно режущего инструмента 3 [2].

Динамическая модель упругой системы привода подач с достаточной точностью может быть представлена в виде двухмассовой системы (рис. 2), движение которой описывается системой дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 + h_1(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) - h_0(\dot{x}_0 - \dot{x}_1) - j_1(x_1 - x_2) + j_0(x_0 - x_1) = F_{тр}^H + F_{тр}^M; \\ m_2 \ddot{x}_2 + h_1 \dot{x}_2 - h_1(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + j_2 x_2 - j_1(x_1 - x_2) = F_{тр}^O, \end{cases}$$

где m_1 — масса стола станка с заготовкой и гайкой винтового механизма; m_2 — масса винта; h_0, j_0 — коэффициенты демпфирования и жесткости оправки с режущим инструментом; h_1, j_1 — коэффициенты демпфирования и жесткости резьбового соединения передач винт-гайка качения; h_2, j_2 — коэффициенты демпфирования и жесткости опор винта; $F_{тр}^H, F_{тр}^M, F_{тр}^O$ — сила трения соответственно в направляющих, механизме винт-гайка качения и опор.

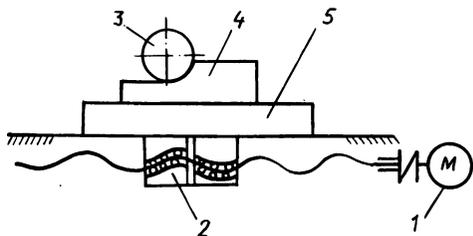


Рис. 1. Принципиальная схема упругой системы привода подач станка с ЧПУ

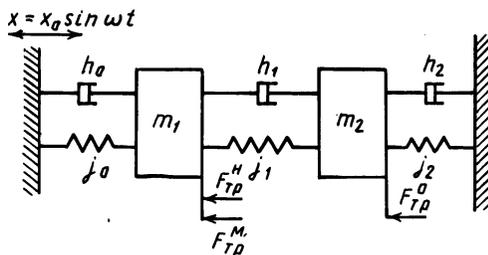


Рис. 2. Расчетная схема привода подач

Анализ и решение приведенной выше системы дифференциальных уравнений позволяют определить относительную амплитуду колебаний исполнительного органа станка (стола) в процессе обработки, которая будет характеризовать устойчивость процесса резания. При этом относительная амплитуда колебаний будет определяться значениями коэффициентов жесткости j_1 и демп-

фирования h_1 . При прочих равных условиях (h_0, h_2, j_0, j_2 — постоянны) уменьшение относительной амплитуды колебаний стола станка (масса m_1) может быть достигнуто увеличением коэффициентов жесткости j_1 и демпфирования h_1 передачи винт-гайка качения путем регулирования предварительного натяга в резьбовом соединении. Определять эти коэффициенты аналитическим путем достаточно трудно, поэтому их действительные значения выявляют чаще всего опытным путем.

Были проведены экспериментальные исследования с целью определения влияния предварительного натяга в резьбовом соединении на жесткость и демпфирование передач винт-гайка качения.

Объектом исследования служили передачи со следующими основными параметрами: диаметр винта $d_0 = 40$ мм, диаметр шариков $d_1 = 4$ мм, шаг резьбы $t = 6$ мм.

Для определения коэффициента демпфирования h_1 из известного соотношения

$$h_1 = \frac{\psi_1}{2\pi} \sqrt{m_1 j_1}$$

необходимо знать коэффициенты жесткости j_1 и относительного рассеяния энергии ψ_1 передачи винт-гайка качения.

Коэффициент жесткости j_1 исследуемого винтового механизма легко установить по графику зависимости деформации резьбового соединения $\Delta\delta$ от осевой нагрузки ΔP ($j_1 = \Delta P / \Delta\delta$).

Коэффициент ψ_1 определяется из осциллограмм затухающих колебаний по логарифмическому декременту λ , который связан с ним зависимостью [3]

$$\psi_1 = 2\lambda \frac{4\pi}{4\pi^2 - \lambda^2}$$

Результаты экспериментальных исследований, представленные на рис. 3, свидетельствуют о том, что с увеличением силы предварительного натяга P жесткость резьбового соединения j_1 увеличивается, а демпфирующая способность ψ_1 — уменьшается. Объясняется это особенностями контакта рабочих поверхностей винта и гайки с телами качения. Повышение силы предварительного натяга способствует увеличению фактической площади контакта тел качения с поверхностями винта и гайки, что приводит к возрастанию контактной жесткости резьбового соединения и уменьшению его демпфирующей способности.

Анализ полученных результатов показывает, что изменением предварительного натяга можно регулировать соотношение между жесткостью и демпфирующей способностью передачи винт-гайка качения. Как указывалось ранее, для повышения устойчивости процесса резания за счет улучшения динамических характеристик привода подач необходимо, чтобы значения коэффициентов жесткости j_1 и демпфирования h_1 были максимальными. Для исследуемой упругой системы привода подач это условие будет выполняться (см. рис. 3) при силе предварительного натяга свыше 4 кН, что соответствует осевому смещению двух гаек на 20...22 мкм. Создание предварительного натяга более 5000 Н нецелесообразно в связи со значительным уменьшением долговечности передачи. Если же передача работает при осевых нагрузках 5...7 кН,

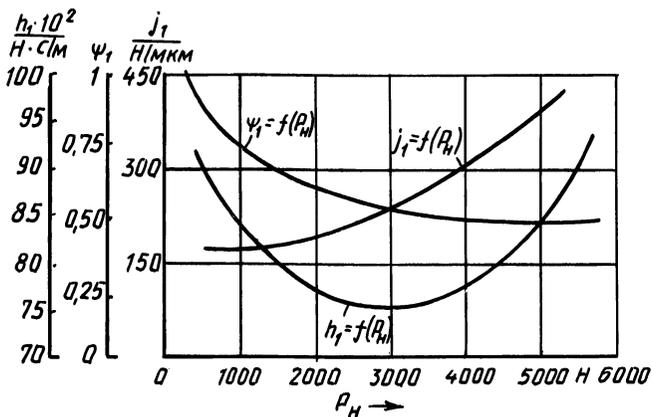


Рис. 3. Зависимость жесткости и демпфирования резьбового соединения передачи винт-гайка качения от силы предварительного натяга

сила предварительного натяга должна составлять 0,5...1,5 кН.

Было также установлено, что оптимальное соотношение между жесткостью и демпфированием передачи винт-гайка качения способствует повышению устойчивости процесса фрезерования. Это выразалось уменьшением амплитуды относительных колебаний инструмента и обрабатываемой заготовки, что обеспечивало снижение параметров шероховатости обрабатываемой поверхности и увеличение стойкости режущего инструмента (на 20...30 %).

Таким образом, проведенные исследования подтвердили возможность улучшения динамических характеристик упругой системы привода подач станков с ЧПУ за счет регулировки предварительного натяга в передаче винт-гайка качения, обеспечивающей оптимальное соотношение между жесткостью и демпфированием.

ЛИТЕРАТУРА

1. Повышение демпфирования колебаний в приводе подач станков с числовым программным управлением: Методические рекомендации. — М., 1975. — 45 с.
2. Модзелевский Л.А., Соловьев А.В., Лонг В.А. Многооперационные станки. — М., 1981. — 261 с.
3. Чернявский П.М., Локтев В.И. Количественные оценки рассеивания энергии механических систем//Изв. вузов. Машиностроение. — 1979. — № 3.

УДК 621.914.4-86

В.Ф.ГОРОШКО, канд.техн.наук (БПИ),
Н.А.КОЗЛОВСКИЙ, канд.техн.наук (АН БССР)

УЛУЧШЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПРИВОДОВ ПОДАЧ ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКОВ

Уровень вибрации при работе фрезерных станков в большой мере зависит от демпфирующей способности приводов подач. Установлено, что демпфирование, создаваемое потерями на трение в направляющих исполнительных меха-

лебательных звеньев, их коэффициентов демпфирования и коэффициентом усиления $K_c = c_2 / (c_1 + c_2)$. Анализ системы показал, что увеличение коэффициента h_1 потерь на вязкое трение в направляющих исполнительного механизма приводит к увеличению γ . Однако повышенные требования к точности установочных перемещений привода и его КПД не позволяют реализовать требуемый γ за счет увеличения этих потерь. Обобщенный коэффициент h_2 , определяющий относительный коэффициент демпфирования системы ξ , неоднозначно влияет на динамическую устойчивость привода. Существует оптимальное значение этих коэффициентов, при котором его γ максимальный. Значение коэффициента ξ и наиболее рациональное соотношение постоянных времени звеньев определялись по ЛАФЧХ разомкнутой системы. Анализ этих характеристик, полученных при различных соотношениях жесткостей и оптимальной частотной настройке колебательных контуров привода, показал, что зависимость постоянной времени второго звена от других параметров системы, при которых запас устойчивости по фазе максимальный, может быть описана уравнением

$$T_2 = 2T_1 / (1 + \sqrt{K_c}), \quad (1)$$

где $T_1 = \sqrt{m_1/c_1}$ и $T_2 = \sqrt{m_2/c_2}$ – постоянные времени соответственно первого и второго колебательных звеньев.

Уравнение (1) с достаточной для практических расчетов точностью описывает настройку колебательных контуров в широком диапазоне изменения коэффициента усиления K_c .

Зависимость относительного коэффициента демпфирования ξ от коэффициента K_c имеет вид

$$\xi = 0,034 + 1,21\sqrt{K_c} - 1,161K_c. \quad (2)$$

Регулирование значения ξ можно осуществить за счет создания потерь на вязкое трение во втором звене в виде дросселирования потока масла. С учетом того что основным элементом звена является вращающийся винт, эти потери можно создать с помощью подключения к нему гидравлического источника энергии, например шестеренного насоса 3 (см. рис. 1, а). Напорная и всасывающая его полости сообщались между собой через регулируемый дроссель 4. Подпитка утечек в гидросистеме производилась от насоса гидростанции, входящей в комплект станка, через сопротивление 5 и обратный клапан 6.

Получено, что подача насоса 3

$$q = \sqrt[3]{0,768T_2c_2\xi f v / \rho}, \quad (3)$$

где f – площадь отверстия дросселя, см^2 ; v – линейная скорость движения нагнетательного устройства насоса, $\text{см}/\text{с}$; ρ – плотность масла, $\text{кг}/\text{м}^3$.

Рассматриваемый способ демпфирования привода может быть использован как при вращательном, так и при поступательном движении масс, и поэтому в качестве демпфирующего устройства может устанавливаться не только насос, но и гидроцилиндр. В связи с этим уравнение (3) дано в общем виде и в него введена линейная скорость v . Применительно к насосу она может быть заменена частотой вращения ротора.

Как видно из уравнений (1) ... (3), для определения оптимальных парамет-

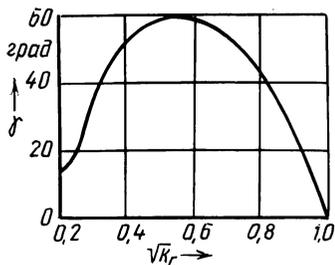


Рис. 2. Зависимость максимального запаса устойчивости по фазе от коэффициента усиления по соотношению жесткостей привода

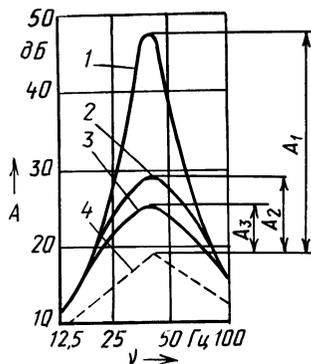


Рис. 3. Частотные характеристики замкнутой системы привода подачи

Шток цилиндра закреплялся на столе с помощью кронштейна. При движении стола обратный клапан подпитки 11 закрывался и масло из напорной полости цилиндра поршнем вытеснялось на слив через дроссель 12, за счет сопротивления которого создавалась постоянная составляющая нагрузки на привод.

Генерация переменной составляющей нагрузки осуществлялась с помощью кривошипно-шатунного механизма. С помощью плунжера 9 создавалось синусоидальное изменение расхода масла через дроссель. Возникающие при этом колебания давления передавались на привод в виде пульсации входного воздействия. Частота колебаний изменялась с помощью двигателя постоянного тока. Вибратор создавал постоянную нагрузку до 10 кН. Амплитуда колебаний усилия настраивалась в пределах 0,1...0,5 кН. Частота этих колебаний регулировалась в диапазоне от 5 до 150 Гц.

На основании экспериментальных данных были построены логарифмические амплитудно-частотные характеристики системы привода при различной частотной настройке второго колебательного звена. На рис. 3 показана амплитудная характеристика системы при расогласованной частотной настройке звеньев с отношением постоянных времени $T_2/T_1 = 0,275$ и $\xi \ll 1$ (кривая 1). Из приведенного графика видно, что уровень колебаний рабочего органа в области резонансной частоты ν (40 Гц) по отношению к асимптотической характеристике 4 достаточно высок ($A_1 = 28$ дБ). Уменьшение жесткости второго звена и увеличение отношения постоянных времени системы T_2/T_1 способствовали снижению уровня колебаний. Так, например, на рис. 3 показана характеристика привода при $c_2 = 0,903$ кН/мкм и $T_2/T_1 = 1,025$ (кривая 2). Как видно, амплитуда колебаний при этом составила $A_2 = 10$ дБ. Кривой 3 представлена частотная характеристика привода при оптимальной частотной настройке звеньев с отношением $T_2/T_1 = 1,05$ и $c_2 = 540$ Н/мкм. При этом амплитуда уменьшилась до $A_3 = 7$ дБ.

При сравнении частотных характеристик, приведенных на рис. 3, видно, что, несмотря на снижение статической жесткости второго колебательного звена с 14,3 до 0,54 кН/мкм, суммарная динамическая жесткость привода уменьшилась незначительно, так как частота собственных колебаний системы снизилась с 40 до 39,2 Гц. Демпфирование при этом существенно увеличилось, поскольку амплитуда колебаний рабочего органа уменьшилась на 21 дБ.

Как показали исследования, при рассогласовании оптимального с точки зрения динамики соотношения параметров звеньев системы ($T_2/T_1 = 0,275$) максимальная амплитуда колебаний скорости рабочего органа достигала 0,125...0,15 см/с при амплитуде колебаний нагрузки 0,1 кН. При настройке системы в соответствии с ранее приведенными математическими зависимостями ($T_2/T_1 = 1,05$) амплитуда виброскорости уменьшилась до 0,02...0,05 см/с, т. е. более чем в 3...4 раза. При испытании привода на станке мод. 6М610Ф2-1 в процессе резания получены аналогичные данные.

Таким образом, выведенные математические зависимости дают возможность определять параметры системы, близкие к оптимальным в отношении максимального демпфирования привода подач станка, без сложных инженерных расчетов и построения частотных характеристик.

Предложенный в данной работе способ оптимальной частотной настройки функционально связанных звеньев привода подач является эффективным средством повышения демпфирования и снижения уровня колебаний динамической системы фрезерных станков.

Разработанные рекомендации могут быть также использованы для улучшения динамического качества не только фрезерных, но и других станков.

ЛИТЕРАТУРА

1. Козловский Н.А. Исследование виброустойчивости привода подач фрезерно-расточного станка//Станки и инструмент. — 1980. — № 5. — С. 11–13.
2. Козловский Н.А., Зайкин М.П., Вовнейко И.И. Стенд для определения частотных характеристик фрезерно-расточных станков//Изв. АН БССР: Сер. физ.-техн. наук. — 1980. — № 3.

УДК 621.822.75:531.3

И.И.ДЬЯКОВ, канд.техн.наук,
М.А.ШТЕЙНБУК (БПИ)

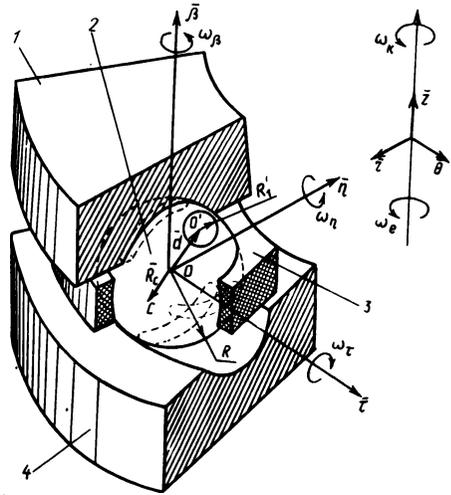
ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ШАРИКОВ В УПОРНОМ ПОДШИПНИКЕ С УЧЕТОМ ВОЗМОЖНОГО НЕСОВМЕЩЕНИЯ ЦЕНТРА МАСС И ЦЕНТРА СФЕРЫ

Целью настоящей работы является исследование характера движения шариков в подшипнике с учетом возможной его динамической несбалансированности, одной из причин которой может быть несовмещение его центра масс и геометрического центра, а также выявление возможности влияния этого фактора на долговечность подшипников.

Центр масс шарика по ряду причин (неоднородность структуры металла, погрешности термической обработки, штамповки или прокатки шариков и т. д.) может не совпадать с его геометрическим центром, однако в настоящее время не только не осуществляется контроль шариков по этому параметру, но и отсутствуют теоретические исследования его влияния на эксплуатационные показатели подшипников качения.

В качестве объекта исследования условно примем шарик радиусом R , имеющий раковину сферической формы радиусом R' , центр которой не

Рис. 1. К динамическому анализу движения шарика в упорном подшипнике; 1 – подвижное кольцо; 2 – шарик; 3 – сепаратор; 4 – неподвижное кольцо



совпадает с центром сферы (рис. 1). Составляющие вектора абсолютной угловой скорости шарика ω_η , ω_β и ω_τ могут быть определены из динамического анализа движения его в рабочей зоне.

Полная система уравнений движения шарика получится при рассмотрении поступательного и орбитального движений центра масс в цилиндрической системе координат $\bar{z}\bar{r}\bar{\theta}$ и вращательного движения шарика вокруг центра сферы в системе координат $\bar{\eta}\bar{\beta}\bar{\tau}$, как показано на рис. 1.

Запишем уравнение движения центра масс шарика следующим образом [1]:

$$\Sigma \bar{F} = m a_c, \quad (1)$$

где m – масса шарика.

Вектор ускорения центра масс \bar{a}_c представим в виде

$$\bar{a}_c = \bar{a}_0 + \frac{d\bar{\omega}}{dt} \bar{R}_c + \bar{\omega}(\bar{\omega} \bar{R}_c), \quad (2)$$

где \bar{a}_0 – вектор ускорения геометрического центра; $\bar{\omega}$ – вектор абсолютной мгновенной скорости вращения шарика относительно центра сферы; \bar{R}_c – радиус-вектор центра масс сферы.

Ускорение центра сферы в цилиндрической системе координат имеет вид [1]

$$a_{0z} = \ddot{z}; \quad a_{0r} = \ddot{r} - r\dot{\theta}^2; \quad a_{0\theta} = r\ddot{\theta} + 2\dot{r}\dot{\theta}, \quad (3)$$

где $\dot{\theta} = \omega_e$ – угловая скорость переносного вращения центра шарика.

С учетом принятого допущения об отсутствии колебаний шарика в радиальном направлении уравнения (3) при условии $\omega_e = \text{const}$ примут вид:

$$a_{0z} = \ddot{z}; \quad a_{0r} = -r\omega_e^2; \quad a_{0\theta} = 0.$$

Уравнение (1) с учетом выражения (2) и формулы двойного векторного произведения в матричном виде выразится следующим образом:

$$\begin{pmatrix} F_z \\ F_r \\ F_\theta \end{pmatrix} = m \begin{pmatrix} a_{0z} \\ a_{0r} \\ a_{0\theta} \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ R_{c\beta} & -R_{c\eta} & R_{c\tau} \\ \frac{d\omega_\beta}{dt} & \frac{d\omega_\eta}{dt} & \frac{d\omega_\tau}{dt} \end{bmatrix} + (\omega_\beta R_{c\beta} + \omega_\eta R_{c\eta} + \omega_\tau R_{c\tau}) \begin{bmatrix} \omega_\beta \\ -\omega_\eta \\ \omega_\tau \end{bmatrix} - (\omega_\beta^2 + \omega_\eta^2 + \omega_\tau^2) \begin{pmatrix} R_{c\beta} \\ -R_{c\eta} \\ R_{c\tau} \end{pmatrix}. \quad (4)$$

Определение положения центра масс в системе координат $\bar{\eta}\bar{\beta}\bar{\tau}$ производим на основании теоремы Эйлера об отыскании результирующего поворота, эквивалентного двум произвольным поворотам [1]. При этом исходим из принятого предположения, что в начальный момент времени ($t = 0$) центр масс лежит на оси β .

Определим координату $R_{c\beta}$. Вначале вектор \bar{R}_c повернем относительно оси $\bar{\tau}$ на угол $\omega_\tau t$ (рис. 2, а), затем $\bar{R}'_{c\beta}$ — относительно оси $\bar{\eta}$ на угол $\omega_\eta t$ (рис. 2, б).

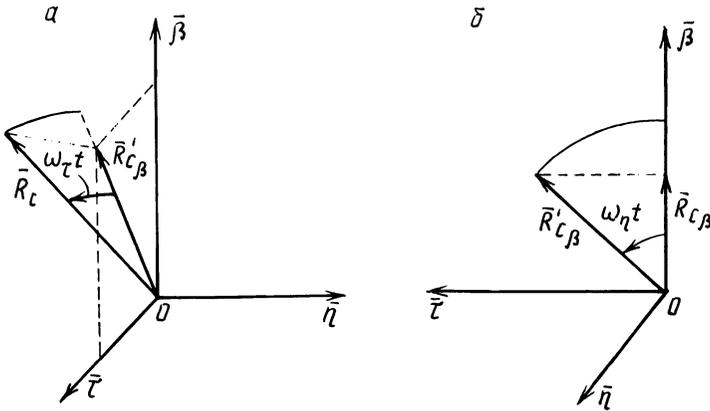


Рис. 2. К определению координаты центра масс шарика:

а — при повороте вектора \bar{R}_c вокруг оси $\bar{\tau}$; б — при повороте вектора $\bar{R}'_{c\beta}$ вокруг оси $\bar{\eta}$

Из рис. 2 видно, что

$$R_{c\beta} = R_c \cos \omega_\tau t \cdot \cos \omega_\eta t. \quad (5)$$

Координаты $R_{c\eta}$ и $R_{c\tau}$ определяются аналогично:

$$R_{c\eta} = R_c \sin \omega_\tau t \cdot \cos \omega_\eta t; \quad (6)$$

$$R_{c\tau} = R_c \sin \omega_\tau t \cdot \sin \omega_\eta t. \quad (7)$$

Расстояние между центром масс шарика и его геометрическим центром R_c определим по методу отрицательных объемов следующим образом:

$$R_c = \frac{R'^3 d}{R^3 - R'^3},$$

где d — расстояние между геометрическим центром шарика и центром его полости.

Вращательное движение шарика относительно центра сферы описывается уравнениями Эйлера, которые в системе координат $\bar{\eta}\bar{\beta}\bar{\tau}$ имеют вид [2]

$$\Sigma \bar{M}_e = \frac{d\bar{L}}{dt} + (\bar{\Omega}\bar{L}) + m(R_c \bar{a}_0), \quad (8)$$

где \bar{L} — кинетический момент, подсчитанный в подвижной системе координат $\bar{\eta}\bar{\beta}\bar{\tau}$ с началом в точке O ; $\bar{\Omega}$ — вектор абсолютной мгновенной скорости вращения трехгранника $\bar{\eta}\bar{\beta}\bar{\tau}$ в пространстве.

Кинетический момент \bar{L} представим таким образом [1]:

$$\bar{L} = \begin{vmatrix} I_\eta & -I_{\eta\beta} & -I_{\eta\tau} \\ -I_{\beta\eta} & I_\beta & -I_{\beta\tau} \\ -I_{\tau\eta} & -I_{\tau\beta} & I_\tau \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} \omega_\eta \\ \omega_\beta \\ \omega_\tau \end{Bmatrix}, \quad (9)$$

где $I_{\eta(\beta,\tau)}$, $I_{\beta\eta(\beta\tau,\eta\tau)}$ — соответственно осевые и центробежные моменты инерции шарика.

Так как оси координат $\bar{\eta}\bar{\beta}\bar{\tau}$ и $zr\theta$ параллельны, то $a_{0\eta} = -a_{0r}$, $a_{0\beta} = a_{0z}$, $a_{0\tau} = a_{0\theta}$.

Сепаратор с шариками вращается с угловой скоростью ω_e , вектор которой параллелен оси $\bar{\beta}$. Для этого случая имеем

$$\Omega_\eta = 0; \quad \Omega_\tau = 0; \quad \Omega_\beta = \omega_e. \quad (10)$$

С учетом (9), (10) уравнение (8) принимает вид

$$\begin{Bmatrix} M_\eta \\ M_\beta \\ M_\tau \end{Bmatrix} = \begin{vmatrix} I_\eta & -I_{\eta\beta} & -I_{\eta\tau} \\ -I_{\beta\eta} & I_\beta & -I_{\beta\tau} \\ -I_{\tau\eta} & -I_{\tau\beta} & I_\tau \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{d\omega_\eta}{dt} \\ \frac{d\omega_\beta}{dt} \\ \frac{d\omega_\tau}{dt} \end{Bmatrix} + \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ 0 & \omega_e & 0 \\ L_\eta & L_\beta & L_\tau \end{vmatrix} + m \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ R_{c\eta} & R_{c\beta} & R_{c\tau} \\ 0 & \bar{z} & r\omega_e^2 \end{vmatrix}. \quad (11)$$

Моменты инерции шарика относительно осей $\bar{\eta}$, $\bar{\beta}$, $\bar{\tau}$ (рис. 3) определяются как разность моментов инерции шаров радиусов R и R' [1]:

$$I_{\beta(\eta,\tau)} = \frac{2}{5} m_1 R^2 - m_2 \left[\frac{2}{5} R'^2 + d_{\tau(\beta,\eta)}^2 \right],$$

где m_1 — масса шарика радиуса R ; m_2 — масса шарика радиуса R' ; $d_{\tau(\beta,\eta)}$ — проекция радиус-вектора \bar{d} на оси координат τ , β и η соответственно.

Проекции радиус-вектора \bar{d} выразятся по аналогии с выражениями (5) ... (7):

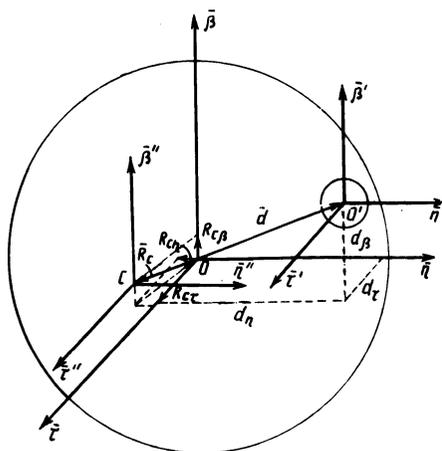


Рис. 3. К определению осевых и центробежных моментов инерции шара

$$d_\tau = d \sin(\omega_\eta t) \cos(\omega_\beta t);$$

$$d_\beta = d \cos(\omega_\tau t) \cos(\omega_\eta t);$$

$$d_\eta = d \sin(\omega_\tau t) \cos(\omega_\beta t).$$

Центробежный момент инерции шара относительно осей $\bar{\eta}\bar{\beta}$, $\bar{\beta}\bar{\tau}$, $\bar{\eta}\bar{\tau}$ определяется как суммы моментов инерции относительно осей $\bar{\eta}'\bar{\beta}'$, $\bar{\beta}'\bar{\tau}'$, $\bar{\eta}'\bar{\tau}'$, проходящих через центр масс тела, и моментов инерции относительно его. После преобразований получим

$$I_{\beta\eta(\beta\tau, \eta\tau)} = 2mR_{c\beta(\tau, \eta)}R_{c\eta(\beta, \tau)} - m_2[d_{\beta(\tau, \eta)}R_{c\eta(\beta, \tau)} + d_{\eta(\beta, \tau)}R_{c\beta(\tau, \eta)} + d_{\beta(\tau, \eta)}d_{\eta(\beta, \tau)}].$$

Полученные динамические уравнения движения шарика в рабочей зоне запишем для случая совпадения центра масс шарика с центром сферы:

$$\begin{Bmatrix} F_z \\ F_r \\ F_\theta \end{Bmatrix} = m \begin{Bmatrix} \ddot{z} \\ -r\omega_e^2 \\ 0 \end{Bmatrix}; \quad (12)$$

$$\begin{Bmatrix} M_\eta \\ M_\beta \\ M_\tau \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & I & 0 \\ 0 & 0 & I \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{d\omega_\eta}{dt} \\ \frac{d\omega_\beta}{dt} \\ \frac{d\omega_\tau}{dt} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ 0 & \omega_e & 0 \\ L_\eta & L_\beta & L_\tau \end{Bmatrix}, \quad (13)$$

где $I = I_\eta = I_\beta = I_\tau$ — момент инерции шарика при совпадении центра масс с центром сферы.

Из сравнения уравнений (4), (11) с уравнениями (12), (13) видно, что в случае совпадения центра масс шарика с центром сферы будут отсутствовать динамические силы, обусловленные дисбалансом шарика и вызывающие его вибрацию в подшипнике при сложном многоосном вращении. Только гироскопические моменты будут способствовать дополнительному развороту шарика в пространстве (вокруг оси $\bar{\tau}$), не вызывая при этом его колебаний.

Анализ полученных теоретических зависимостей показывает, что в случае несовпадения центра масс шарика с центром сферы на него дополнительно действуют динамические силы и моменты, которые вызывают его колебательные движения в пределах зазоров, имеющих в подшипниках. Эти колебания приводят к появлению в подшипнике ударных нагрузок, шума и вибраций. Наличие ударных нагрузок вызывает быстрое разрушение подшипника. Поэтому одним из важнейших факторов, определяющих долговечность подшипника, является дисбаланс его тел вращения. Отсюда следует, что для повышения надежности подшипников, уменьшения шума и вибраций при их работе необходимо отдавать предпочтение тем способам изготовления тел качения, которые обеспечивают минимальное несовпадение центра масс с геометрическим центром. Необходимо также производить отбор тел качения в зависимости от наличия дисбаланса. Это особенно важно для высокоскоростных подшипников, к которым предъявляются повышенные требования по шуму.

ЛИТЕРАТУРА

1. Халфман Р.Л. Динамика. — М., 1972. — 568 с. 2. Пельпор Д.С. Гироскопические системы, — М., 1971. — 568 с.

УДК 621.852.01:539

А.Н.НАТАЛЕВИЧ, канд.техн.наук,
А.Т.СКОЙБЕДА, д-р техн.наук,
В.В.НИКИТИН, канд.техн.наук (БПИ)

КОРРЕКЦИЯ ШКИВОВ КАК СРЕДСТВО ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПЕРЕДАЧ ЗУБЧАТЫМ РЕМНЕМ

Коррекция шкивов, т. е. изменение шага их зубьев, представляет интерес ввиду возможности повышения долговечности передачи простым путем, когда достаточно изменить диаметр шкива в ту или иную сторону относительно номинального значения.

Причиной выхода зубчатых ремней из строя является, как правило, разрушение зубьев. Основной фактор, определяющий долговечность зубьев, — их нагруженность — характеризуется коэффициентом ψ , равным отношению $P_{вх}/P_{ср}$, где $P_{вх}$ — нагрузка на входящем в зацепление зубе ремня, расположенном на дуге обхвата первым, $P_{ср}$ — средняя нагрузка, равная отношению окружного усилия P к числу z_0 зубьев на дуге обхвата.

С изменением нагруженности, обусловленным, например, уменьшением или увеличением числа z_0 зубьев на дуге обхвата, долговечность зубьев ремня будет меньше или больше. При одном и том же числе z_0 нагруженность и долговечность зубьев из-за погрешностей шага зубьев ремня и шкивов также могут быть различными, ввиду того что нагрузка на зубьях определяется соотношением значений шагов сопрягающихся зубьев.

В идеальном случае при равенстве шагов зубьев ремня p_p и шкива $p_{ш}$ распределение нагрузки, как показывают расчеты [1], характеризуется наибольшим нагружением зубьев, расположенных на дугах обхвата шкивов со

стороны ведущей ветви. Этому распределению нагрузки соответствуют значения $\psi > 1$ и $\psi < 1$. Дополнительное нагружение зубьев, определяемое отклонением $\Delta\psi$ относительно $\psi = 1$, для силовых передач составляет до 30 %.

Существует мнение, что условие одинакового нагружения зубьев на дуге обхвата, т. е. $\psi = 1$, способствует их наибольшей долговечности [2]. Для обеспечения этого условия рекомендуется увеличить номинальный шаг зубьев ведущего шкива на эффективную поправку Δp_z , найденную расчетом [2]. Это достигается увеличением делительного диаметра шкива с числом зубьев z_0 на $\Delta d = \Delta p_z z_{ш} / \pi$.

Однако одинаковое нагружение зубьев, обеспечиваемое указанным способом, в реальных условиях выполняется только для зубьев ремня, шаг которых равен номинальному значению.

Погрешности шага зубьев вызывают при работе передачи периодические изменения распределения нагрузки на дугах обхвата шкивов, характеризуемые параметром $\Delta\psi$, значение которого может достигать 100 % [3].

Критерием выхода зубьев ремня из строя для понижающих передач (меньший шкив ведущий) является их износ со стороны, сопрягающейся с ведущим шкивом. Для повышающих передач (меньший шкив ведомый) в качестве критерия разрушения зубьев ремня выступает их усталостное разрушение в результате изнашивания со стороны ведомого шкива.

Первичные повреждения зубьев в виде начального износа их капроновой обкладки, приводящие в конечном итоге к разрушению по обоим указанным критериям, образуются при входе зубьев в зацепление со шкивами [3].

Для повышения долговечности ремней необходимо произвести коррекцию шкивов: увеличить шаг зубьев ведущего и уменьшить шаг зубьев ведомого шкивов.

При максимальной разгрузке входящих в зацепление зубьев, когда нагрузка с них полностью снимается, зубья, выходящие из зацепления, получают дополнительную нагрузку, достигающую 100 % первоначальной и более. Это обстоятельство ограничивает Δp_z коррекции шкивов, так как дополнительное нагружение зубьев может ускорить их разрушение.

Решение задачи по определению коррекции шкивов сводится в сущности к определению оптимального распределения нагрузки между зубьями, характеризуемого коэффициентом ψ . Оптимальное распределение нагрузки можно найти при испытаниях, если, регистрируя ряд экстремальных значений коэффициента ψ , сравнивать степень разрушения зубьев ремней с увеличенным и уменьшенным шагами.

Результаты испытаний подтверждают справедливость изложенного предположения. Например, рассмотрим данные испытаний зубчатых ремней с модулем $m = 4$ мм, $z = 150$ производства Бобруйского завода РТИ.

Испытания проводились при передаточных числах $u_1 = 80/25$, $u_2 = 25/80$, частоте вращения меньших шкивов $n = 1450$ мин⁻¹ и удельной нагрузке $P = 20$ Н/мм. Геометрические параметры шкивов и ремней соответствовали ГОСТ 3805114–76. Распределение нагрузки регистрировалось на ленте осциллографа. Возможность сравнения износа зубьев при разных значениях ψ обеспечена выбранным соотношением чисел зубьев ремня и меньших шкивов $z_p/z_{ш} = 150/25 = 6$, когда характер распределения нагрузки повторяется с каждым пробегом ремня (через шесть оборотов шкива) благодаря сопряже-

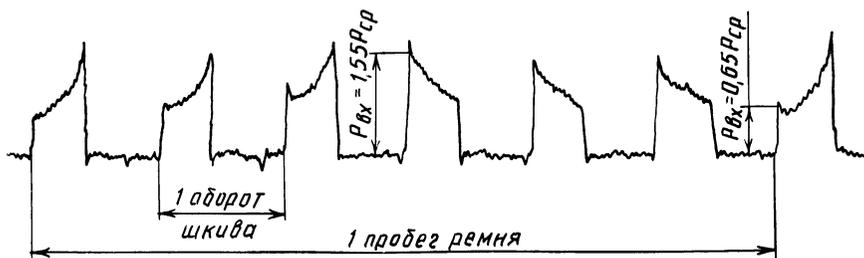


Рис. 1. Осциллограмма распределения нагрузки на дуге обхвата ведущего шкива

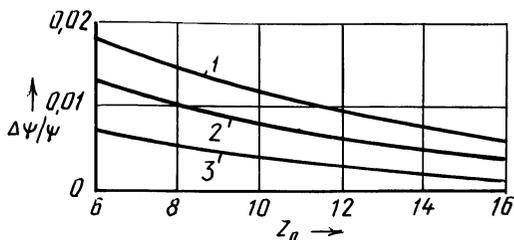


Рис. 2. Коррекция шага зубьев шкивов для обеспечения различных распределений нагрузки:

1 - $\psi = 0,4$; 2 - $\psi = 0,6$; 3 - $\psi = 0,8$

нию одних и тех же зубьев ремня и шкива.

При определении коэффициентов выбирались осциллограммы, повторяющиеся через шесть оборотов шкива. Для передачи с $u_1 = 3,2$ и $u_2 = 0,31$ зафиксированы максимальные и минимальные значения коэффициентов ψ . Для $u_1 = 3,2$ входу ремня в зацепление с ведущим шкивом соответствовали значения $\psi_{\max} = 1,55$ и $\psi_{\min} = 0,65$ (рис. 1).

Выход ремня из строя происходил из-за износа группы зубьев $z = 20 \dots 30$ с увеличенным шагом, т. е. при $\psi_{\max} = 1,55$. Остальные зубья ремня при наличии, как правило, неразрушающей обкладки оставались целыми.

Следовательно, для данной передачи зубья ремня с уменьшенным шагом при $\psi = 0,65$ обладают большей долговечностью, чем зубья с увеличенным шагом при $\psi = 1,55 \dots 1$.

Для второй передачи с $u_2 = 0,31$ были зафиксированы экспериментальные значения коэффициента ψ , равные 0,4 и 1,4. Выход ремней из строя происходил вследствие усталостного разрушения зубьев с уменьшенным шагом при $\psi = 1,2$. Возникновению усталостной трещины у основания зубьев предшествовал износ в этом месте обкладки со стороны, сопрягающейся с меньшим ведомым шкивом. Зубья ремня с увеличенным шагом, т. е. при $\psi = 0,4$, имели меньшую степень разрушения без заметного износа, несмотря на их дополнительное нагружение при выходе из зацепления.

Таким образом, для передачи с $u_1 = 3,2$ и $u_2 = 0,31$ рациональным распределением нагрузки, соответствующим большей долговечности зубьев, является разгрузка входящих в зацепление зубьев ремня, имеющего уменьшенные и увеличенные шаги, характеризуемая коэффициентами $\psi = 0,65$ и $\psi = 0,4$.

Приведенные результаты испытаний относятся к передачам, у которых шаг зубьев шкивов равен номинальному значению шага зубьев ремня.

Для дополнительной проверки возможностей коррекции шкивов были проведены испытания передач с теми же параметрами, но с скорректированными меньшими шкивами (корректированный шаг зубьев ведущего шкива 12,64 мм и ведомого 12,53 мм). Выбранные значения шага зубьев шкивов обеспечивали разгрузку входящих в зацепление с ведущим шкивом зубьев ремня номинального шага, характеризуемую для передачи с $u_1 = 3,2$ значением ψ , близким к 0,65, и разгрузку входящих в зацепление с ведомым шкивом зубьев ремня номинального шага, характеризуемую для передачи с $u_2 = 0,31$ значением ψ , близким к 0,4. Коррекцию Δp_z определяли по графику (рис. 2), построенному на основе опытных и расчетных данных.

Минимальные значения коэффициентов ψ , соответствующие при $u_1 = 3,2$ входу в зацепление зубьев ремня с уменьшенным шагом и при $u_2 = 0,31$ входу в зацепление зубьев ремня с увеличенным шагом, составляли 0,3 и 0,1.

Испытания зубчатых ремней производства Бобруйского завода РТИ показали, что в результате коррекции ведущего и ведомого шкивов (разгрузки входящих в зацепление зубьев соответственно на 35 % и 65 %) долговечность передач повышается в среднем на 35 %.

При выполнении коррекции во избежание набегания зубьев в зацепление необходимо ширину впадины шкивов увеличить по сравнению с предусмотренной ОСТ 3805114—76 на $\Delta p_z (z_0 + 2)$. Следует учитывать также, что возможна лишь коррекция шкивов передач зубчатыми ремнями (модули 4... 10 мм) с металлическим тросом, шкивов с числом зубьев менее 25 (при модуле 4 и 5 мм) или менее 30 (при модуле 7 и 10 мм), а также шкивов для нереверсивных передач.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гуревич Ю.Е. Распределение нагрузки между зубьями ремня, находящимися в зацеплении со шкивом // Механические передачи. — М., 1971. — С. 134—152.
2. Арбузов М.О. Влияние шага зубьев шкива на распределение нагрузки между зубьями ремня // Станки и инструмент. — 1972. — № 5. — С. 33—34.
3. Наталевич А.Н. Исследование условий повышения работоспособности зубчато-ременных передач: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Минск, 1982. — 21 с.

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

УДК 621.923.1:669.018.25

Т.В.ВАСИЛЕНКО (БПИ),
О.А.ГУТФРАЙНДТ (БРПО ПМ)

ЗАВИСИМОСТЬ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ БЕЗВОЛЬФРАМОВОГО ТВЕРДОГО СПЛАВА КХН-15 ОТ РЕЖИМОВ ШЛИФОВАНИЯ

Изучено влияние глубины резания t и поперечной подачи $S_{\text{поп}}$ на среднее арифметическое отклонение профиля Ra обработанной поверхности при шлифовании деталей из безвольфрамового твердого сплава КХН-15. Применяли алмазные круги ПП250×76 с содержанием алмазов 100 % на связке Б1 зернистостью 80/63, 100/80, 125/100. Исследования выполнены на плоскошлифовальном станке мод. ЗГ71. Образцы имели форму брусков с размерами сторон 10×20×40 мм. Охлаждающая жидкость – водный раствор Na_2CO_3 .

Параметр шероховатости Ra определяли с помощью профилографа-профилометра мод. 201. Зависимость Ra от глубины шлифования устанавливали при варьировании ее значений в пределах 10...45 мкм и постоянных значениях скорости резания $v = 35$ м/с, поперечной подачи $S_{\text{поп}} = 0,9$ мм/ход и продольной подачи $S_{\text{прод}} = 8$ м/мин. При обработке образцов алмазным кругом зернистостью 125/100 параметр Ra изменялся в пределах 0,16...0,25 мкм; кругом зернистостью 100/80 – в пределах 0,42...0,52 мкм; 80/63 – в пределах 0,23...0,43 мкм.

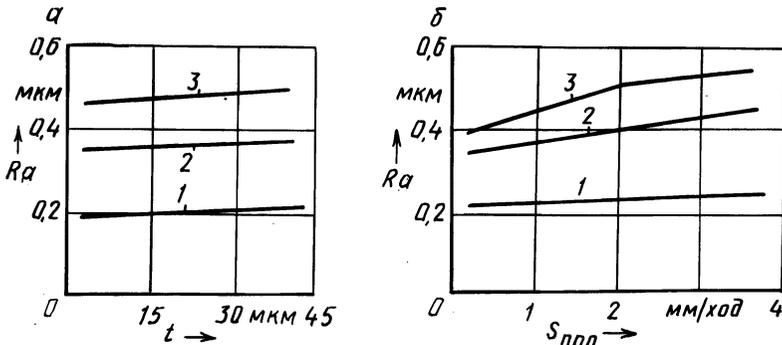


Рис. 1. Зависимость шероховатости поверхности от параметров режима шлифования при обработке алмазными кругами АСР:

1 – зернистость 125/100; 2 – 80/63; 3 – 100/80

Глубина шлифования практически не оказывает влияния на среднее арифметическое отклонение профиля Ra (рис. 1, а), но ее значительное увеличение приводило к появлению на обработанной поверхности прижогов, трещин и сколов. Оптимальной следует считать глубину шлифования 20...30 мкм.

Зависимость параметра шероховатости Ra от поперечной подачи определяли при $v = 35$ м/с, $S_{\text{прод}} = 8$ м/мин, $t = 20$ мкм и изменении $S_{\text{поп}}$ от 0,3 до 3,6 мм/ход.

При обработке поверхности алмазными кругами зернистостью 100/80 и 80/63 среднее арифметическое отклонение профиля с увеличением поперечной подачи изменялось в пределах одного качества, при обработке кругами зернистостью 125/100 параметр Ra составлял 0,19...0,25 мкм (рис. 1, б).

На основании проведенных экспериментов можно сделать вывод, что оптимальное значение среднего арифметического отклонения профиля Ra достигается при использовании алмазных кругов зернистостью 125/100 при $t = 20$ мкм, $S_{\text{поп}} = 0,9...1,8$ мм/ход.

УДК 621.9.01 + 669.15

Г.И.БЕЛЯЕВА (БПИ)

ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ ДЕТАЛЕЙ ИЗ СТАЛИ 20ХНЗА

Заготовки из стали 20ХНЗА подвергались предварительной термической обработке в соответствии с режимами, приведенными в работе [1]. Затем при точении их резцами с трехгранными пластинами из твердого сплава Т15К6 была определена главная составляющая силы резания P_z , при этом скорость резания составляла 100 м/мин, толщина среза – 0,47 мм, ширина среза – 1 мм. Износ h резцов из быстрорежущей стали Р6М5 измерялся на задней поверхно-

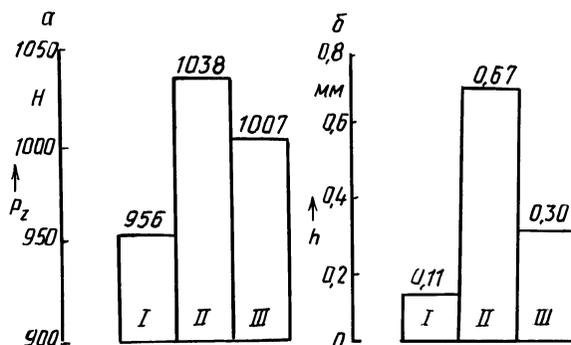


Рис. 1. Зависимость силы резания, износа резцов от способа охлаждения заготовок:
I – охлаждение с печью до 500 °С, затем на воздухе; II – охлаждение в струе воздуха;
III – охлаждение на воздухе

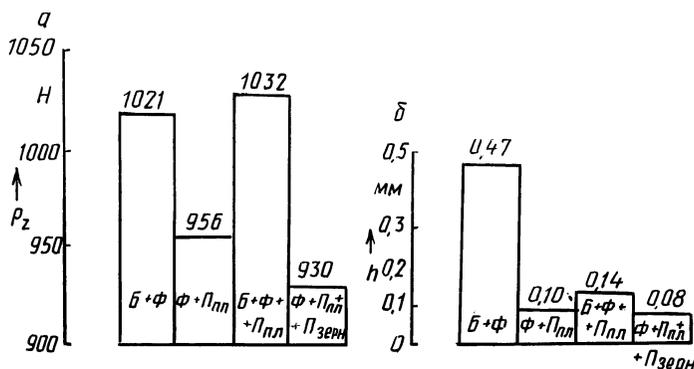


Рис. 2. Зависимость силы резания, износа резов от микроструктуры заготовок:
 Б – бейнит, Φ – феррит, Pl_{пл} – пластинчатый перлит; Pl_{зерн} – зернистый перлит

сти при точении без СОЖ в режиме: скорость резания – 60 м/мин, глубина – 0,25 мм, подача – 0,08 мм/об.

Установлено значительное влияние на P_z и h способа охлаждения заготовок после нагрева (рис. 1, а, б), которое превосходит влияние температуры нагрева и продолжительности выдержки образцов при термической обработке. Наименьшие значения силы резания (в диапазоне 900...956 Н) имели место при обработке образцов, охлажденных с печью до 500 °С, а затем на воздухе. Микроструктура таких образцов состояла из феррита и пластинчатого перлита (рис. 2, а, б). Наилучшей обрабатываемостью по уровню силы резания и износоустойчивости инструмента обладает материал, в структуре которого содержится феррит, пластинчатый перлит и 10 % зернистого перлита, получаемый при термической обработке в следующем режиме: нагрев до 840 °С, выдержка при этой температуре в течение 10 ч, охлаждение вместе с печью до 500 °С, а затем на воздухе.

ЛИТЕРАТУРА

1. Беляева Г.И., Русый В.Д., Бакин В.А. Влияние термической обработки на обрабатываемость стали резанием//Машиностроение. – Минск, 1985. – Вып. 10. – С. 117.

УДК 621.9

Е.И.НАШКЕВИЧ (БПИ)

СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРОТЯГИВАНИЕМ

Определены зависимости между удельной силой резания P_z (приходящейся на 1 мм длины режущей кромки инструмента) и параметрами режима резания. Процесс протягивания образцов из порошковых материалов имитировался на строгальном станке при применении специального резца из стали Р6М5 с передним углом 12°, задним 4° и наклеенными на его поверхности тензомет-

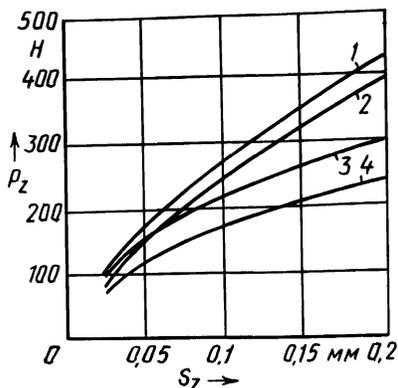


Рис. 1. Зависимость удельной силы резания от подачи на зуб при обработке:

1 – стали 45; 2 – ЖГр2; 3 – ЖГр1Д3; 4 – ЖГр1,2Д2,5К0,8

рическими преобразователями. Толщина срезаемого слоя (подъем на зуб) контролировалась индикатором.

При обработке образцов из порошковых материалов ЖГр1,2Д2,5К0,8, ЖГр1Д3 и ЖГр2 с изменением подъема на зуб S_z от 0,02 до 0,2 мм скорости резания v от 2,5 до 40 м/мин получены соответственно зависимости:

$$P_z = 499 S_z^{0,48} v^{0,03} ;$$

$$P_z = 531 S_z^{0,40} v^{0,05} ;$$

$$P_z = 824 S_z^{0,70} v^{0,17} .$$

Наиболее высокие значения удельной силы резания имеют место при обработке деталей из порошкового материала ЖГр2, минимальные значения P_z соответствуют ЖГр1,2Д2,5К0,8, что можно объяснить наличием в нем серы. С повышением скорости резания наблюдается незначительное увеличение удельной силы резания, что происходит, возможно, вследствие снижения интенсивности наростообразования.

Удельная сила резания при обработке деталей из порошковых материалов ЖГр2, ЖГр1Д3 и ЖГр1,2Д2,5К0,8 со скоростью резания 10 м/мин и подъемом на зуб 0,1 мм в 1,1; 1,2 и 1,5 раза ниже, чем для стали 45 (рис. 1), что можно объяснить их более низкими прочностными характеристиками и наличием пор.

УДК 621.762.8:621.923

И.А.КУДРЯВЦЕВ (БПИ)

РЕЖИМЫ ШЛИФОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Оптимизация процесса плоского шлифования проводилась на основе анализа сил резания и шероховатости поверхности при обработке материалов ЖГр2, ЖГр1,2Д2,5К0,8, ПЖ10-63, ЖГр1Д3 и др. Использовались круги на керамической связке с зернистостью 6...50 из электрокорунда белого, хромитаннистого, карбида кремния зеленого.

Эксперименты планировались с использованием метода ЛП₇-последовательности. Диапазоны изменений элементов режима резания следующие: $v_{S\text{прод}} = 5...20$ м/мин, $S_{x,\text{поп}} = 0,3...4,2$ мм, $t = 4...24$ мкм.

При обработке компактных конструкционных материалов радиальная составляющая силы резания P_y превышает касательную составляющую P_z , при этом $P_y/P_z = 1...3$; ужесточение режимов (увеличение $v_{S\text{прод}}$, $S_{x,\text{поп}}$, t) приводит к росту сил резания.

Эти общие закономерности были выявлены и при шлифовании деталей из порошковых материалов. При обработке кругами из электрокорунда белого силы P_y и P_z были примерно одинаковы (рис. 1), а при шлифовании кругами из карбида кремния зеленого $P_y/P_z \approx 3$.

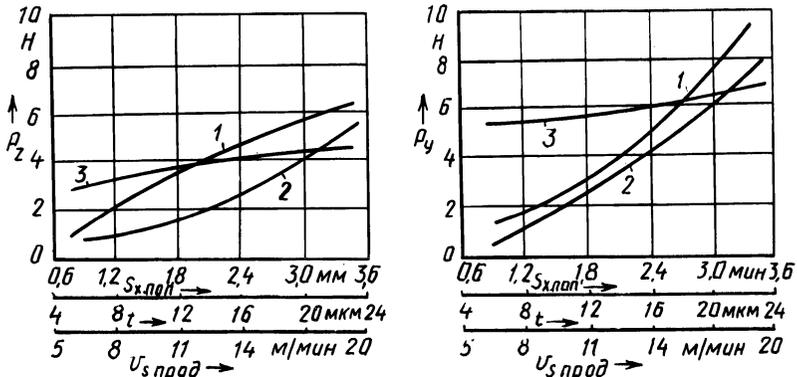


Рис. 1. Зависимость силы резания от режимов обработки:

1 - $P = f(t)$; 2 - $P = f(S_{x,\text{поп}})$; 3 - $P = f(v_{S\text{прод}})$; материал ЖГр2; круг - 25A25ПСМ27К5

Уровень сил резания весьма невысок (1...60 Н). Наименьшие силы имеют место при шлифовании электрокорундом белым, несколько большие - при использовании электрокорунда хромтитанистого и заметно возрастают для карбида кремния зеленого. С увеличением твердости круга силы резания растут. Особенно выражен этот рост в области больших значений элементов режима резания. Наименьшие значения сил резания были получены при шлифовании кругами зернистости 25. При шлифовании кругами с большей зернистостью (40) и меньшей (6) силы резания растут в 1,5...2,5 раза. Зависимости сил резания P_y и P_z от режимов резания в целом монотонные: с увеличением t , $v_{S\text{прод}}$, $S_{x,\text{поп}}$ силы увеличиваются.

Минимальные силы зафиксированы при шлифовании кругом 25A25ПСМ27К5 при $t = 4...8$ мкм, $S_{x,\text{поп}} = 0,7...1$ мм, $v_{S\text{прод}} = 5...8$ м/мин.

Были получены зависимости среднего арифметического отклонения профиля Ra от $v_{S\text{прод}}$, $S_{x,\text{поп}}$, t , некоторые из них представлены на рис. 2. Влияние поперечной подачи на шероховатость незначительно. Это можно объяснить, если учесть, что силы P_y при шлифовании деталей из порошковых материалов весьма малы и их явно недостаточно для создания натяга в системе круг-деталь, обеспечивающего стабильное протекание процесса резания. Мало изменяющаяся высота микронеровностей есть результат двух противоположно дей-

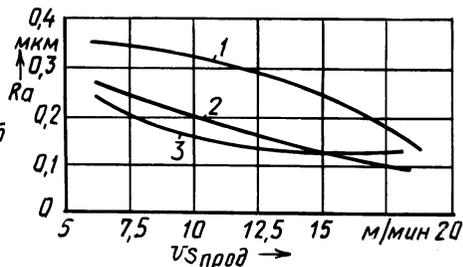
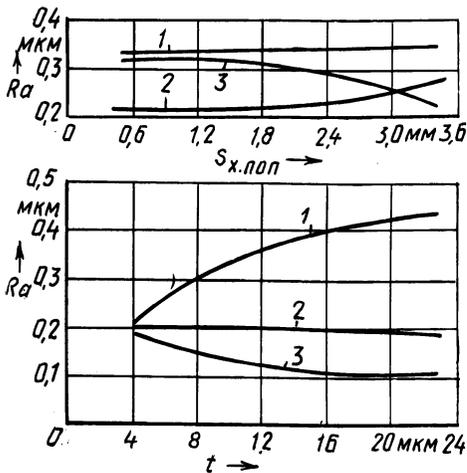


Рис. 2. Зависимость параметров шероховатости поверхности от режимов обработки: 1 – ПЖ10-63; 2 – ЖГр1,2Д2,5К0,8; 3 – ШХ-15п; круг – 25А25ПСМ27К5

ствующих факторов: натяга, растущего с увеличением $S_{x.поп}$ и приближающегося к оптимальному, что должно снижать микронеровности, и величины перекрытия, которая уменьшается с 35 до 6, что должно вызывать рост микронеровностей.

При увеличении продольной подачи среднее арифметическое отклонение профиля уменьшается, что можно объяснить более устойчивой работой шпинделя с возрастанием сил резания. Влияние глубины резания неоднозначно, в одних случаях увеличение t вызывает незначительное возрастание высоты микронеровностей на обработанной поверхности, в других – их уменьшение.

УДК 621.7/.9:669.14.018.5

Г.П.КУЗЬМИЧЕВ, А.М.ГРИГОРЬЕВ,
Е.Л.КЛЕЦКОВ (НПО "Планар"),
Т.В.ВАСИЛЕНКО (БПИ)

РАЦИОНАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ СТАЛИ

Электротехническая сталь 10895 используется для изготовления ряда деталей в прецизионном машиностроении. Для обеспечения высоких магнитных характеристик они должны обладать низким уровнем остаточных напряжений. Поскольку специфика технологического процесса не позволяет подвергать такие детали дополнительному отжигу, механическая обработка должна производиться на режимах, обеспечивающих минимальный уровень остаточных напряжений.

На образцах размером 150×150×4 мм исследовали влияние термообработки стали, режимов фрезерования и шлифования на уровень остаточных напряжений, определяемый по методу магнитной упругости. Статистическая обработка экспериментальных данных производилась с использованием дисперсионного анализа по стандартной программе для ЕС ЭВМ.

Термообработка выполнялась по двум вариантам: 1) отжиг при 860°C в карбюризаторе с выдержкой в течение 4 ч, охлаждение с печью до 600°C со скоростью $30^{\circ}\text{C}/\text{ч}$ и дальнейшее охлаждение на воздухе; 2) высокотемпературный отжиг при $1100...1200^{\circ}\text{C}$ в вакуумной печи с выдержкой в течение 4 ч, охлаждение с печью до 600°C со скоростью $30^{\circ}\text{C}/\text{ч}$ и дальнейшее охлаждение на воздухе.

При плоском торцовом фрезеровании варьировались скорость резания в диапазоне $20...35$ м/мин и продольная подача в диапазоне $30...50$ мм/мин при постоянной глубине резания $0,1$ мм. При изучении зависимости уровня остаточных напряжений от режимов плоского шлифования определялась значимость каждого фактора и оптимальная область их варьирования.

При фрезеровании наибольшее влияние на уровень остаточных напряжений оказывает скорость резания и продольная подача, влияние термообработки незначительно. При шлифовании деталей из стали варьирование наиболее значимых факторов допустимо в следующих пределах: скорость резания – от 20 до 35 м/с; продольная подача – от 10 до 20 мм/мин; поперечная подача – от $0,4$ до $1,5$ мм/ход; глубина резания – от $0,05$ до $0,07$ мм.

УДК 621.924.1

В.И.ТУРОМША, канд.техн.наук (БПИ)

УДАЛЕНИЕ ОТХОДОВ ШЛИФОВАНИЯ АЭРОДИНАМИЧЕСКИМИ ПОТОКАМИ

При шлифовании в результате вращения инструмента возникает аэродинамический поток. Воздух, находящийся в порах связки, под действием центробежных сил отбрасывается на рабочую поверхность инструмента. Благодаря разрежению, возникающему в порах, в шлифовальный круг осуществляется приток воздуха через торцы. Абразивный инструмент работает, как вентилятор, перемещая воздух от своих торцов на рабочую поверхность. Кроме того, благодаря шероховатости поверхности круга возникают дополнительные воздушные потоки. Скорость воздушного потока составляет от 10 до 35 м/с, а давление – от $3,24 \cdot 10^2$ до $8,44 \cdot 10^5$ Па.

С целью использования аэродинамического потока для отсоса шлама и пыли, образующихся при шлифовании, разработана конструкция пылеотсасывающего защитного кожуха [1], представленная на рис. 1. Кожух имеет двой-

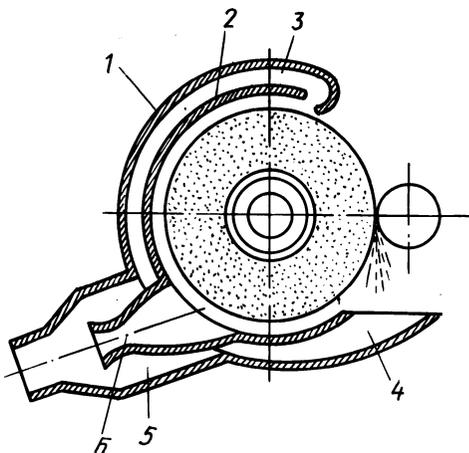


Рис. 1. Пылеотсасывающий кожух

ные стенки – наружную 1 и внутреннюю 2. Внутренняя стенка образует два патрубка 3 и 4, переходящие в вытяжной патрубок 5. Всасывающий патрубок 3 расположен в зоне образования шлама и пыли (главным образом жидкостной), а патрубок 4 – на выходе частиц, захваченных шлифовальным кругом, из-под защитного кожуха. Наружная стенка огибает внутреннюю так, что патрубок 4 оказывается расположенным на пути движущихся частиц шлама и воздушных потоков. В вытяжном патрубке 5 помещено сопло 6, имеющее форму сопла Лавала. В результате образуется эжекторный насос, полость всасывания которого соединена с патрубками 3 и 4. Воздушный поток, создаваемый шлифовальным кругом, проходя через сопло Лавала и вытяжной патрубок, увлекает воздух, а вместе с ним частицы шлама и пыль из патрубка 3. Часть шлама, подхваченного потоком воздуха и шлифовальным кругом, не попадает в патрубок 3 и сопло 6, а увлекается в зазор между шлифовальным кругом и внутренней стенкой кожуха и захватывается патрубком 4.

Проведенные испытания устройства показали, что с его помощью улавливается до 70...80 % шлама, что способствует снижению параметров шероховатости обработанной поверхности R_{max} на 30...40 %. Кроме того, уменьшается запыленность рабочего места вследствие улавливания жидкостного тумана.

ЛИТЕРАТУРА

1. А.с. 891400 (СССР). Пылеотсасывающий кожух/П.И.Ящерицын, Э.С.Бранкевич, В.И.Туромша.

УДК 658.2.004.69

И.Г.ПОПОВА (ЦИНИТУ)

ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА ФОРМЫ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ОСНОВНЫХ ФОНДОВ

Одним из путей интенсификации экономики страны является замена изношенного физически и морально устаревшего оборудования новым более производительным и обеспечивающим высокое качество изготовления продукции. В каждом конкретном случае необходимо экономически обоснованно и оперативно решать альтернативную задачу, подложит ли данное оборудование ремонту или его следует заменить. Этому вопросу посвящен ряд работ [1]...[3], [5] и др., однако его нельзя считать исчерпывающим образом решенным.

В настоящей работе делается попытка решить рассматриваемую задачу за счет учета факторов, значения которых изменяются в зависимости от формы восстановления (обновления) активной части основных производственных фондов.

Стоимость нового, как правило, превышает одноименный показатель подлежащего ремонту старого оборудования, но в целом себестоимость обработки деталей и, в частности, затраты на содержание и эксплуатацию первого ниже, чем второго. Новое оборудование превосходит старое также по производи-

тельности, длительности межремонтного цикла и по точности обработки деталей.

Если обозначить через T_c длительность межремонтного цикла в годах; P_c — годовую производительность; C_c и C_n — себестоимость единицы продукции, производимой соответственно на старом и новом оборудовании, то превышение себестоимости продукции при применении старого оборудования составляет $T_c P_c (C_c - C_n)$.

Отсюда первое условие эффективности капитального ремонта старого оборудования по сравнению с заменой его на новое будет иметь вид

$$K_n > K_p + T_c P_c (C_c - C_n) + K_o, \quad (1)$$

где K_n , K_p — стоимость соответственно нового и капитального ремонта старого оборудования; K_o — остаточная стоимость старого оборудования.

В условии (1) не учтено указанное выше отличие нового оборудования по производительности, длительности межремонтного цикла, точности обработки деталей и затратам на содержание и эксплуатацию. Второе условие имеет вид

$$K_n \frac{T_c}{T_n} \frac{P_c}{P_n} \frac{B_c}{B_n} \frac{Z_{э.н}}{Z_{э.с}} > K_p + T_c P_c (C_c - C_n) + K_o,$$

где B и Z_3 — соответственно оценка точности обработки деталей (в баллах) и затраты на содержание и эксплуатацию оборудования (руб.) (индексы "н" и "с" соответственно обозначают новое и старое оборудование).

Т а б л и ц а 1

Параметр	Единица измерения	Наименование и модель станка			
		плоскошлифовальный		токарно-винторезный	
		старый 3701	новый 3Г71М	старый 1К62	новый 16К20
K_n	руб.		4600		5450
K_p	руб.	1265		913	
T_n	лет		7,6		8,5
T_c	лет	7		7,5	
P_n	шт.		406 000		156 700
P_c	шт.	224 568		72 655	
B_n	балл		10		6
B_c	балл	6		4	
$Z_{э.н}$	руб.		690		820
$Z_{э.с}$	руб.	870		390	
C_n	коп.		3,7		12,8
C_c	коп.	3,92		14,6	
K_o	руб.	0		0	

Экономический эффект от проведения капитального ремонта старого оборудования составляет:

$$\mathcal{E}_p = K_n \frac{T_c}{T_n} \frac{P_c}{P_n} \frac{B_c}{B_n} \frac{Z_{\mathcal{E},n}}{Z_{\mathcal{E},c}} - [K_p + K_o + T_c P_c (C_c - C_n)].$$

Экономический эффект от замены старого оборудования на новое

$$\mathcal{E}_n = [K_p + K_o + T_c P_c (C_c - C_n)] - K_n \frac{T_c}{T_n} \frac{P_c}{P_n} \frac{B_c}{B_n} \frac{Z_{\mathcal{E},n}}{Z_{\mathcal{E},c}}.$$

Сбор необходимых для расчета исходных данных за исключением оценки точности обработки деталей не вызывает затруднений; они содержатся в заводской документации или каталогах.

Для оценки точности обработки деталей можно воспользоваться данными работы [4].

По приведенным формулам осуществлен ряд расчетов, подтвердивших их практическую приемлемость. Так, сравнение по данным табл. 1 старых станков мод. 3701 и 1К62 с новыми мод. 3Г71М и 16К20 показало убыточность капитального ремонта. Замена мод. 3701 на мод. 3Г71М и мод. 1К62 на мод. 16К20 обеспечивает получение годового экономического эффекта соответственно 3588 и 7596 руб.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бунич П.Г. Основные фонды социалистической промышленности. — М., 1960. — 304 с.
2. Акбердин Р.З. Экономические проблемы обновления и восстановления основных производственных фондов. — М., 1983. — 47 с.
3. Колегаев Р.Н. Экономическая оценка качества и оптимизация системы ремонта машин. — М., 1980. — 239 с.
4. Меламед Г.И. Экономика подготовки производства новой техники. — М., 1983. — 160 с.
5. Сачко Н.И., Бабук И.М. Экономика замены машин и оборудования. — М., 1974. — 206 с.

СОДЕРЖАНИЕ

Резание материалов и режущий инструмент

Я щ е р и ц ы н П.И., Д о в н а р С.С. Соотношение упругости и текучести металла – фактор качества обработки резанием	3
Д а н и л о в В.А. Пути интенсификации обработки резанием	9
Н о в о с е л о в Ю.А., М и х а й л о в М.И. О качественной оценке надежности режущего инструмента	12
К а н е М.М. Новый способ фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес	16
Б а р ш а й И.Л., А б у г о в А.Л. Кинематические зависимости при совмещенной обработке иглофрезерованием и поверхностным пластическим деформированием.	20
Ж и г а л к о Н.И. Обрабатываемость материалов протягиванием с высокой скоростью резания.	23
С л ы ш В.М., Ф е л ь д ш т е й н Е.Э., Ш а г у н В.И., З о т к и н А.А., К а п у с т и н Е.М. Условия высокопроизводительной обработки отверстий в деталях из железного порошка	26
М а й Т х а н ь У о н г. Стойкость твердосплавных инструментов при точении деталей из порошковых материалов.	30
Н о в о с е л о в Ю.А., П о п о к Н.Н. Составляющие силы резания при ротационном точении принудительно вращающимся инструментом.	33
Я ц у р а Е.С., Т и л и г у з о в Г.В., К и р п и ч е н к о И.А., Л о б к о в а М.П. Обоснование условий правки шлифовального круга.	37
Е р е м е н к о М.Л., Ж и г а л к о Н.И., М о х н а ч В.И., Р о з е н т а л ь П.Л. Формализация задач при автоматизированном проектировании режущего инструмента.	40
П р и с е в о к А.Ф., С и н ь к е в и ч Ю.В., Ф е д о р ц е в В.А. Выбор метода нанесения бронзовых газотермических покрытий на направляющие металлорежущих станков	43
К о б ь а к о в О.С., Г и н з б у р г Е.Г. Исследование оплавления износостойких покрытий, полученных газотермическим напылением	46
Б о г и н с к а я Т.Ф., Г о л о в к и н а Е.Я., Л а з а р е в А.С. Исследование неустойчивости процесса газопламенного напыления.	49
Б о г и н с к а я Т.Ф., Г о л о в к и н а Е.Я., Л а з а р е в А.С. Структура САПР процесса газотермического напыления	52
Б е л ь е в Г.Я., М и ш к и н а М.А., К о м а р о в с к и й В.В. Лазерное упрочнение деталей сложного профиля.	55
Б е л ь е в Г.Я., М и ш к и н а М.А. Использование сканирующей системы для лазерного термоупрочнения	56
С п и р и д о н о в Н.В., Л у ц к о Н.И. Износостойкость плазменно-лазерных покрытий из окиси алюминия	59
И в а ш е н к о С.А., М а к а р е в и ч Е.В., П л а х о т н ю к В.И., М о и с е е н к о С.И. Устройство для определения напряжений в тонкопленочных покрытиях.	62
С у р г у н т Я.М., К о т и к о в П.Ф., С в и д е р с к и й Э.А. Разработка динамической модели процесса поверхностного пластического деформирования.	67
Ф е д о р ц е в В.А. Динамическая модель комбинированного ротационного инструмента.	71
К р и в к о Г.П. Формообразование деталей из порошкового материала торцовым раскатником	75

Технология машиностроения

А б у г о в А.Л., Б а р ш а й И.Л. Зависимость шероховатости обработанной поверхности от параметров процесса иглофрезерования	77
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. Анизотропия остаточных напряжений в деталях из электротехнической стали 10895 после механической обработки.	79
Ч и с т о с е р д о в П.С., К р е з А.И. Изучение шероховатости канавок методом слепков	82
Ш к р е д В.А. Калибрование шпоночных пазов	84
Ч и с т о с е р д о в П.С., Ж и г а л о в А.Н. Адаптивное управление процессом совмещенной обработки валов	86

Металлорежущие станки

К о ч е р г и н А.И., С к а ч е к В.А. Показатели структурной сложности гибких производственных модулей.	91
К л е з з о в и ч В.И. Повышение устойчивости процесса резания на станках с ЧПУ.	92
Г о р о ш к о В.Ф., К о з л о в с к и й Н.А. Улучшение динамических характеристик приводов подач фрезерных станков	95
Д ь я к о в И.И., Ш т е й н б у к М.А. Исследование динамики шариков в упорном подшипнике с учетом возможного несомещения центра масс и центра сферы	100
Н а т а л е в и ч А.Н., С к о й б е д а А.Т., Н и к и т и н В.В. Коррекция шкивов как средство повышения долговечности передач зубчатым ремнем.	105

Краткие сообщения

В а с и л е н к о Т.В., Г у т ф р а й н д т О.А. Зависимость шероховатости поверхности деталей из безвольфрамового твердого сплава КХН-15 от режимов шлифования	109
Б е л я е в а Г.И. Влияние термической обработки на обрабатываемость резанием деталей из стали 20ХНЗА	110
Н а ш к е в и ч Е.И. Силы резания при обработке порошковых материалов протягиванием	111
К у д р я в ц е в И.А. Режимы шлифования деталей из порошковых материалов.	112
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., В а с и л е н к о Т.В. Рациональные режимы механической обработки деталей из электротехнической стали	114
Т у р о м ш а В.И. Удаление отходов шлифования аэродинамическими потоками	115
П о п о в а И.Г. Экономическое обоснование выбора формы восстановления основных фондов	116

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.9.011:517.962.1

Я щ е р ц ы н П.И., Д о в н а р С.С. Соотношение упругости и текучести металла – фактор качества обработки резанием. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 3–8.

С помощью метода конечных элементов установлено, что при уменьшении предела текучести металла на фоне общего нелинейного падения напряжений происходит относительное увеличение напряжений в области объемного сжатия перед режущей кромкой инструмента. Одновременно зафиксировано расширение зоны пластического течения металла от реза в тело детали. – Ил. 3. Библиогр. 5.

УДК 621.9.04

Д а н и л о в В.А. Пути интенсификации обработки резанием. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.9–12.

Рассмотрены основные этапы синтеза способов формообразующей обработки резанием, методы оптимизации схемы и кинематики формообразования, кинематических схем обработки и структур станков. – Библиогр. 6.

УДК 621.91.01

Н о в о с е л о в Ю.А., М и х а й л о в М.И. О качественной оценке надежности режущего инструмента. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.12–16.

Разработана система средств обеспечения надежности режущего инструмента на всех этапах его создания применительно к напайной и сборной системам крепления режущей пластины к корпусу инструмента. – Ил. 2. Табл. 1.

УДК 621.833.1.002:621.914

К а н е М.М. Новый способ фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес. – Машиностроение, 1987, вып.12, с.16–20.

Рассмотрены особенности, достоинства, условия применения и параметры нового способа фрезерования зубьев цилиндрических зубчатых колес, который может быть реализован с помощью червячной или дисковой модульной фрезы. – Ил. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.923.77(088.8)

Б а р ш а й И.Л., А б у г о в А.Л. Кинематические зависимости при совмещенной обработке иглофрезерованием и поверхностным пластическим деформированием. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.20–22.

Описан способ обработки с различными скоростями планетарного движения иглофрез и деформирующих элементов, приведена формула для определения скорости планетарного движения деформирующих элементов. – Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.919.011

Ж и г а л к о Н.И. Обрабатываемость материалов протягиванием с высокой скоростью резания. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 23–26.

Приводятся данные о характере изнашивания и стойкости протяжек при обработке спеченного порошкового материала ЖГр1,5Д, конструкционной стали 40 и серого чугуна СЧ15 в широком диапазоне скоростей резания, а также о шероховатости протянутой поверхности и величине сколов на торцах обработанных деталей. — Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 621.951:621.993.1

Условия высокопроизводительной обработки отверстий в деталях из железного порошка/В.М. Слыш, Е.Э. Фельдштейн, В.И. Шагун, А.А. Зоткин, Е.М. Капустин. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 26—30.

Определены критерии затупления инструмента, оптимальная геометрия и рациональные режимы резания при сверлении, развертывании отверстий и нарезании резьбы в деталях из железного порошка. Приведены эмпирические зависимости стойкости инструмента, точности отверстий и параметров шероховатости обработанной поверхности от режимов резания и геометрии инструмента. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.910

Май Тхань Уонг. Стойкость твердосплавных инструментов при точении деталей из порошковых материалов. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с.30—33.

Приведены результаты исследования зависимости стойкости твердосплавных инструментов из сплавов ВК8, Т15К6, Т30К4 при точении деталей из порошковых материалов ЖГр1Д3, ЖГр2, ПЖ10-63, ЖГр1,2Д2,5К0,8. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.91.01

Новоселов Ю.А., Попок Н.Н. Составляющие силы резания при ротационном точении принудительно вращающимся инструментом. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 33—37.

Приведены результаты экспериментальных исследований силы резания при ротационном точении принудительно вращающимся инструментом с прерывистой режущей кромкой в зависимости от элементов режима резания и в сопоставлении с другими видами обработки. — Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.923

Обоснование условий правки шлифовального круга/Е.С.Яцур, Г.В.Тлигузов, И.А.Кирпиченко, М.П.Лобкова. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 37—40.

Дается теоретическое обоснование условий формирования оптимального профиля шлифовального круга в процессе правки. Описан оригинальный способ проведения правки, обеспечивающий повышение стабильности динамических характеристик процесса шлифования. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.753.5.001.2

Формализация задач при автоматизированном проектировании режущего инструмента/М.Л. Еременко, Н.И. Жигалко, В.И. Мохнач, П.Л. Розенталь. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 40—43.

Излагаются некоторые аспекты формализации проектных задач. Приведен пример получения алгоритма определения передних и задних углов, а также наружных диаметров фасонных круглых резцов. — Ил. 1. Библиогр. 5.

УДК 669.14.018.5.001.4

Анизотропия остаточных напряжений в деталях из электротехнической стали 10895 после механической обработки/Г.П.Кузьмичев, А.М.Григорьев, Е.Л.Клецков, В.И.Туромша. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.79–82.

Исследовано влияние операций торцового фрезерования плоскости, плоского шлифования и фрезерования пазов на уровень и степень анизотропии остаточных напряжений в стали 10895. – Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 620.179.118

Чистосердов П.С., Крез А.И. Изучение шероховатости канавок методом слепков. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.82–84.

Изложена сущность метода изучения шероховатости поверхности радиусных синусоидальных канавок на деталях синусошарикового редуктора с помощью гибких слепков, получаемых на пластинках из пластмассы, пластифицируемой ацетоном. – Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.886.6:621.914.22

Шкред В.А. Калибрование шпоночных пазов. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 84–86.

Излагаются результаты экспериментальных исследований калибрования пазов. – Ил. 2.

УДК 621.941.2.02

Чистосердов П.С., Жигалов А.Н. Адаптивное управление процессом совмещенной обработки валов. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 86–90.

Рассмотрены теоретические основы управления точностью процесса совмещенной обработки резанием и ППД. Приведены принципиальная и структурная схемы системы адаптивного управления, реализующие данный процесс. – Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.9.06:658.524.017

Кочергин А.И., Скачек В.А. Показатели структурной сложности гибких производственных модулей. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 91–92.

Предложены показатели структурной сложности и загрузки гибких производственных модулей. – Табл. 1.

УДК 621.914.3

Клевзович В.И. Повышение устойчивости процесса резания на станках с ЧПУ. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.92–95.

Установлено, что улучшение динамических характеристик упругой системы привода подач станков с ЧПУ можно обеспечить путем регулирования предварительного натяга в передаче винт–гайка качения, обеспечивающего оптимальное соотношение между жесткостью и демпфированием. – Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 621.914.4-86

Горошко В.Ф., Козловский Н.А. Улучшение динамических характеристик приводов подач фрезерных станков. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.95–100.

Показана эффективность увеличения демпфирования и снижения уровня колебаний при определенной частотной настройке двух колебательных контуров привода подачи фрезерного станка. Даны уравнения для оптимальных с точки зрения динамики параметров привода. — Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.822.75:531.3

Дьяков И.И., Штейнбук М.А. Исследование динамики шариков в упорном подшипнике с учетом возможного несовмещения центра масс и центра сферы. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с.100–105.

На основе анализа движения шариков в упорном подшипнике при эксплуатации с учетом возможной динамической несбалансированности тел качения определены возникающие при этом дополнительные силы, вызывающие колебания шариков в пределах возможных зазоров в подшипнике, и даны рекомендации по улучшению эксплуатационных показателей тел качения. — Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.852.01:539

Наталевич А.Н., Скойбеда А.Т., Никитин В.В. Коррекция шкивов как средство повышения долговечности передач зубчатым ремнем. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 105–108.

На основе анализа особенностей разрушения зубьев ремней и результатов стендовых испытаний рекомендуется коррекция меньших шкивов, проведение которой способствует повышению долговечности передачи почти на 35 %. — Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.923.1:669.018.25

Василенко Т.В., Гутфрайндт О.А. Зависимость шероховатости поверхности деталей из безвольфрамового твердого сплава КХН-15 от режимов шлифования. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 109–110.

Приведены зависимости между средним арифметическим отклонением профиля, глубиной резания и поперечной подачей при шлифовании алмазными кругами деталей из безвольфрамового твердого сплава КХН-15. — Ил. 1.

УДК 621.9.01 + 669.15

Беляева Г.И. Влияние термической обработки на обрабатываемость резанием деталей из стали 20ХН3А. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с.110–111.

Показано, что образец из стали 20ХН3А обладает наилучшей обрабатываемостью по уровню сил резания и износа инструмента, когда при термической обработке нагревается до 840 °С, выдерживается в течение 10 ч, охлаждается вместе с печью до 500 °С, а затем на воздухе. — Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.9

Нашкевич Е.И. Силы резания при обработке порошковых материалов протягиванием. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с.111–112.

Приведены зависимости удельной силы резания от подъема на зуб и скорости резания при обработке материалов ЖГр1,2Д2,5К0,8, ЖГр1Д3 и ЖГр2. — Ил. 1.

УДК 621.762.8:621.923

Кудрявцев И.А. Режимы шлифования деталей из порошковых материалов. — Машиностроение, 1987, вып. 12, с.112–114.

Приводятся данные о влиянии режимов плоского шлифования деталей из спеченных порошковых материалов на силы резания и среднее арифметическое отклонение профиля Ra обработанной поверхности. – Ил. 2.

УДК 621.7/9:669.14.018.5

Рациональные режимы механической обработки деталей из электротехнической стали/Г.П.Кузьмичев, А.М.Григорьев, Е.Л.Клецков, Т.В.Василенко. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.114–115.

Установлены режимы фрезерования и шлифования деталей из электротехнической стали 10985, обеспечивающие минимальный уровень остаточных напряжений.

УДК 621.924.1

Туромша В.И. Удаление отходов шлифования аэродинамическими потоками. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с.115–116.

Описана конструкция пылеотсасывающего кожуха для шлифовальных станков, в котором для отсоса шлама и пыли используется аэродинамический поток, образующийся при вращении шлифовального круга. – Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 658.2.004.69

Попова И.Г. Экономическое обоснование выбора формы восстановления основных фондов. – Машиностроение, 1987, вып. 12, с. 116–118.

Излагается методика решения альтернативной задачи технического перевооружения предприятия, связанной с заменой или капитальным ремонтом оборудования и основанной на сравнительном учете стоимости, производительности, долговечности, точности и эксплуатационных затратах для нового и подвергаемого капитальному ремонту старого оборудования. – Табл. 1. Библиогр. 5.

Машиностроение

Выпуск 12

Зав. редакцией В.Г. Самарина. Редактор Э.Н. Капрова. Мл. редакторы Н.В. Валишева, А.П. Берлина. Худож. редактор И.А. Демковский. Техн. редактор Л.И. Счисленок. Корректор Т.М. Рутковская. Оператор А.И. Маль

ИБ № 2384

Подписано в печать 04.10.86 г. АТ 07490. Формат 60х90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать. Гарнитура Пресс Роман. Усл. печ. л. 8. Усл. кр.-отт. 8,375. Уч.-изд. л. 9,04. Тираж 780 экз. Зак. 5194. Цена 1 р. 40 к.

Издательство "Высэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048, Минск, проспект Машерова, 11.

Типография "Победа". 222310, Молодечно, ул. Тавлая, 11.

Отпечатано с оригинала-макета, подготовленного в издательстве "Высэйшая школа"