

Министерство народного образования Белорусской ССР
Белорусский ордена Трудового Красного Знамени
политехнический институт

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Основан в 1976 году

ВЫПУСК 15

Минск
"Высэйшая школа"
1990

621.7
М38
УДК 621.002 (082)

Редакционная коллегия:

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

Приведены результаты исследования схода стружки при косоугольном резании, напряжений в обрабатываемом материале. Рассмотрены особенности абразивной обработки влияние износа инструмента на скорость съема материала, производительность субмикрорезания при обработке уплотненным незакрепленным абразивом, методы обеспечения рационального макропрофиля поверхности шлифовальных кругов. Изложены исследования ротационного резания, глубокого сверления, резьбонарезания, иглофрезерования. Приведены технологические условия нанесения покрытий. Рассмотрены принципы проектирования зубообрабатывающих и других станков.

М $\frac{2704010000 - 063}{М304 (03) - 90}$ 133-90

© Коллектив авторов, 1990

РЕЗАНИЕ МАТЕРИАЛОВ И РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ

УДК 621.9.011:517.962.1

С.С. ДОВНАР,
канд.техн.наук (БПИ)

ВЛИЯНИЕ СИЛ ИНЕРЦИИ НА НАПРЯЖЕНИЯ И ДЕФОРМАЦИИ В ОБРАБАТЫВАЕМОМ МЕТАЛЛЕ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ РЕЗАНИИ

Характер действия сил инерции на напряженно-деформированное состояние в зоне резания изучался путем численно-математического моделирования с помощью метода конечных элементов (МКЭ). Конечно-элементная модель процесса резания [1] была дополнена алгоритмами, вычисляющими ускорения расчетных точек в деформируемом материале. По ускорениям определены силы инерции, которые прикладывались к зоне резания как распределенные объемные нагрузки. Процесс резания моделировался без учета колебаний при условии установившегося пластического течения металла.

Исходные условия МКЭ-расчетов: плоская деформация, ортогональное резание, инструмент с передним углом $\gamma = 10^\circ$ и абсолютно острой режущей кромкой, глубина резания $t = 0,2$ мм; стружка сливная с коэффициентом усадки $K = 2,1$. Обрабатываемый материал имеет плотность железа и напряжение текучести в недеформированном состоянии $\sigma_s = 750$ МПа. Распределение напряжения текучести по зоне резания принято пропорциональным экспериментальной картине микротвердости для стали ШХ15 [2]. В стружке вследствие происшедшего наклепа σ_s достигает 1150 МПа.

На процесс высокоскоростного резания влияют температурные эффекты, а также вязкостные свойства металла, проявляющиеся при быстром деформировании. Однако в рассматриваемой серии расчетов для упрощения анализа эти факторы не учитываются. Принято, что в первом приближении разогрев и вязкость компенсируют друг друга в зоне резания и напряжение текучести металла остается примерно постоянным в широком диапазоне скоростей обработки [3]. Исключение составляет зона вторичной пластической деформации вдоль передней поверхности резца, где с повышением скорости резания состояние материала приближается к плавлению [4]. В МКЭ-расчетах задавалось условие схватывания стружки с передней поверхностью инструмента. Одновременно напряжение текучести в контактном слое понижалось до 100 МПа. Это обеспечивало легкое пластическое скольжение стружки по резцу.

Напряженно-деформированное состояние обрабатываемого металла выявлялось путем пробного перемещения инструмента на расстояние $u = 10$ мкм. Этого достаточно для стабилизации напряжений и скоростей деформации в зоне резания [1]. Применяя МКЭ-модель, сначала находили упругое решение, а затем путем итераций учитывали пластическое течение металла. На каждой итерации подсчитывались инерционные нагрузки. Они использовались на следующей итерации для уточнения полей напряжений и деформаций в зоне резания.

Для расчетов была применена конечноэлементная сетка, разбивающая зону резания на 123 изопараметрических конечных элемента. Вычисления проводились на ЭВМ ЕС-1035 под управлением операционной системы СВМ.

Силы инерции в зоне резания зависят от квадрата скорости резания v . Это следует из закона сохранения количества движения, который для стабильного резания имеет вид:

$$mv \left(1 - \frac{\sin \gamma}{K} \right) = P_x^u \tau;$$

$$- m \frac{\dot{v}}{K} \cos \gamma = P_y^u \tau,$$

где m — масса металла, проходящего через зону стружкообразования за время τ ; P_x^u, P_y^u — суммарные силы инерции соответственно в направлении резания и перпендикулярно к нему.

Сила P_x^u обусловлена инерцией набегающего на резец металла из пуска, а P_y^u связана с приданием стружке скорости, нормальной к направлению резания. Сила P_x^u возрастает с уменьшением γ и увеличением K . Сила P_y^u максимальна при $\gamma = 0$. На силы инерции влияет скорость резания v как непосредственно, так и в результате пропорционального ей возрастания массы снимаемого материала m .

Для принятых условий при отсутствии инерционного эффекта силы резания $P_x^0 = 370$ Н, $P_y^0 = 52$ Н (на 1 мм длины режущей кромки). Силы инерции достигают 1 % от исходных сил резания при $v = 3000$ м/мин, что соответствует скорости шлифовального круга. Заметные изменения в картинах напряжений и деформаций наблюдаются при скоростях резания выше 10 000 м/мин. При увеличении v силы инерции быстро нарастают. На скорости резания 30 000 м/мин P_x^u становится равной P_x^0 , а при $v > 45 000$ м/мин из-за перегрузки зоны резания силами инерции конечноэлементное решение теряет устойчивость и не дает результатов. Таким образом, инерционные эффекты следует отнести к диапазону сверхскоростного резания.

На рис. 1, а, б приведены картины максимального главного напряжения σ_1 соответственно для исходного решения и для решения, близкого к границе устойчивости МКЭ-модели ($v = 35 000$ м/мин). На исходной картине σ_1 главное место занимает единая область растяжения I под режущей кромкой. Она распространяет свое влияние и на зону стружкообразования (изолинии "100 МПа"), и на металл под вновь образованной поверхностью позади резца. Единую область растяжения создают слившиеся передняя и задняя области растяжения [1].

Для решения, представленного на рис. 1, б, сила P_x увеличилась на 545 Н, что привело к усилению области объемного сжатия II. Экстремальные напряжения σ_1 снизились внутри этой области от -2100 до -4600 МПа. Состояние объемного сжатия установилось вдоль всей зоны стружкообразования. Единая область растяжения оказалась разбитой на слабую переднюю область III и не-

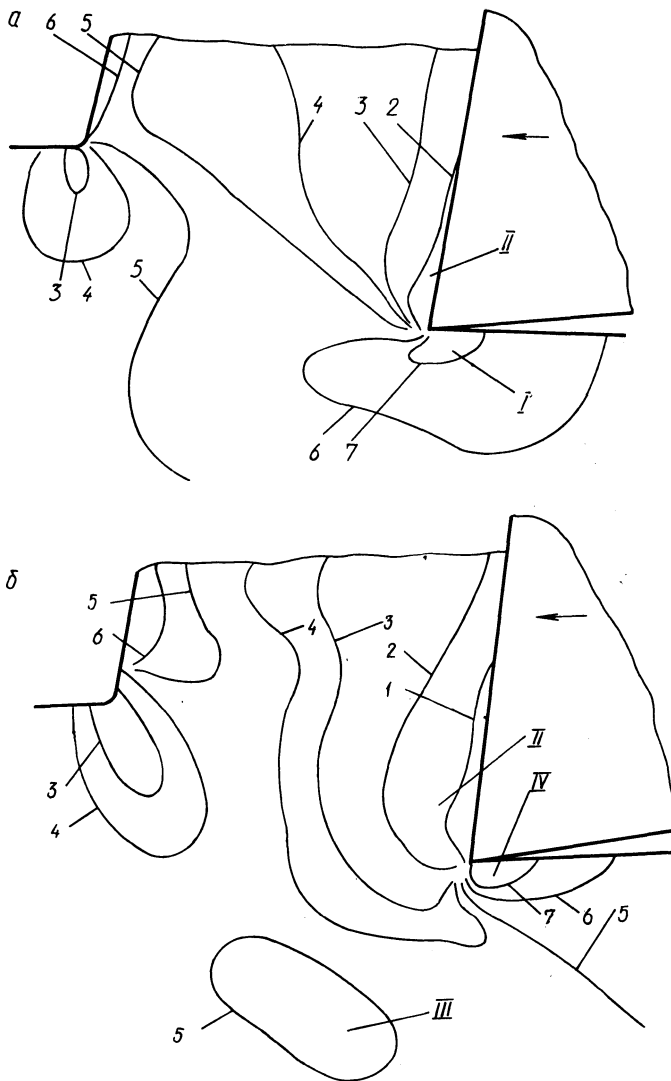


Рис. 1. Изолинии главного напряжения σ_1 для резания при отсутствии сил инерции (а) и для скорости обработки $v = 35\ 000$ м/мин (б):
 1 — 2000 МПа; 2 — 1000; 3 — 300; 4 — 100; 5 — 100; 6 — 500; 7 — 1000 МПа; I — единая область растяжения; II — область объемного сжатия; III, IV — передняя и задняя области растяжения

большую заднюю IV. Однако в центре задней области растяжения сохранились высокие значения σ_1 . Здесь действует состояние объемного растяжения.

Распределение скоростей деформаций для $v = 35\ 000$ м/мин представлено на рис. 2. От аналогичных распределений, полученных МКЭ-расчетами при от-

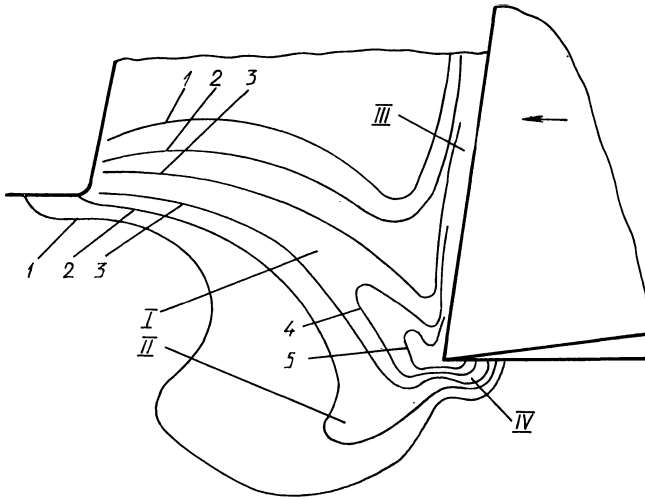


Рис. 2. Изолинии скорости пластической деформации для скорости резания $v = 35\,000$ м/мин:
 $1 - 0$; $2 - 7,5$; $3 - 18,75$; $4 - 37,5$; $5 - 75 \cdot 10^5$ с $^{-1}$; I – зона стружкообразования; II – область заглубленного пластического течения; III – зона вторичной деформации; IV – область пластического растяжения под задней поверхностью резца

• сущности сил инерции [1], оно отличается загнутостью зоны стружкообразования I в сторону стружки и резца, а также проникновением пластического течения глубоко под линию среза (область II). Вдоль передней поверхности резца тянется зона вторичной деформации III. Она обусловлена движением стружки по инструменту в условиях схватывания. Пластическое течение идет также в металле позади режущей кромки (IV), где расположена задняя область растяжения.

Изменения, происшедшие в напряженно-деформированном состоянии под действием инерционных нагрузок, объясняет картина ускорений \bar{a} расчетных точек (рис. 3, векторы \bar{a} противоположны силам инерции). Выявляются три главных направления ускорений. В зоне стружкообразования векторы \bar{a} ориентированы одинаково с пластическими сдвигами вдоль линии AB. Это отражает торможение материальных точек относительно инструмента в направлении резания и одновременное ускорение их в направлении схода стружки. Ускорения в зоне стружкообразования в основном и создают силы инерции P_x^u, P_y^u . Однако если сила P_x^u воспринимается резцом, то P_y^u при углах γ , близких к нулю, действует главным образом на металл ниже линии среза. Это приводит к вдавливанию металла в глубь детали и возникновению ускорений CD. Третье направление ускорений AE возникает, так как возле точки A скорость обрабатываемого металла близка к скорости резца, а возле E – к скорости детали. В результате задняя область растяжения оказывается местом приложения дополнительных растягивающих инерционных нагрузок. Поэтому она сохраняется в зоне резания несмотря на общее сжатие, создаваемое ускорениями в направлении AB.

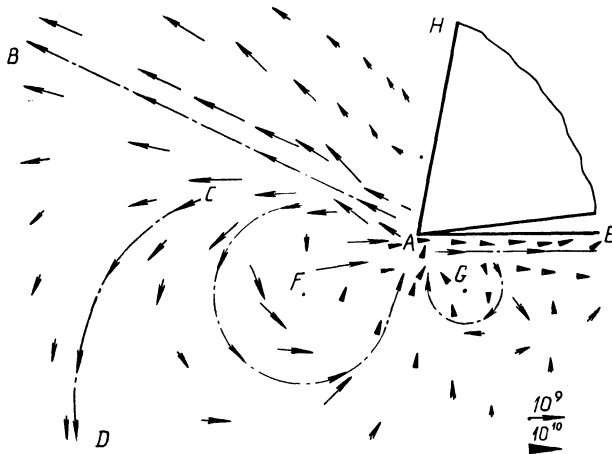


Рис. 3. Картина ускорений (м/с^2) материальных точек в зоне резания для скорости обработки $v = 35\,000$ м/мин

Перечисленным трем главным направлениям ускорений соответствуют свои суммарные силы инерции, которые оказываются неуравновешенными между собой по моменту. В итоге возле режущей кромки формируются "вихри" — передний F и задний G . Таким образом, начинается турбулизация течения металла в зоне резания.

Ускорения по направлению CD и "вихрь" F обуславливают появление заглубленного пластического течения в области II (см. рис. 2). Благодаря ускорениям в направлении AE и "вихрю" G (рис. 3) возникает деформирование металла позади режущей кромки (область IV , рис. 2). В зоне вторичной пластической деформации движение идет равномерно, точно вдоль передней поверхности AH (рис. 3).

Из рис. 3 следует также, что угол клина между AB и передней поверхностью должен уменьшаться с ростом скорости резания. Это необходимо для того, чтобы материал, ограниченный клином, был способен передавать увеличивающиеся силы инерции от зоны стружкообразования на резец. Уменьшение угла означает поворот зоны стружкообразования к инструменту и фактическое уменьшение коэффициента усадки (см. рис. 2). Падение коэффициента усадки известно и из экспериментов по сверхскоростному резанию [5].

При $v = 35\,000$ м/мин "вихри" в обрабатываемом металле выявляются только на картине ускорений. Движение материала возле режущей кромки хотя и возмущено, однако носит ламинарный характер. Турбулизация перемещений развивается при скоростях резания выше $45\,000$ м/мин. Как установлено путем прерывания вычислений, именно с этим связана потеря устойчивости МКЭ-расчетов. Модель не была приспособлена для учета пластических ротаций.

Очевидно, при $v = 45\,000$ м/мин наступает тот момент, когда турбулентное течение становится энергетически выгоднее, чем ламинарное. "Вихрь" F можно сравнить с катком, который облегчает смещение материала стружки относительно детали.

В сверхскоростном резании обнаруживается закономерность гидродинамики. Число Рейнольдса отражает отношение сил инерции среды к силам внутреннего сопротивления течения [6]. Его увеличение неизбежно приводит к переходу от ламинарного движения к турбулентному.

Пластические ротации в зоне резания обусловлены именно силами инерции, так как проявляются на картине ускорений только при скоростях обработки выше 10 000 м/мин. На меньших скоростях МКЭ-расчет фиксирует только направления ускорений AB и AE (рис. 3). Пограничная область между направлениями характеризуется плавным, невихревым изменением векторов \bar{a} . С началом турбулизации слабеет связь механики резания с контактными условиями на поверхностях инструмента. МКЭ-расчет, выполненный для $v = 35\ 000$ м/мин без размягчения в зоне вторичной деформации, не дал существенных изменений по сравнению с рис. 1, б, 2, 3. В целом под влиянием сил инерции обнаруживается подобие резания процессам обтекания препятствий и отрыва струй, рассматриваемым в гидродинамике [7].

Турбулизация в зоне резания вероятна и с точки зрения физики пластических деформаций. Установлено [8], что большие деформации металла осуществляются на микроуровне путем взаимосвязанных поворотов фрагментов. Возможен выход ротаций на макроуровень. Этому способствует состояние объемного сжатия [9], что имеет место для "вихря" F (рис. 1, б и 3).

Последствия ожидаемой турбулизации процесса резания пока еще трудно оценить. Можно рассчитывать на достижение особых свойств поверхностного слоя детали, так как он будет формироваться путем интенсивного перемешивания металла. Но вероятны и сильные разрушения, вырывы по границам завихрений.

Главной особенностью предкритических скоростей порядка 30 000... 40 000 м/мин является то, что резание выступает как эффективный процесс ППД вследствие глубоких подповерхностных деформаций в области II (см. рис. 2). Однако тонкий поверхностный слой детали может получать повреждения в задней области растяжения. Поэтому его целостность следует контролировать и при необходимости проводить финишную обработку. Стружка благодаря силам инерции формируется в условиях объемного сжатия, препятствующего разрушениям. Тем самым открывается возможность использования стружки как высокопрочной проволоки или ленты.

Серьезной проблемой при высокоскоростном резании становится прочность инструмента. Нормальные контактные напряжения концентрируются на передней поверхности возле режущей кромки и при $v = 35\ 000$ м/мин достигают 4700 МПа. Это примерно равно прочности на сжатие твердых сплавов. Кроме того, вследствие роста P_y'' суммарная сила P_y при положительных γ меняет направление и стремится затянуть резец в деталь ($P_y = -40$ Н, рис. 3). Поэтому для практического использования сверхскоростного резания необходимы инструменты с особо прочными режущими кромками и углами γ , близкими к нулю или отрицательными.

В целом освоение сверхвысоких скоростей резания должно осуществляться при сочетании экспериментов и математического моделирования, привлечении гидродинамики, теории колебаний и развитии физики больших высокоскоростных пластических деформаций металла.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Д о в н а р С.С. Выявление основных закономерностей напряженного состояния в зоне резания металла с помощью метода конечных элементов: Дис. ... канд. техн. наук. — Мн., 1987. — 210 с.
2. К у ф а р е в Г.Л., О к е н о в К.Б., Г о в о р у х и н В.А. Стружкообразование и качество обработанной поверхности при несвободном резании. — Фрунзе, 1970. — 170 с.
3. Р а м а л и н г э м, Х а з р а. Динамическое напряжение сдвига. Анализ исследований процесса механической обработки монокристаллов // Тр. АОИМ. Конструирование и технология машиностроения. — 1973. — № 4. — С. 30–36.
4. Р е х т. Динамический анализ высокоскоростной обработки резанием // Тр. АОИМ. Конструирование и технология машиностроения. — 1985. — № 4. — С. 135–146.
5. П о д у р а е в В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов. — М., 1974. — 587 с.
6. Я в о р с к и й Б.М., Д е т л а ф А.А. Справочник по физике. — М., 1979. — 944 с.
7. Л а н д а у Л. Д., Л и в ш и ц Е.М. Механика сплошных сред. — М., 1954. — 795 с.
8. Р ы б и н В.В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. — М., 1986. — 224 с.
9. Субструктура и свойства мартенсита конструкционных легированных сталей после деформирования по различным схемам / Л.С. Давыдова и др. — ФММ. — 1986. — Т. 61, вып. 2. — С. 339–347.

УДК 621.9:539.374

В.М. КУЦЕР (БПИ)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УГЛА СХОДА СТРУЖКИ ПРИ КОСОУГОЛЬНОМ РЕЗАНИИ

Большинство технологических процессов обработки деталей со снятием стружки относится к косоугольному резанию. Согласно гипотезе Г.И. Грановского [1], подтвержденной Н.Н. Зоревым [2] и В.Ф. Бобровым [3], в этом случае процесс резания происходит в плоскости стружкообразования, которая образована векторами скорости резания и скорости стружки. Это означает, что существует такое сечение, проходящее через обрабатываемый материал и стружку, в котором происходит процесс плоской деформации. Очевидно, нельзя считать, что в плоскости стружкообразования точно выполняются условия плоского деформирования. Однако, поскольку для углов наклона режущего лезвия $\lambda < 30..40^\circ$ коэффициент уширения стружки K_v близок к единице [2, 3], эти условия выполняются с достаточной для практики точностью.

Действительный угол резания δ в плоскости стружкообразования, вычисляемый по формуле [2]

$$\cos \delta = \cos \lambda \cos \nu \cos \delta_N + \sin \lambda \sin \nu,$$

зависит от угла наклона главной режущей кромки λ , нормального угла резания δ_N и угла схода стружки ν . Первые два параметра задаются геометрией инструмента, а для определения третьего требуются дополнительные сведения. Таким образом, если известны физико-механические свойства обрабатываемого материала, элементы режима резания и геометрия инструмента, задача косоугольного резания сводится к прямоугольному, теоретический анализ которого имеется в [4, 5].

Единственным свободным параметром в рассматриваемой модели косоугольного резания является угол схода стружки ν . При малых скоростях ре-

зания $\nu \approx \lambda$ [2, 3], однако при скоростях более 40...50 м/мин эти углы значительно отличаются [2]. Экспериментальная методика определения направления схода стружки, предложенная Н.Н. Зоревым [2], достаточно трудоемка, и полученные результаты годятся лишь для исследованной пары "инструмент— обрабатываемый материал", причем в узком диапазоне скоростей и для нескольких значений угла λ .

В данной работе предлагается методика теоретического определения угла схода стружки на основе энергетического подхода. Будем исходить из того, что угол ν принимает такое значение, которое обеспечивает минимальные затраты энергии на осуществление процесса резания. Поскольку действительная скорость резания не зависит от положения плоскости стружкообразования, а энергия, затрачиваемая при резании в единицу времени, определяется произведением скорости резания на проекцию силы на направление этой скорости, задача сводится к минимизации силы резания по параметру ν . Используем выражение для этой составляющей силы резания, полученное в [5]:

$$P = c\rho T_c + \frac{\bar{\mu}k}{\cos\bar{\eta}(\cos\bar{\eta} + \sin\bar{\eta})}, \quad (1)$$

где c и ρ — соответственно удельная теплоемкость и плотность обрабатываемого материала; T_c — температура в плоскости сдвига; $\bar{\mu}$ — средний коэффициент пластического трения; k — предел текучести на сдвиг обрабатываемого материала; $\bar{\eta} = 1/2 \arccos \bar{\mu}$.

Выражение (1) получено для ортогонального резания и не включает затрат энергии на трение стружки о переднюю поверхность инструмента в направлении, параллельном режущей кромке.

Боковую скорость стружки определим из формулы [2]

$$v_l = v \cos \lambda \operatorname{tg} \nu / K_a,$$

где K_a — коэффициент утолщения стружки: $K_a = \cos \bar{\eta} / \cos (\delta - \bar{\eta})$ [5].

Мощность, затрачиваемая на преодоление силы трения в направлении v_l , определится произведением этой скорости на касательное напряжение $\bar{\tau}_k = \bar{\mu}k$ и площадь контакта, отнесенную к ширине режущего лезвия:

$$N_l = \bar{\mu}k \cos \lambda \operatorname{tg} \nu \cdot l_{\text{п}} v / K_a. \quad (2)$$

Здесь $l_{\text{п}}$ — длина пластического контакта.

Из [4] имеем

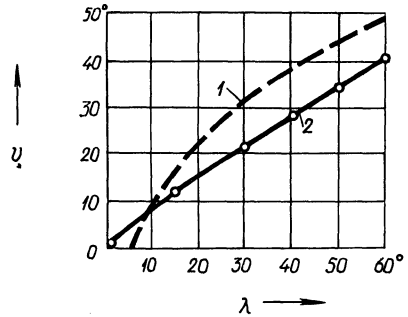
$$l_{\text{п}} v / K_a = va / [\cos \bar{\eta} (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta})]. \quad (3)$$

Тогда, подставляя выражение (3) в уравнение (2) и разделив полученное выражение на скорость резания и толщину срезаемого слоя, получим компоненту общей силы резания, учитывающую боковое трение:

$$P_l = \frac{\bar{\mu}k \cos \lambda \operatorname{tg} \nu}{\cos \bar{\eta} (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta})}.$$

Рис. 1. Зависимость угла схода стружки от угла наклона главного режущего лезвия для стали 45 ($\gamma = 10^\circ$, $a = 0,2$ мм, $v = 100$ м/мин):

1 — теоретическая зависимость; 2 — кривая, построенная по результатам экспериментов [2]



Составляющая силы вдоль скорости резания

$$P = c\rho T_c + \frac{\bar{\mu}k}{\cos\bar{\eta}(\cos\bar{\eta} + \sin\bar{\eta})} (1 + \cos\lambda \operatorname{tg}\nu). \quad (4)$$

Температура стружки после прохождения зоны первичных деформаций определяется по формуле [5]

$$T_c = T_0 + \Gamma [1 + A\Gamma^m / (m + 1)] k_0 / (c\rho),$$

где T_0 — начальная температура обрабатываемого материала; A и m — коэффициенты кривой упрочнения обрабатываемого материала; k_0 — предел текучести на сдвиг при $T = T_0$ и интенсивности сдвиговых деформаций $\Gamma = 0$.

Изменение свойств обрабатываемого материала будем учитывать с помощью зависимости [4]

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

сомножители которой отражают деформационное упрочнение и зависимость предела текучести от температуры. Здесь $\Gamma = \sin\delta / \cos(\delta - \bar{\eta})$.

Коэффициент пластического трения определяется из системы нелинейных уравнений [5] относительно $\bar{\mu}$, $\bar{\eta}$ и T_k (максимальной температуры на передней поверхности инструмента):

$$\bar{\eta} = 1/2 \arccos \bar{\mu};$$

$$\bar{\mu} \int_{T_c}^{T_k} \frac{T - T_c}{F^2(T)} dT = \int_{T_c}^{T_k} \frac{T - T_c}{F(T)} dT; \quad (5)$$

$$\frac{\rho c \Lambda}{2k^2} F^2(T_c) \cos\bar{\eta} (\cos\bar{\eta} + \sin\bar{\eta}) \int_{T_c}^{T_k} \frac{T - T_c}{F^2(T)} dT = va,$$

где Λ — коэффициент теплопроводности.

Таким образом, выражение (4) является функцией угла ν . Для определения значения угла схода стружки необходимо найти минимум функции (4).

Это можно сделать численно, используя, например, метод "золотого сечения". Параметры для соотношения (4) должны определяться путем решения на каждой итерации системы уравнений (5).

По предложенной методике проведен расчет для свободного косоугольного резания образца из стали 45. На рис. 1 представлена зависимость угла схода стружки ν от угла λ , полученная из расчета, а также кривая, полученная экспериментально [2]. Расчет дает хорошее совпадение с результатами эксперимента для $\lambda < 20^\circ$.

На основании вышеизложенного видно, что параметры процесса свободного стружкообразования с углом $\lambda \neq 0$ зависят от угла схода стружки, и поэтому приведенная методика может служить основой для теоретической оценки термомеханического режима неортогонального свободного резания.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Грановский Г.И. Кинематика резания. – М., 1948. – 199 с.
2. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М., 1956. – 367 с.
3. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов. – М., 1962. – 149 с.
4. Куцер В.М. Анализ процесса ортогонального резания с учетом переменных свойств обрабатываемого материала // Машиностроение. – Мн., 1988. – Вып. 13. – С. 8–15.
5. Куцер В.М. Теоретическая оценка сил при ортогональном резании // Машиностроение. – Мн., 1989. – Вып. 14. – С. 7–11.

УДК 621.91.02

В.А. ДАНИЛОВ,
канд.техн.наук (НПИ)

СХЕМЫ РОТАЦИОННОГО РЕЗАНИЯ МЕТАЛЛОВ КОМБИНИРОВАННЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

Ротационное резание, обеспечивая многократное повышение производительности обработки и стойкости инструмента [1], является эффективным методом обработки в автоматизированном производстве, что подтверждается его применением при изготовлении роторов и статоров электродвигателей. Однако этот метод еще не получил широкого применения, в частности, из-за сложности обеспечения стружкодробления при обработке пластичных материалов круглыми резами. В связи с этим создание схем и инструментов для ротационного резания, обеспечивающих надежное стружкодробление, имеет важное практическое значение.

Кинематические особенности ротационного резания позволяют осуществить стружкодробление способами, основанными на изменении классической кинематики ротационного точения. К ним относится резание с неравномерным вращением резца или вращением его вокруг оси, не совпадающей с его геометрической осью, с переменными параметрами режущей части резцов. Однако в первом случае усложняется конструкция устройства для ротационного точения и невозможна обработка при оптимальном соотношении угловых скоростей заготовки и резца, так как оно непрерывно изменяется. При вращении резца вокруг оси, не совпадающей с его геометрической осью, биение режущей

кромки снижает качество обработки. Круглые резцы с переменными передним углом и углом наклона режущей кромки сложны в изготовлении и поэтому находят ограниченное применение.

Отмеченных недостатков лишены комбинированные ротационные инструменты в виде круглого резца с непрерывной режущей кромкой и дополнительного режущего инструмента.

На рис. 1 изображена схема обработки инструментом, содержащим круглый резец 2 и установленный над ним многозубый инструмент 3 [2]. Передний и задний углы заточки режущей части инструмента 3 отличаются на угол от соответствующих углов резца 2.

В процессе обработки заготовке 1 сообщается вращательное движение B_1 , а инструменту — продольная подача S и непрерывное вращение B_2 с частотой и по направлению, обеспечивающим максимальную его стойкость. Формообразование цилиндрической поверхности осуществляется непрерывно круговой режущей кромкой резца 2. Режущие элементы инструмента 3 вступают в работу периодически и срезают металл на некотором угле поворота заготовки одновременно с резцом 2, причем большая часть глубины резания приходится на верхний инструмент, а меньшая — на круглый резец. Благодаря периодическому перераспределению глубины резания между инструментами 2 и 3 достигается устойчивое дробление стружки. Для обеспечения равномерного изнашивания круглого резца рекомендуется периодически или непрерывно поворачивать инструмент 3 вокруг оси вращения комбинированного инструмента. Непрерывное вращение инструмента 3 может использоваться также для обеспечения заданной степени измельченности стружки.

Дробление стружки осуществляется каждый раз при выходе из зоны резания режущей кромки нижнего или верхнего инструмента. Непрерывная стружка образуется в течение времени T контакта режущего лезвия с обрабатываемой заготовкой. Поэтому максимальная длина (м) стружки при обработке пластичных материалов выражается зависимостью

$$l_c = Tv k_1,$$

где T — время контакта; $T = (b + c)/v_p$, с; b — длина режущего лезвия многорезвийного инструмента, м; c — длина дуги контакта резца с заготовкой: $c = \epsilon d_p / 2$, м; ϵ — угол контакта резца с заготовкой: $\epsilon = \arccos(1 - 2t/d_p)$, рад;

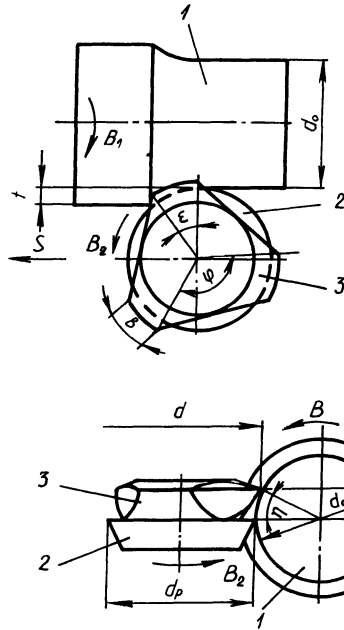


Рис. 1. Схема обработки комбинированным инструментом с многорезвийным резцом

d_p — диаметр реза, м; t — глубина резания, м; v — скорость главного движения, м/с; k_l — коэффициент укорочения стружки, определяемый экспериментально; v_p — окружная скорость вращения инструмента, м/с.

Тогда длина стружки, срезаемой верхним резцом,

$$l'_c = \frac{v}{v_p} k_l \left[b + \frac{d_p}{2} \arccos \left(1 - \frac{2t}{d} \right) \right]. \quad (1)$$

Аналогично длина стружки, срезаемой нижним резцом, выражается зависимостью

$$l''_c = \frac{v}{v_p} k_l \left(\frac{\varphi d_p}{2} - b + \frac{\epsilon d_p}{2} \right), \quad (2)$$

где φ — угол между соседними режущими зубьями инструмента 3.

Из выражений (1) и (2) следует, что одинаковая длина элементов стружки, срезаемой нижним и верхним инструментами, обеспечивается при $b = \varphi d_p / 4$.

Количество элементов стружки, образуемых за один оборот комбинированного инструмента, в 2 раза больше числа режущих зубьев инструмента 3. Если же режущие зубья этого инструмента имеют форму, аналогичную режущей части проходного резца ($b = 0$), количество элементов стружки равно числу этих зубьев, а l_c определяется зависимостью

$$l_c = \frac{d_p v}{2v_p} k_l (\varphi + \epsilon). \quad (3)$$

На рис. 2 изображена конструкция комбинированного инструмента, реализующего эту схему обработки [3]. На передней поверхности круглого реза 9 диаметром d_p установлена обойма 8 с режущими пластинками 1, вершины которых равномерно расположены по окружности диаметром d на высоте h от передней поверхности реза 9. Пластинки 1 прижаты к этой поверхности прихватом 6, оснащенным самоустанавливающимися фиксаторами 3 с пружинами 4 для точной установки режущих пластинок в обойме. Упругие элементы 2 служат для повышения надежности крепления при неидентичности их по высоте. Круглый резец 9, обойма 8 и прихват 6 установлены неподвижно относительно друг друга на оправке 7, снабженной гайкой 5, посредством которой через прихват 6 и упругие элементы 2 осуществляется зажим пластин 1. В обойме могут быть также круглые режущие пластины.

В процессе обработки заготовке диаметром D сообщается вращение с частотой n_3 , а комбинированному инструменту — вращение с частотой n и движение подачи S вдоль образующей обработанной поверхности диаметром d . При этом пластинки 1 осуществляют разделение стружки, срезаемой резцом 9, на элементы длиной l_c (см. формулу (3)).

Следовательно, угол между соседними режущими пластинками

$$\varphi = \frac{2l_c v_p}{k_l d_p v} - \epsilon.$$

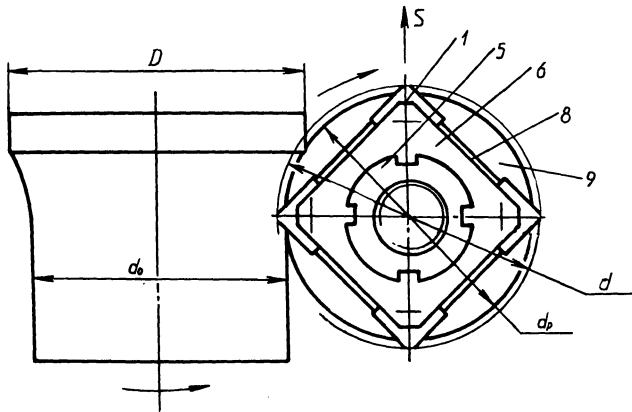
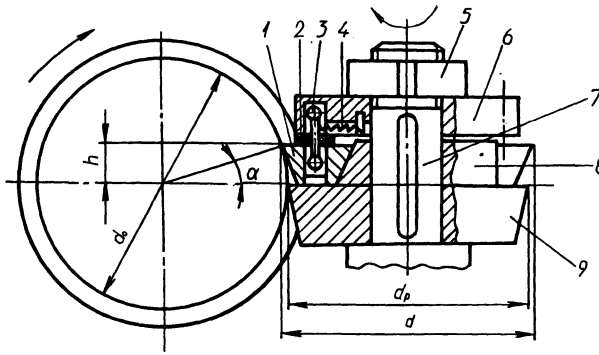


Рис. 2. Схема обработки комбинированным инструментом со сменными пластинками

Таким образом, для обеспечения заданной степени измельчения стружки в обейме должны быть установлены z режущих пластинок, количество которых определяется зависимость

$$z \geq \frac{\pi}{\frac{l_c v_p}{k_l d_p v} - 0,5 \epsilon}$$

При небольшой глубине резания ϵ можно пренебречь, тогда

$$z > \frac{\pi d_p k_l v}{l_c v_p}$$

Вершины режущих пластинок расположены на окружности, диаметр которой определяется зависимость

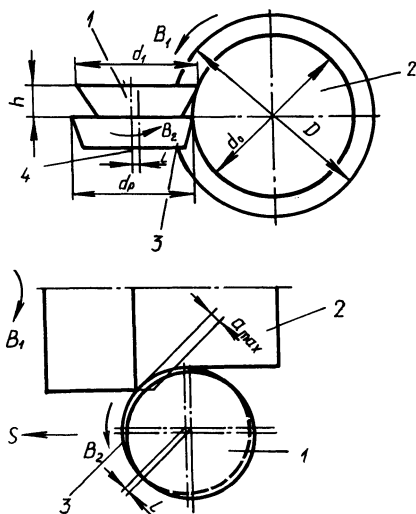


Рис. 3. Схема обработки комбинированным инструментом с эксцентрично установленным круглым резцом

$$d = d_p + \frac{2h^2}{d_0} \quad (4)$$

Во всех случаях значение d , вычисленное по формуле (4), меньше диаметра, при котором вершины режущих пластинок касаются обработанной поверхности диаметром d_0 , на

$$\Delta d = d_0 \left(1 - \cos \arcsin \frac{2h}{d_0} \right) - \frac{2h^2}{d_0}$$

Практически всегда $\Delta d < 0,1$ мм. Расстояние между вершинами режущих пластин и обработанной поверхностью составляет $\Delta d/2$. Следовательно, режущие пластинки, установленные в обойме, в процессе резания не касаются обработанной поверхности диаметром d_0 , которая формируется только круглым резцом. Вследствие же малости Δd инструмент обеспечивает надежное стружкодробление и при небольшой (меньше 1 мм) глубине резания.

На рис. 3 изображена схема ротационного точения комбинированным инструментом в виде двух круглых резцов, верхний 1 из которых установлен эксцентрично, а нижний 3 — концентрично относительно оси вращения [4]. В процессе обработки заготовке 2 сообщается вращение B_1 со скоростью главного движения, а резцам — вращение B_2 по направлению схода стружки вокруг оси 4 нижнего резца и движение подачи S вдоль образующей обрабатываемой поверхности.

Вследствие эксцентричной установки верхнего резца толщина слоя, срезаемого каждым резцом, изменяется от максимального значения до нуля или любого заданного из условия стружкообразования значения, обусловленного эксцентриситетом и диаметрами резцов. Суммарная толщина срезаемого слоя металла в любой момент времени величина постоянная, равная глубине резания, причем максимальному значению толщины слоя, срезаемого одним рез-

цом, соответствует минимальное значение толщины слоя, срезаемого вторым резцом, благодаря чему обеспечивается устойчивое дробление стружки независимо от свойств обрабатываемого металла. При этом за счет концентричной установки нижнего резца обеспечивается формообразование поверхности вращения.

За каждый оборот резцов стружка дробится дважды, поэтому максимальная длина ее отдельных участков выражается зависимостью

$$l_c = \frac{vk_l}{2n} = \frac{\pi D n_3 k_l}{2n},$$

или

$$l_c = \pi k_r d_p \frac{v}{v_p}.$$

Благодаря плавному изменению толщины слоев, срезаемых каждым резцом в пределах общей глубины резания, процесс стружкодробления не сопровождается существенными колебаниями суммарной силы резания и ее составляющих, что создает благоприятные условия для работы обоих круглых резцов.

Эксцентриситет e установки верхнего резца относительно нижнего рекомендуется задавать примерно равным половине максимального значения толщины среза a_{\max} , которая для круглого резца определяется зависимостью $a_{\max} = 2S \sqrt{t/d_p}$ [1]. С увеличением l уменьшается длина режущей кромки верхнего резца, участвующей в резании, и соответственно возрастают нагрузка на нижний резец и неравномерность процесса резания. При $l < a_{\max}/2$ может не обеспечиваться надежное дробление стружки. Диаметр d_1 верхнего резца при установке нижнего на уровне центров станка определяется зависимостью

$$d_1 = d_p - 2l + d_0 \left(1 - \sqrt{1 - \frac{4h^2}{d_0^2}} \right).$$

При симметричном расположении резцов относительно оси вращения заготовки

$$d_1 = d_p - 2l.$$

Рассмотренные схемы ротационного резания могут быть использованы на универсальных и автоматизированных токарных станках, оснащенных устройствами для ротационного точения. При этом может быть решена задача надежного стружкодробления при обработке пластичных материалов и расширена область применения ротационного резания в металлообработке.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А., Соусь А.В. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов. — Мн., 1972. — 272 с. 2. А.с. 814575 (СССР). В.А. Данилов, Н.С. Иванов. Устройство для ротационного точения. 3. А.с. 1355363 (СССР). В.А. Данилов. Способ дробления стружки при ротационной обработке. 4. А.с. 891219 (СССР). В.А. Данилов. Способ ротационного точения.

ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛИ ПРИ ОБРАБОТКЕ РОТАЦИОННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ С ПЕРЕРЫВИСТОЙ РЕЖУЩЕЙ КРОМКОЙ

В настоящее время имеется много данных по качеству деталей, обработанных ротационным инструментом [1]. Однако для нового вида ротационного резания принудительно вращающимся инструментом (фрезоточения) [2] зависимость качества обрабатываемых деталей от прерывистости режущей кромки и других параметров не изучалась. Поэтому на начальном этапе исследований этого вида обработки была поставлена задача оценки шероховатости поверхности детали, обработанной ротационным инструментом с прерывистой режущей кромкой.

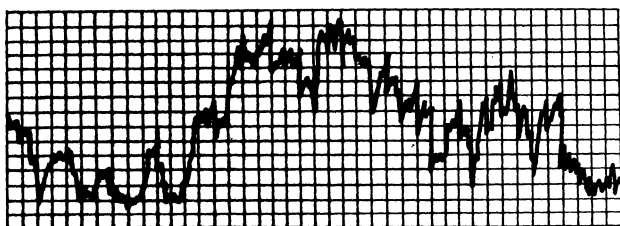
Методика исследований предусматривала обработку деталей из стали 50 на токарно-винторезных станках мод. 16К20 и 1М63 с устройствами для привода инструмента. Применялись цельные резцы из стали Р6М5 диаметром 49 мм и резцовые головки диаметром 120 мм с напайными твердосплавными пластинками ВК8 с 16 режущими лезвиями. Инструменты затачивались с передним углом 0° и задним 10° , 12° ; биение режущих лезвий после заточки составляло 0,02...0,04 мм. В ходе эксперимента в широких пределах изменялись глубина резания, подача, скорость резания и соотношение скоростей вращения инструмента и детали.

Параметры шероховатости поверхности детали после обработки на исследуемых режимах определялись непосредственно на станке с помощью двойного микроскопа Линника МИС-11, а также с использованием профилографа-профилометра мод. 252.

В результате исследований установлено, что на обработанной ротационным инструментом с прерывистой режущей кромкой поверхности детали имеются характерные риски по траектории движения резания, оставляемые неровностями режущей кромки, наростом (рис. 1), отмечавшиеся исследователями при других видах ротационной обработки [1]. Эти риски могут иметь большую глубину, так называемые "задиры", если обработка проводится на низких скоростях резания и изношенным инструментом (рис. 1, а). Однако на образование рисков ни в коей мере не влияет прерывистость режущей кромки, если в процессе обработки обеспечивается устойчивое перекрытие режущих лезвий и минимальное их радиальное биение. Эти условия выполнимы, а значит, можно достичь высокого качества обработки поверхности инструментом с прерывистой режущей кромкой. Кроме того, вид обработанной этим инструментом поверхности не изменяется при появлении отдельных сколов на режущей кромке, в то время как при обработке самовращающимся инструментом происходит копирование сколов на поверхности детали. В возможности срезания неровностей на обработанной поверхности детали за счет перекрытия их последующими участками режущей кромки заключается преимущество принудительно вращающихся инструментов перед самовращающимися.



б



в

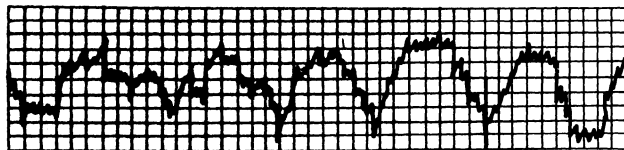


Рис. 1. Вид поверхности детали (а) ($\times 35$) и ее профилограммы (горизонтальное увеличение $\times 10$, вертикальное $\times 500$) ($\gamma = 0$, $\alpha = 12^\circ$; $d = 49$ мм, $Z = 16$; $S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм): б — $v = 1,6$ м/с, $v_r/v = 0,015$; в — $v = 2,3$ м/с, $v_r/v = 0,1$

При измерении параметров шероховатости обработанной ротационным инструментом поверхности детали возникали трудности с выбором базовой длины для измерения параметра Rz . Большие значения диаметра применяемых инструментов ($d = 49$ и 120 мм), подачи и радиального биения инструментов ($\Delta_r = 0,02 \dots 0,04$ мм) приводили к тому, что шаг выступов и впадин профилограмм (рис. 1) оказывался больше базовых длин, предусмотренных ГОСТ 2789–73. Поэтому во избежание ошибок при измерении параметра Rz выбор базовой длины производился в соответствии с режимом обработки, диаметром инструмента, его радиальным биением и т.п.

Зависимости параметра Rz от элементов режима обработки, представленные на рис. 2, построены при базовой длине $l = 8$ мм, а на рис. 3 при $l = 2,5$ мм. С увеличением соотношения скоростей вращения инструмента и за-

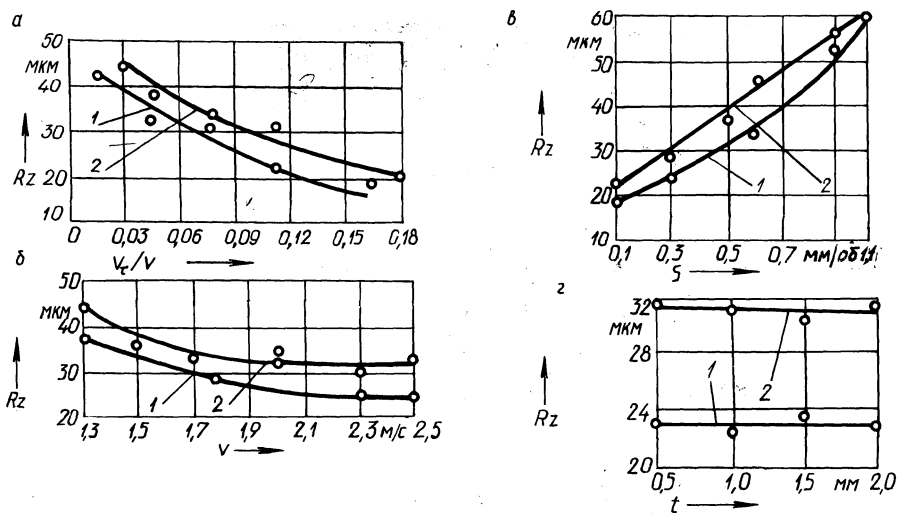


Рис. 2. Зависимость шероховатости поверхности детали от соотношения скоростей вращения инструмента и детали (а), скорости главного движения (б), подачи (в) и глубины резания (г) при обработке (деталь – сталь 50, инструмент – сталь Р6М5, $\gamma = 0$, $\alpha = 12^\circ$; $d = 49$ мм, $z = 16$, $v = 1,7$ м/с, $v_r/v = 0,1$, $S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм):

1 – с однонаправленными векторами \vec{v}_T и \vec{S} ; 2 – с разнонаправленными векторами \vec{v}_T и \vec{S}

готовки и скорости вращения заготовки (рис. 2, а, б и 3, а) высота неровностей уменьшается, что можно объяснить улучшением условий деформирования и отделения срезаемого слоя от заготовки. Причем эти зависимости имеют криволинейный характер за счет влияния нароста при малых значениях скоростей вращения инструмента и заготовки.

При возрастании подачи параметр Rz увеличивается (рис. 2, в), что имеет место и при традиционных методах обработки. Параметры же шероховатости, измеренные между пиками профилограммы, обусловленными биением режущей кромки и подачи, практически не зависят от подачи (рис. 3, б). Это различие в характере зависимостей определяется разницей в выбранной длине базы измерения параметра Rz .

Аналогично объясняется характер зависимостей шероховатости от глубины резания, представленных на рис. 2, г и 3, в, т.е. в одном случае (см. рис. 2, г) глубина резания не оказывает существенного влияния на размеры пиков, во втором (см. рис. 3, в) увеличение глубины резания приводит к интенсивному образованию нароста на передней поверхности инструмента, который ухудшает качество обработанной поверхности.

Как видно из графиков (см. рис. 3), разнонаправленность скоростей вращения инструмента и подачи обуславливает увеличение параметров шероховатости обработанной поверхности, так как в этом случае ухудшаются условия деформирования срезаемого слоя, образования и схода стружки, что приводит к более низкому качеству обработки поверхности.

Значения параметра Rz в проведенных экспериментах колебались в преде-

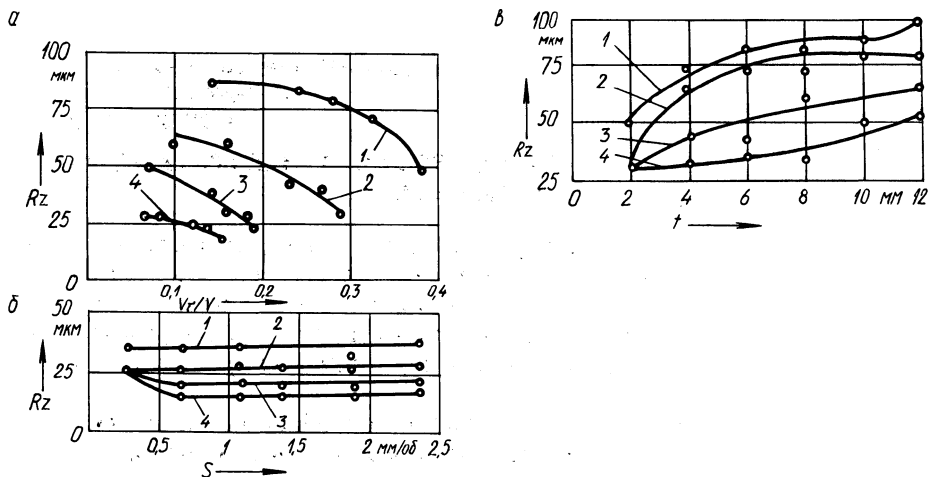


Рис. 3. Зависимость шероховатости поверхности детали от соотношения скоростей вращения инструмента и детали (а), подачи (б) и глубины резания (в) (деталь — сталь 50, инструмент — твердый сплав ВК8, $\gamma = 0$, $\alpha = 10^\circ$; $d = 120$ мм, $z = 16$, $v = 0,16$ м/с, $S = 1,04$ мм/об, $t = 1$ мм):

1, 2, 3, 4 — соответственно $v = 0,4; 0,65; 1$ и $1,4$ м/с

лах 20...40 μm , что соответствует требованиям производства к качеству обработки на полустивовых и черновых операциях. Однако имевшее место в экспериментах биение режущей кромки ($\Delta_p = 0,02...0,04$ мм) соизмеримо с параметром Rz . Подтверждением этому может служить тот факт, что параметры шероховатости, измеренные на базовой длине $l = 2,5$ мм (между "пиками") вместо $l = 8$ мм, составили 5...10 μm . Поэтому параметр Rz может быть уменьшен до значений 10...15 μm при условии снижения радиального биения режущей кромки. Таким образом, на основании проведенных исследований шероховатости обработанной поверхности детали можно сделать следующие выводы.

1. Шероховатость поверхности детали, обработанной ротационным инструментом с прерывистой режущей кромкой, соответствует требованиям полустивовой и черновой обработки.

2. Зависимость параметра Rz от элементов режима резания при ротационной обработке соответствует аналогичной зависимости при точении обычными резцами.

3. Обработка с разнонаправленными векторами скоростей вращения инструмента и подачи по сравнению с обработкой при одинаковом их направлении приводит к ухудшению качества поверхности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ящерицын П.И., Борисенко А.В., Дривотин И.Г., Лебедев В.Я. Ротационное резание материалов. — Мн., 1987. — 229 с.
2. Новоселов Ю.А., Попков Н.Н. Прерывистое резание с переменным сечением срезаемого слоя (фрезоточение) // Машиностроение. — 1979. — Вып. 3. — С. 129—132.

ЧИСТОВОЕ ТОЧЕНИЕ СТАЛИ 95X18 РЕЗЦАМИ ИЗ СВЕРХТВЕРДОГО
МАТЕРИАЛА

В работе [1] отмечается, что простой станков с ЧПУ, вызванные отказами инструментов, составляют значительную долю годового фонда времени их работы. По мере дальнейшего роста парка станков с ЧПУ и при съеме деталей с одного станка в 3,5—4 раза чаще, чем с одного станка с ручным управлением, простой станков с ЧПУ будут все больше тормозить рост производительности обработки.

Рациональное использование дорогостоящего оборудования может быть достигнуто при внедрении прогрессивных конструкций режущих инструментов. В последние годы для чистовой обработки деталей из чугуна и закаленных сталей на токарных станках с ЧПУ широко применяются инструменты из сверхтвердых инструментальных материалов на основе нитрида бора.

Опыт эксплуатации инструмента из сверхтвердых материалов (СТМ) показал, что для его эффективного использования необходимо оборудование, обладающее высокими жесткостью и частотой вращения шпинделя. При разработке такого оборудования важно знать режущую способность инструмента и составляющие силы, возникающие в процессе резания.

Для получения необходимой информации были проведены исследования чистовой обработки втулок из закаленной стали 95X18 (54...56 HRC₃). Эксперименты осуществлялись на токарном станке мод. 16K20. Втулки устанавливали на оправку, закрепляли в патроне и поджимали центром задней бабки.

Точение проводилось без охлаждения резцами, оснащенными вставками из СТМ композит 02, 02Д (Белбор), 02И (Светлан1т), обладающих различной микротвердостью, соответственно $H_{\mu} = 55, 75$ и 100 ГПа. Вставки имели оптимальные геометрические параметры: передние углы $\gamma = -15^{\circ}$, задние углы $\alpha = \alpha_1 = 15^{\circ}$, углы в плане $\varphi = 45^{\circ}$ и $\varphi_1 = 15^{\circ}$. Предварительные опыты проводились при следующих режимах резания: $t = 0,2$ мм, $S = 0,05$ мм/об, $v = 90 \dots 100$ м/мин.

Изнашивание резцов по задней поверхности контролировалось с помощью микроскопа МБС-2 при 60-кратном увеличении. За критерий затупления был принят износ по задней поверхности $h_z = 0,4$ мм.

Для измерения силы резания использовали тензометрический динамометр мод. УДМ-100 с усилителем ТА-5.

Сравнительные испытания показали несколько более высокую износостойкость композита 02И (Светлан1т). Однако с увеличением глубины резания до 0,4 мм наименьшую интенсивность изнашивания показал композит 02Д (Белбор) с микротвердостью $H_{\mu} = 75$ ГПа, который был принят для дальнейших исследований.

С целью получения стойкостной зависимости $T=f(v, S, t)$ и определения оптимальных режимов резания, обеспечивающих наилучшие технико-экономические показатели при обработке заготовок из закаленной стали 95X18 резца-

Табл. 1. Уровни факторов и интервалы варьирования

Уровни факторов	Обозначение уровня	x_1	x_2	x_3
		$v, \text{ м/мин}$	$S, \text{ мм/об}$	$t, \text{ мм}$
Основной	0	80	0,1	0,3
Верхний	+1	100	0,15	0,4
Нижний	-1	60	0,05	0,2
Интервал варьирования	Δx	20	0,05	0,1

ми, оснащенными вставками из композита 02Д, стойкостные испытания проводились методом полного факторного эксперимента. Предварительными исследованиями установлено, что в выбранной области режимов резания искомая зависимость имеет линейный характер. Для ее описания был принят метод полного факторного эксперимента 2^3 , который позволяет найти отдельные оценки коэффициентов "b" в уравнении регрессии

$$y = b_0 + \sum b_i x_i + \sum b_{ij} x_i x_j + b_{1,2,3} x_1 x_2 x_3. \quad (1)$$

Кодирование, значения уровней элементов режима резания и интервалы их варьирования приведены в табл. 1.

В каждой точке факторного пространства для принятых режимов обработки опыты повторялись 2 раза.

В процессе стойкостных испытаний изучалась интенсивность нарастания износа в зависимости от элементов режима резания (рис.1), а также влияние увеличения износа на составляющие силы резания P_z, P_x, P_y (рис. 2). Из рис. 1 виден характер нарастания износа резца при различных режимах резания, который не отличается от характера износа резцов из других инструментальных материалов. По средним значениям стойкости для точек факторного пространства и принятого критерия затупления резца рассчитаны коэффициенты уравнения регрессии (1). Получено уравнение

$$y = 1,283 - 0,195x_1 - 0,380x_2 - 0,149x_3. \quad (2)$$

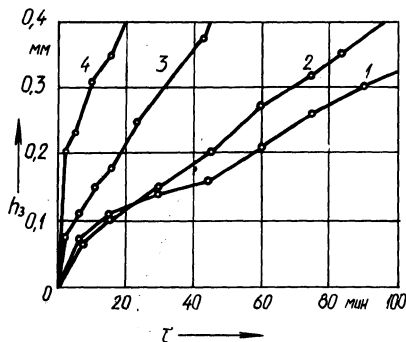


Рис. 1. Зависимость износа резца по задней поверхности от продолжительности работы: 1 - $v = 60 \text{ м/мин}$; $S = 0,05 \text{ мм/об}$; $t = 0,2 \text{ мм}$; 2 - $v = 60 \text{ м/мин}$; $S = 0,05 \text{ мм/об}$; $t = 0,64 \text{ мм}$; 3 - $v = 100 \text{ м/мин}$; $S = 0,05 \text{ мм/об}$; $t = 0,2 \text{ мм}$; 4 - $v = 60 \text{ м/мин}$; $S = 0,15 \text{ мм/об}$; $t = 0,2 \text{ мм}$

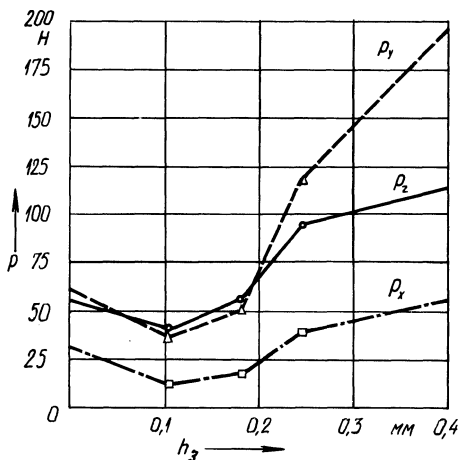


Рис. 2. Зависимость составляющих силы резания от износа реза по задней поверхности:
 $v = 100$ м/мин; $S = 0,05$ мм/об; $t = 0,2$ мм

Статистический анализ показал адекватность полученной математической модели (2) экспериментальным данным.

После преобразования уравнения к удобному для практического применения виду получена зависимость

$$v = \frac{19,0}{T^{0,6} S^{0,988} t^{0,653}},$$

которая позволяет определить скорость резания для различных условий обработки.

В проведенном исследовании изучалось влияние режимов резания и нарастание износа реза на составляющие силы резания. На рис. 2 приведены зависимости составляющих силы резания от износа по задней поверхности. Из рисунка видно, что износ инструмента до $h_3 = 0,2$ мм незначительно влияет на изменение действующих сил. При дальнейшем его нарастании происходит резкое увеличение составляющих силы резания. В наибольшей степени растет радиальная составляющая P_y , что необходимо учитывать при определении критерия затупления и назначении режимов резания при обработке точных и нежестких деталей.

После математической и статистической обработки экспериментальных данных для расчета составляющих силы резания при износе инструмента $h_3 = 0,25 \dots 0,3$ мм получены зависимости:

$$P_z = 2480 v^{-0,70} S^{0,53} t^{0,68};$$

$$P_y = 6900 v^{-0,39} S^{0,49} t^{0,54};$$

$$P_x = 4360 v^{-0,92} S^{0,52} t^{0,96}.$$

Таким образом, в результате проведенного исследования режущих свойств СТМ различной микротвердости определена модификация инстру-

ментального материала для обработки труднообрабатываемой закаленной стали марки 95X18 и получены эмпирические зависимости, которые могут быть использованы при установлении оптимальных режимов резания, выборе станочного оборудования и конструировании инструмента и оснастки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Л о к т е в А.Д. Эффективность работ по улучшению использования режущего инструмента // Станки и инструмент. — 1988. — № 2. — С. 6–7.

УДК 621.951.45

П.С. СЕРЕНКОВ, Е.Э. ФЕЛЬДШТЕЙН,
канд.техн.наук,
В.Г. ЛЫСЕНКО, канд.техн.наук,
В.В. ГРАБАР (БПИ)

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ СВЕРЛЕНИЯ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ СПИРАЛЬНЫМИ СВЕРЛАМИ

Основными факторами, определяющими производительность обработки глубоких отверстий спиральными сверлами и период стойкости инструмента, являются: надежное непрерывное транспортирование стружки, позволяющее исключить периодические выходы инструмента и снизить время обработки; максимально возможная жесткость и прочность инструмента, позволяющие увеличить его подачу, что особенно важно для длинных сверл, так как жесткость снижается пропорционально увеличению вылета; подвод в зону резания смазочно-охлаждающей жидкости, так как эффективность СОЖ при охлаждении поливом или погружением детали в ванну резко падает при глубине свыше 5 диаметров.

В Белорусском политехническом институте разработано спиральное сверло (а. с. 701743), которое позволяет повысить производительность сверления глубоких отверстий путем ликвидации периодических выходов инструмента и повышения режимов обработки. Это обеспечивается повышенной жесткостью сверла, рациональными размерами, формой и увеличенным углом наклона стружкоотводящих канавок. Возможности таких сверл ограничены тем, что отсутствуют охлаждение и смазывание зоны резания. Это не позволяет существенно увеличить скорость резания и подачу, так как резко снижается период стойкости инструмента.

Наиболее значительное снижение температуры в зоне резания, а соответственно повышение периода стойкости инструмента достигается тогда, когда СОЖ на своем пути встречает сначала инструмент, а затем стружку и деталь [1]. В условиях сверления отверстий это возможно только при использовании инструмента, оснащенного каналами закрытого типа для подвода СОЖ.

Существует ряд различных конструкций спиральных сверл, оснащенных каналами для подвода СОЖ. Все они имеют размеры, форму и углы наклона стружкоотводящих канавок, близкие к стандартным сверлам, и поэтому не обеспечивают транспортирования стружки с большой глубины. Предназначены

в основном для обработки неглубоких отверстий ($l < 5d$). Обеспечить непрерывное сверление глубоких отверстий этими сверлами можно при использовании специальных высоконапорных насосов, развивающих давление 2,5...5 МПа с расходом СОЖ не менее 20 л/мин, сложных устройств для фильтрации и герметизации. С учетом этого были разработаны два варианта конструкции спиральных сверл для глубокого сверления на базе сверла по а. с. 701743, отличающиеся от него наличием в спинках одного или двух каналов закрытого типа для подвода СОЖ в зону резания. СОЖ в данном случае только смазывает и охлаждает режущие лезвия. Функцию транспортирования стружки из зоны резания берут на себя винтовые стружкоотводящие канавки сверла. Поэтому такой инструмент в принципе не требует специальных высоконапорных насосов, сложных герметизирующих узлов, фильтрующего оборудования и является универсальным, так как его можно использовать практически на любом металлорежущем оборудовании, подавая СОЖ помпой по каналам сверла.

Размеры и количество каналов для подвода СОЖ должны определяться из условий обеспечения необходимого расхода СОЖ в зоне резания для надежного охлаждения и смазывания режущих лезвий и обеспечения максимально возможной жесткости инструмента. Эти условия противоречивы, так как увеличение проходного сечения каналов приводит к возрастанию расхода СОЖ, способствует увеличению теплоотвода, повышению периода стойкости инструмента и одновременно ослабляет поперечное сечение сверла, что в свою очередь приводит к снижению жесткости и прочности инструмента и влечет за собой необходимость снижения режимов резания. Расход СОЖ через каналы в зоне резания зависит не только от проходного сечения последних, но и от давления развиваемого насосом для подачи СОЖ. Можно увеличить расход СОЖ в зоне резания, не изменяя проходного сечения каналов, но повысив давление насоса.

Таким образом, для оптимизации конструктивных параметров спиральных сверл, оснащенных каналами для подвода СОЖ в зону резания, необходимо решить две задачи:

- 1) оценить влияние расхода СОЖ на период стойкости инструмента;
- 2) оценить влияние падения жесткости инструмента, вызванного наличием каналов, на период его стойкости.

Большинство факторов, влияющих на интенсивность изнашивания инструмента или период его стойкости, являются функцией температуры контактных поверхностей. Это позволило сформулировать закон постоянства оптимальных температур резания [2]. Значение этого закона состоит в том, что путем поддержания постоянства оптимальной температуры резания можно осуществлять процесс резания в оптимальном по периоду стойкости режиме без проведения весьма трудоемких и дорогостоящих стойкостных испытаний. Для этого достаточно для начала исследовать зависимость температуры в зоне резания от режимов резания и расхода СОЖ. На ее основании можно было бы прогнозировать оптимальные с точки зрения периода стойкости режимы резания.

Объектом исследования были выбраны сверла конструкции БПИ $\phi 15$ мм, длиной рабочей части 300 мм с одним и двумя каналами в спинках с проходным сечением $\phi 2,5$ мм каждый. Геометрические параметры режущей части: $\gamma = 16^\circ$, $\alpha = 15^\circ$, $2\varphi = 115^\circ$. Обработываемый материал – сталь 45. Смазочно-охлаждающая жидкость – 5 %-й раствор эмульсола в воде.

Исследовалась температура резания на задних поверхностях режущих лезвий спиральных сверл методом полуискусственной термопары. Константановая проволока приваривалась в точке задней поверхности одного из режущих лезвий с координатами: расстояние от уголка вдоль режущей кромки 2 мм, расстояние по нормали от режущей кромки 1 мм. Температура в области этой точки близка к максимальной [3].

Реализованы три полных факторных плана для определения температуры резания на режущих лезвиях сверла с двумя каналами для подвода СОЖ, а также температур резания на охлаждаемом и неохлаждаемом режущих лезвиях сверла с одним каналом для подвода СОЖ. Термин "неохлаждаемое лезвие" означает, что к лезвию сверла не подведен канал, т.е. СОЖ на него непосредственно не подается. Оно охлаждается за счет циркуляции СОЖ в зоне резания. Расход СОЖ при сравнительных испытаниях сверл с одним и двумя каналами сохранялся постоянным.

Факторы варьировались в следующих пределах: скорость резания v — 18,9...37,8 м/мин; подача сверла S_0 — 0,195...0,3 мм/об; расход СОЖ Q — 0,2...1 л/мин.

Были получены следующие уравнения регрессии, определяющие зависимость температуры резания стали 45 от режимов резания и расхода СОЖ:

1) температура режущих лезвий сверла с двумя каналами для подвода СОЖ:

$$\lg \theta = 2,317 + 0,580 \lg S_0 + 0,178 \lg v + 0,250 \lg Q - 0,390 \lg v \lg Q;$$

2) температура неохлаждаемого режущего лезвия сверла с одним каналом для подвода СОЖ:

$$\lg \theta = 2,346 + 0,475 \lg S_0 + 0,214 \lg v + 0,257 \lg Q - 0,321 \lg v \lg Q;$$

3) температура охлаждаемого режущего лезвия сверла с одним каналом для подвода СОЖ:

$$\lg \theta = 2,352 + 0,632 \lg S_0 + 0,164 \lg v + 0,403 \lg Q - 0,481 \lg v \lg Q.$$

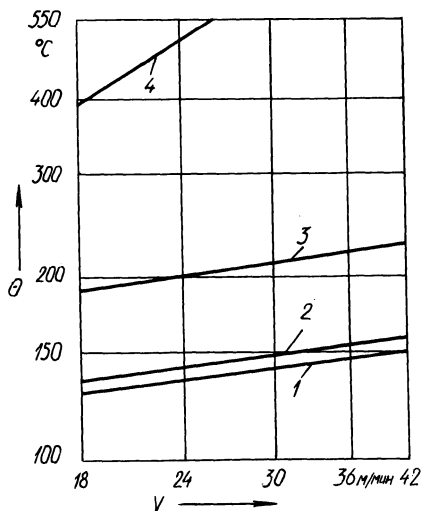


Рис. 1. Зависимость температуры режущих лезвий спиральных сверл БПИ от скорости резания:

1 — охлаждаемого режущего лезвия сверла с одним каналом для подвода СОЖ; 2 — режущих лезвий сверла с двумя каналами для подвода СОЖ; 3 — неохлаждаемого режущего лезвия сверла с одним каналом для подвода СОЖ; 4 — режущих лезвий сверла при сверлении без охлаждения; $S_0 = 0,195$ мм/об, $Q = 1$ л/мин

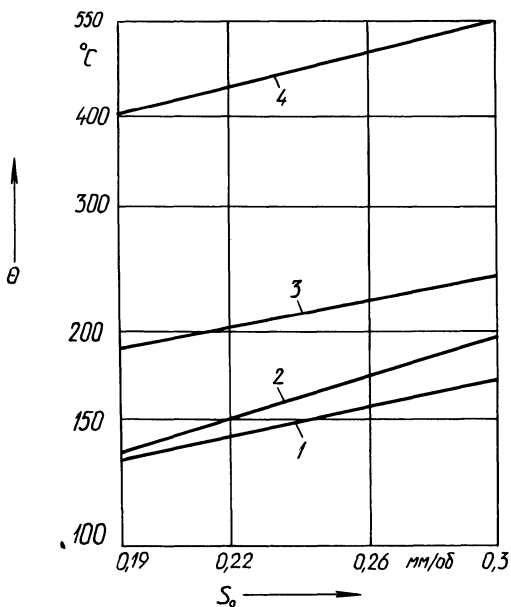


Рис. 2. Зависимость температуры режущих лезвий спиральных сверл БПИ от подачи;

1 — охлаждаемого режущего лезвия сверла с одним каналом для подвода СОЖ; 2 — режущих лезвий сверла с двумя каналами для подвода СОЖ; 3 — не охлаждаемого режущего лезвия сверла с одним каналом для подвода СОЖ; 4 — режущих лезвий сверла при сверлении без охлаждения; $v = 18,9$ м/мин; $Q = 1$ л/мин

На рис. 1—3 представлены некоторые зависимости температуры режущих лезвий спиральных сверл от режимов резания и расхода СОЖ, из которых видна эффективность применения сверл с каналами для подвода СОЖ в зону резания. Известно, что для углеродистых сталей оптимальной температурой резания, при которой имеет место максимальный период стойкости спиральных сверл, является температура $260 \dots 280$ °C [2]. Известно также, что температура резания при сверлении в большей степени определяется скоростью резания и с меньшей подачей инструмента. Из рис. 1 и 2 видно, что влияние скорости на температуру резания при подводе СОЖ в зону резания резко снижается и становится практически таким же, как и влияние подачи инструмента.

Повысить подачу сверл с каналами для подвода СОЖ по сравнению с такими же сверлами, но без каналов не представляется возможным, так как подача в основном определяется жесткостью инструмента.

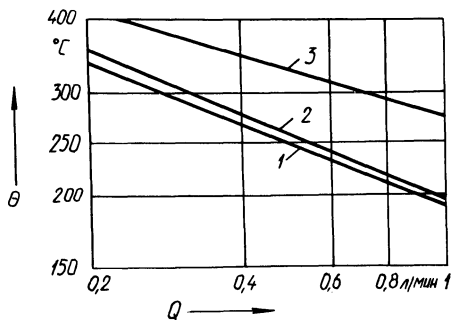
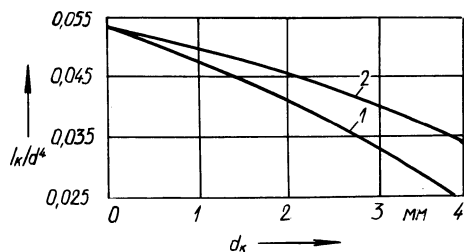


Рис. 3. Зависимость температуры режущих лезвий спиральных сверл БПИ от расхода СОЖ;

1 — охлаждаемого режущего лезвия сверла с одним каналом для подвода СОЖ; 2 — режущих лезвий сверла с двумя каналами для подвода СОЖ; 3 — не охлаждаемого режущего лезвия сверла с одним каналом для подвода СОЖ; $S_0 = 0,3$ мм/об; $v = 37,8$ м/мин

Рис. 4. Зависимость крутильной жесткости спиральных сверл БПИ от диаметра каналов для подвода СОЖ:

1 – сверла с двумя каналами; 2 – сверла с одним каналом; диаметр сверл – 15 мм, диаметр сердцевины – 8,2 мм, ширина стружкоотводящей канавки в нормальном сечении – 6,5 мм



Крутильная жесткость сверл с каналами меньше, так как последние частично ослабляют поперечное сечение сверла. Однако диапазон скоростей резания, при которых температура резания не превышает оптимальную, значительно расширяется по сравнению со сверлением всухую, он тем больше, чем больше расход СОЖ (рис. 3).

Анализ полученных данных показал, что за счет повышения скорости резания сверла с каналами для подвода СОЖ, несмотря на некоторую потерю жесткости, позволяют повысить производительность сверления глубоких отверстий по сравнению с такими же сверлами без каналов в 2–3 раза, а по сравнению со стандартными сверлами в 4–6 раз.

Выбор количества каналов для подвода СОЖ и их размеров – сложная оптимизационная задача. В конечном счете критериями оптимальности являются производительность и период стойкости инструмента. Измерение температуры резания сверлами с одним и двумя каналами для подвода СОЖ показало, что при одном и том же расходе СОЖ температура на охлаждаемом режущем лезвии первых в среднем на 20...30 °С меньше, а на неохлаждаемом лезвии на 40...110 °С больше, чем на режущих лезвиях сверл, оснащенных двумя каналами. Действительно, когда СОЖ поступает из одного канала, интенсивно охлаждая одно режущее лезвие, второе лезвие охлаждается хуже, так как СОЖ попадает на него после циркуляции в зоне резания уже частично нагретой. Иначе обстоит дело, когда СОЖ подается из двух каналов одновременно, одинаково охлаждая и смазывая оба режущих лезвия. При этом через каждый канал проходит только половина всей СОЖ. Очевидно, что с точки зрения температурного режима эффективнее сверла с двумя каналами. Однако наличие двух каналов в сверле в большой степени ослабляет поперечное сечение, снижая его жесткость.

Разработанная математическая модель напряженного состояния спиральных сверл произвольной конфигурации позволяет рассчитать жесткость на кручение. Получены алгоритм и программа для ЭВМ типа ЕС по расчету жесткости на кручение спиральных сверл. На рис. 4 представлены расчетные зависимости жесткости сверл конструкции БПИ от количества и диаметра каналов для подвода СОЖ. Жесткость представлена на графике безразмерным параметром I_k/d^4 , где I_k – условный полярный момент инерции поперечного сечения естественно завитого стержня, которым является спиральное сверло. Наличие двух каналов диаметром 3 мм практически в 1,5 раза снижает жесткость сверл по сравнению со сверлами, оснащенными одним каналом. Согласно исследованиям [4], период стойкости сверл и их жесткость при прочих равных условиях находятся в зависимости

$$T_2/T_1 = (C_2/C_1)^{2-4},$$

где T — период стойкости сверла; C — жесткость на кручение сверла.

Таким образом сверла с одним каналом с точки зрения жесткости эффективнее сверл с двумя каналами. Предварительные стойкостные испытания в производственных условиях это подтвердили, обеспечив экономический эффект 1,2 руб. на одном глубоком отверстии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Резников А.Н. Конструирование и практика внедрения высокостойких режущих инструментов // *Машиностроитель*. — 1966. — № 6. — С. 27–30. 2. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. — М., 1976. — 270 с. 3. Юдковский П.А. Повышение качества спиральных сверл. — Оренбург, 1970. — 109 с. 4. Жилис В.И. Экспериментальное исследование прочности, жесткости скручивания и стойкости спиральных сверл // *Станкостроение Литвы*. — 1969. — Вып. 1. — С. 198–210.

УДК 621.914

Е.Э. ФЕЛЬДШТЕЙН, канд.техн.наук (БПИ),
А.В. КОЛЯДИН, канд.техн.наук (Сестрорецк. инструмент. з-д),
И.Н. АРТАМОНОВА (БПИ)

РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ БЛОЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Фрезы торцовые насадные со сменными блоками для многогранных пластин предназначены для получистовой и черновой обработки деталей из различных материалов на фрезерных станках с ЧПУ, в том числе обрабатывающих центрах. Их отличительной особенностью является то, что на базе единого корпуса, клиньев и крепежных элементов путем комбинации блоков и режущих пластин различной формы и геометрии возможно получение фрез для обработки материалов многих марок и разнообразных поверхностей. Такое конструктивное решение является прогрессивной тенденцией в современном инструментальном производстве и позволяет для обработки конкретных материалов выбирать оптимальную геометрию фрезы. Кроме того, это дает возможность значительно сократить номенклатуру применяемых фрез, совершенствовать складское хозяйство.

Компоновка фрез, конструкция узла крепления блока и пластины позволяют сочетать требования надежности и производительности при обработке различных материалов. Как следствие, увеличивается и общий ресурс работы.

В качестве рабочей части фрез используются многогранные режущие пластины из твердого сплава, с износостойким покрытием, трехгранной и квадратной формы с задним углом от 0 до 26^о точности C и G . При обработке чугуна могут применяться пластины из минералокерамики. Фрезы изготавливаются с углами в плане от 45 до 90^о и передними углами от –10 до +20^о (табл. 1).

При обработке алюминиевых сплавов и нержавеющей сталей рекомендуются пластины из твердых сплавов по ГОСТ 19045–80, ГОСТ 19050–80, а для обработки конструкционных сталей и чугунов — по ГОСТ 19043–80, ГОСТ 19045–80, а также пластины из оксидно-карбидной и оксидно-нитридной

Табл. 1. Применение фрез

Обрабатываемые материалы	Глубина фрезерования, мм	Геометрические параметры фрез			Материал режущей пластины
		главный угол в плане	передний угол в нормальном сечении	осевой передний угол	
Алюминиевые сплавы	7	75°	+15°	+18°	ВК8, ВК6-М, МС321, МС241
Нержавеющие стали, $\sigma_B \leq 500$ МПа	7	75°	+15°	+18°	ВК8, ВК6-М, МС241, МС146
Конструкционные стали:	9	75°	+2°	+7°	T5K10, TT7K12
НВ < 350	12	75°	+2°	+7°	МС137, МС146
НВ > 350	9	75°	-12°	-7°	T5K10, TT8K6
НВ > 350 (тяжелые работы)	12	75°	-6°	+12°	T5K10

ной керамики. Кроме того, предусматривается использование пластин, отличающихся от стандартных наличием ряда дополнительных конструктивных элементов (зачистные фаски, упрочняющие фаски).

Необходимость применения той или иной рабочей пластины определяется конкретными условиями работы и обрабатываемым материалом.

В конструкции фрез также учтено требование повышения уровня их ремонтпригодности за счет исключения контакта пластины непосредственно с корпусом и закрепления ее взаимозаменяемыми элементами.

Фрезы соответствуют международным стандартам по номинальному диаметру, высоте и присоединительным размерам. Для них характерны: повышенная работоспособность за счет их оснащения необходимой для данной технологической операции пластиной; гибкость и быстрота переналадки для обработки различных материалов или для получения поверхности с более низкими параметрами шероховатости; защищенность корпуса, что при случайных поломках пластин и блоков увеличивает ресурс его работы до 100 раз; широкий уровень взаимозаменяемости деталей, за счет чего повышается ремонтпригодность фрез. Блоки и крепежные элементы рассчитаны на период использования до 50 комплектов пластин, корпус — до 500 комплектов.

Рекомендуемые режимы эксплуатации фрез приведены в табл. 2.

Исследования составляющих силы резания проводились в условиях постоянных режимов резания, рекомендуемых для проверки работоспособности фрез, при разных передних углах γ . На вертикально-фрезерном станке мод. 6P13 обрабатывались серый чугун и алюминиевый сплав. Силы резания при обработке фрезой диаметром 80 мм определялись с помощью динамометра СУР600.

Табл. 2. Рекомендуемые режимы эксплуатации фрез

Обрабатываемый материал	Твердость	Глубина резания, мм	Подача, мм/зуб	Скорость резания, м/мин
Сталь углеродистая конструкционная	HB < 229	От 2 до 4 Свыше 4 до 8	0,1...0,2 0,1...0,15	155...355 135...280
	HB > 229	От 2 до 4 Свыше 4 до 8	0,1...0,15 0,08...0,12	125...210 95...175
Сталь легированная конструкционная	HB < 229	От 2 до 4 Свыше 4 до 8	0,1...0,2 0,1...0,15	105...235 85...235
	HB > 229	От 2 до 4 Свыше 4 до 8	0,1...0,15 0,08...0,12	85...175 75...125
Сталь коррозионностойкая	$\sigma_B < 1200$	От 2 до 4 Свыше 4 до 8	0,1...0,125 0,08...0,12	40...60 28...35
	$\sigma_B > 1200$	От 2 до 4 Свыше 4 до 8	0,08...0,12 0,06...0,1	25...35
Алюминиевые сплавы		От 2 до 4 Свыше 4 до 8	0,15...0,25 0,1...0,02	200...500 250...450

Табл. 3. Силы резания на одном зубе при фрезеровании силумина

$\gamma_{\text{рад}}$	$\gamma_{\text{ос}}$	P_x, H	P_y, H	P_z, H
+13°	+18°	380	375	400
-9°	+12°	480	—	480
+10°	+12°	350	485	335
-10°	-7°	590	1130	560
+2°	+7°	490	800	470

Табл. 4. Силы резания на одном зубе при фрезеровании чугуна

$\gamma_{\text{рад}}$	$\gamma_{\text{ос}}$	P_x, H	P_y, H	P_z, H
+13°	+18°	1015	320	1240
-9°	+12°	1555	—	1565
+10°	+12°	1110	875	1240
-10°	-7°	1525	1795	1805
+2°	+7°	1240	2095	1355

Первая серия испытаний проводилась при фрезеровании алюминиевого сплава (силумин) с $S_z = 0,089$ мм/зуб, $S_M = 125$ мм/мин, $v = 351,9$ м/мин, $t = 3$ мм. Результаты измерений сведены в табл. 3.

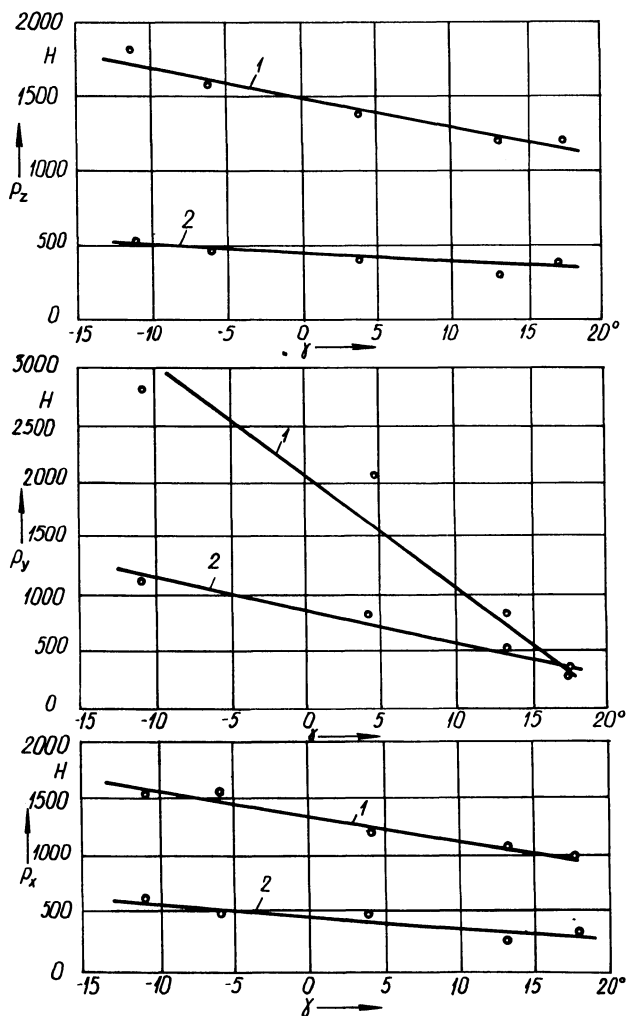


Рис. 1. Зависимость составляющих силы резания от переднего угла при обработке серого чугуна (1) и силумина (2)

Во второй серии опытов производилась обработка серого чугуна с $S_z = 0,2$ мм/зуб, $S_M = 80$ мм/мин, $v = 113$ м/мин, $t = 3$ мм. Результаты исследований сведены в табл. 4.

Графики $P = f(\gamma)$ приведены на рис. 1. После обработки опытных данных получены следующие эмпирические зависимости для расчета сил резания: при обработке серого чугуна $P_x = 1450\gamma^{-0,14}$; $P_y = 2100\gamma^{-0,19}$; $P_z = 1550\gamma^{-0,11}$; при обработке силумина $P_x = 500\gamma^{-0,12}$; $P_y = 880\gamma^{-0,17}$; $P_z = 450\gamma^{-0,05}$.

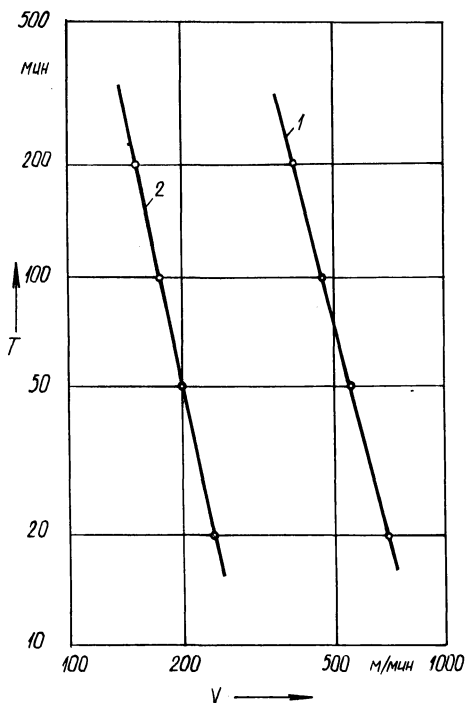


Рис. 2. Зависимость $T-v$ для блочной (1) и стандартной (2) фрез

Проведенные исследования показали, что силы резания значительно зависят от обрабатываемого материала. Так, при обработке серого чугуна они намного больше, чем при обработке алюминиевого сплава. Особенно велики значения силы P_y : свыше 2000 Н для чугуна и свыше 1000 Н для силумина. На силы резания влияет также передний угол γ . С его увеличением силы резания уменьшаются.

Работоспособность фрез оценивалась по зависимости, полученной по методу ускоренных стойкостных испытаний А.С. Кондратова. Испытания проводились на вертикально-фрезерном станке мод. 6Р13 фрезой блочной с $\gamma_{\text{рад}} = -10^\circ$; $\gamma_{\text{ос}} = -7^\circ$; $\varphi = 75^\circ$ диаметром 80 мм с числом зубьев $z = 5$. Материал образца для испытания фрезы, оснащенной пластинами из твердого сплава ВК8, — серый чугун СЧ20 твердостью 187..207 НВ. Форма образца — брус прямоугольного поперечного сечения длиной 130 мм. Поверхностный слой материала с образца снят. Параметр шероховатости обработанной поверхности образца не превышал $Rz \pm 40$ мкм.

Закрепление фрезы производилось с помощью цангового патрона и переходной втулки. Износ контролировался с помощью микроскопа с ценой деления 1 мкм. Эксперименты повторялись в каждой точке 3 раза, т.е. изнашивались поочередно 3 пластины. До начала эксперимента работали на средней скорости $v = 89,176$ м/мин 10 мин, чтобы исключить период приработки. При проведении всех экспериментов $t = 3$ мм, $S_z = 0,2$ мм/зуб.

Полученная зависимость имеет вид $v = 1749/T^{0,33}$. Результаты стойкост-

ных испытаний приведены на рис. 2. Период стойкости блочной фрезы почти в 2,5 раза выше, чем период стойкости стандартной фрезы при работе на одинаковых скоростях резания.

УДК 621.002.1

В.Н. ВОРОНОВ (Пензен. политехн. ин-т),
Н.И. ЖИГАЛКО (БПИ),

Ю.П. КУЗЬМИН (Пензен. политехн. ин-т), кандидаты техн. наук

ЗАТЫЛОВАНИЕ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ ФРЕЗОТочЕНИЕМ

Разработка более совершенных способов образования заднего угла многолезвийных инструментов типа фрез, метчиков — актуальная задача современного инструментального производства.

В настоящее время наибольшее распространение получил способ радиального затылования [1]. При этом способе возможно образование затылка зуба по прямой, циклоиде, спирали и др. Формообразование обеспечивается соотношением скоростей вращательного движения затылуемого инструмента и возвратно-поступательного затыловочного (резца или шлифовального круга). Наличие возвратно-поступательного движения затыловочного инструмента — один из недостатков данного способа, связанный с ограничением скорости выполнения процесса из-за больших динамических нагрузок, применением большого количества дорогостоящих затыловочных кулачков и специального оборудования. Кроме того, узлы станка, обеспечивающие возвратно-поступательное движение, снижают жесткость системы, что отрицательно сказывается на качестве изделия.

Указанные недостатки вынуждают изыскивать другие способы затылования, которые в своей кинематике не содержат возвратно-поступательного формообразующего движения. В частности, к таким способам относятся затылования по дуге окружности, центр которой не совпадает с центром инструмента [2], и по гипотрохоиде (укороченной гипоциклоиде) [3]:

В первом случае процесс затылования может быть реализован на универсальном оборудовании за счет смещения оси затылуемого инструмента относительно оси поворота его в процессе затылования. При этом способе процесс затылования прерывистый, требующий применения делительного устройства, как следствие его сложно автоматизировать. Применение этого способа из-за низкой производительности целесообразно в единичном и мелкосерийном производстве.

Затылование по гипотрохоиде осуществляется за счет вращения инструмента вокруг двух параллельных осей с различными по величине и направлению угловыми скоростями. Отношение угловых скоростей принимают равным числу зубьев затылуемого инструмента. Процесс затылования по этому способу непрерывен, однако требует применения специальных приспособлений и оборудования.

Предлагаемый способ затылования фрезоточением исключает указанные недостатки (рис. 1). Формообразование затылка зуба изделия осуществляется вращательным главным движением D_r затыловочного инструмента — фрезы

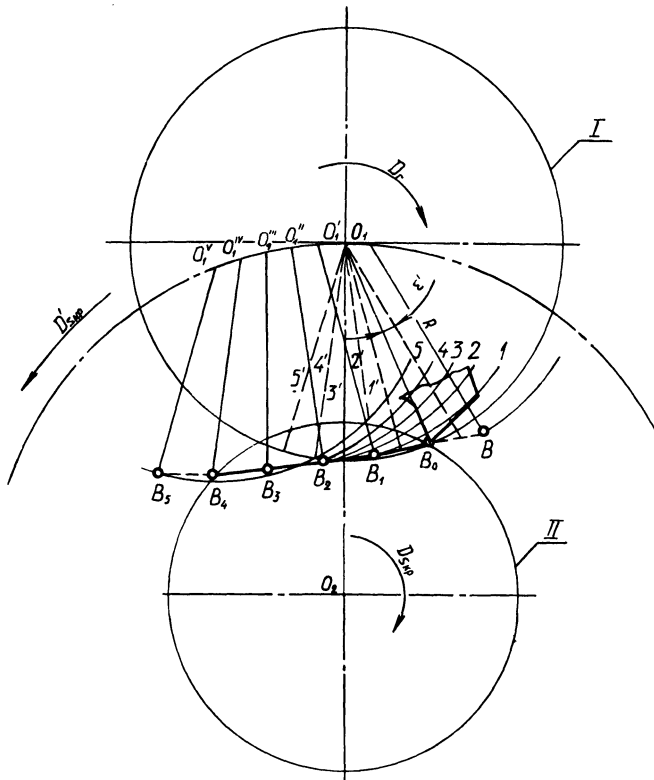


Рис. 1. Графическое построение линии профилирования при затыловании фрезоточением

I вокруг своей оси O_1 и движением круговой подачи $D_{S_{кр}}$ затылуемого инструмента — изделия II вокруг своей оси O_2 .

С целью определения точек, принадлежащих активной линии профилирования, вращательное движение подачи $D_{S_{кр}}$ затылуемого инструмента II заменено относительным вращательным движением затыловочного инструмента I вокруг оси O_2 .

Для построения профиля затылка необходимо определить положение периферийной точки B затыловочного инструмента. При вращении вокруг оси O_1 радиус O_1B_0 последовательно занимает положения $1', 2', \dots, 5'$, определяемые центральным углом ϵ' . При относительном движении ось вращения O_1 через равные промежутки времени в зависимости от скорости круговой подачи $D_{S_{кр}}$ последовательно занимает положения $O_1^I, O_1^{II}, \dots, O_1^V$. Из этих

положений радиусом R проведем дуги $1, 2, \dots, 5$ и радиусы, параллельные прямым $1', 2', \dots, 5'$. Точка B затыловочного инструмента последовательно занимает положения B_1, B_2, \dots, B_5 на искомой линии профилирования. Форма

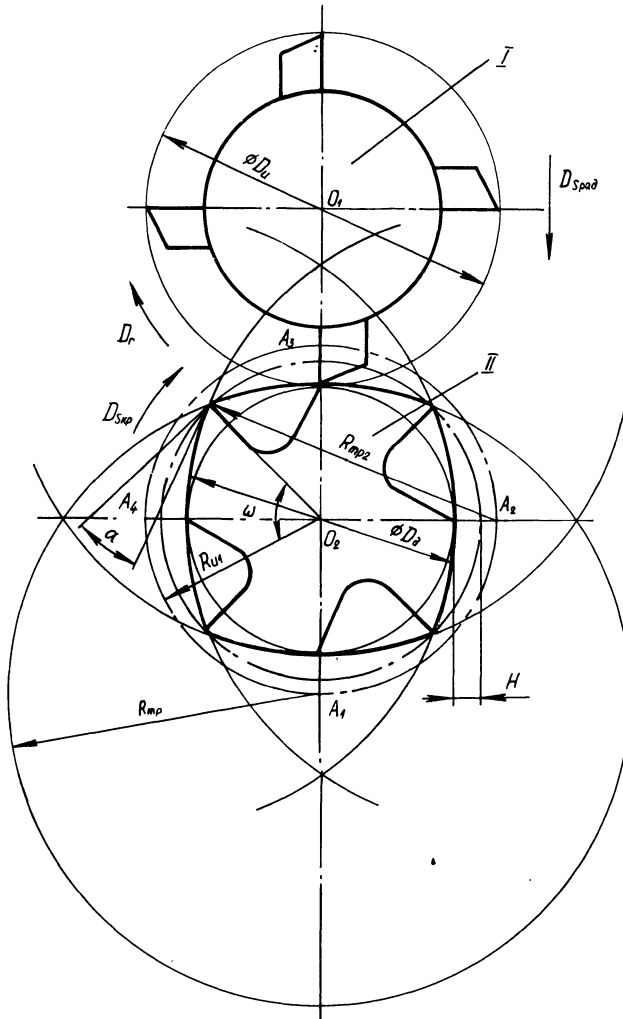


Рис. 2. Схема затылования фрезоточением по дуге окружности

этой линии, а следовательно, и форма затылка зуба зависят от соотношения скоростей D_r и $D_{S_{кр}}$.

На рис. 2 приведена кинематическая схема одного из возможных вариантов реализации затылования фрезоточением. Данная схема обработки фрезой относится к схемам фрезоточения, так как резание осуществляют вращением заготовки и инструмента одновременно. Недостаток этой схемы (наличие на поверхности детали огранки) при обработке цилиндрических поверхностей использован как положительный эффект.

Предварительное врезание на глубину H обеспечивается радиальным движением подачи $D_{S \text{ рад}}$ фрезы. При достижении H на одной из поверхностей необходимо прекратить движение, а процесс обработки продолжить в течение одного-двух оборотов изделия. Этим достигается обработка всех затылуемых поверхностей изделия на глубину припуска H и их выхаживание.

Сущность способа заключается в том, что затылуемому изделию II и фрезе I сообщают однонаправленные вращения с одинаковой частотой. Зуб фрезы имеет охватывающий профиль обрабатываемой поверхности. Число зубьев фрезы равно числу затылуемых поверхностей изделия.

Анализ кинематики резания показал, что при данной схеме обработки каждая точка режущей кромки инструмента движется относительно заготовки по траектории — окружности с радиусом $R_{\text{тр}} = R_3 + R_{\text{и}}$, центр которой лежит на окружности центров с радиусом $R_{\text{и}}$, равным радиусу инструмента $R_{\text{и1}} = R_{\text{и}}$. В результате обработанная поверхность изделия получается многодуговой. Затылованные участки поверхности описываются дугами окружности с радиусом большим, чем радиус детали.

Диаметр инструмента, необходимый для получения заднего угла затылуемой поверхности, определен из геометрических соотношений параметров кинематики обработки:

$$D_{\text{и}} = \frac{D_3 \sin \alpha}{\sin \frac{180^\circ}{z} - \sin \alpha}.$$

где D_3 — диаметр заготовки изделия; α — задний угол затылуемой поверхности; z — число затылуемых поверхностей изделия.

Производительность нового способа затылования значительно выше, чем производительность наиболее распространенного способа затылования по спирали Архимеда на затыловочных станках.

Основное время при новом способе может быть рассчитано по формуле

$$T_o = \frac{H + S_z n_{\text{в}}}{S_z n_{\text{и}}},$$

где H — припуск на обработку, мм; S_z — радиальная подача на один зуб, мм/об (при фрезоточении $S_z = S_o$); $n_{\text{и}}$ — частота вращения инструмента, об/мин; $n_{\text{в}}$ — количество оборотов, добавляемых для обработки всех поверхностей на глубину H и их выхаживания.

Расчеты показали, что основное время затылования одной и той же фасонной дисковой фрезы (диаметром 50 мм с числом зубьев $z = 14$ и задним углом $\alpha = 6^\circ 20'$) известным и новым способами составило соответственно 9 и 0,3 мин. Следовательно, производительность нового способа (по основному времени) в 30 раз выше. Это объясняется тем, что обработка ведется непрерывно без возвратно-поступательного движения инструмента, что позволяет значительно (примерно в 10 раз) повысить скорость резания и исключить время холостого хода.

Новый способ может быть реализован на модернизированном под фрезоточение резьбозерно-резерной станке мод. 5К63А. Недостатком его является то, что для каждой конструкции инструмента существует предельное значение заднего угла. К недостаткам можно также отнести то, что при переточке инструмента по передней поверхности появляется погрешность профиля. Однако практически эта погрешность мала и ею можно пренебречь.

Новый способ можно эффективно использовать для затылования фасонных и червячных фрез, режущих и деформирующих метчиков, зенкеров и других многозубых инструментов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Барсов А.И. Технология изготовления режущего инструмента. — М., 1979. — 264 с.
2. Свидерский Э.А. Решение технологических задач в машиностроении с применением микрокалькуляторов. — М., 1987. — 112 с.
3. Свидерский Э.А. Расчет параметров затылования металлорежущего инструмента // Станки и инструмент. — 1982. — № 11. — С. 19, 20.

УДК 621.91.01

М.И. МИХАЙЛОВ,
канд. техн. наук (ГПИ)

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЖЕСТКОСТИ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ

Жесткость инструмента является важным фактором повышения надежности и производительности станков с ЧПУ, обрабатывающих центров и другого автоматического оборудования.

В лабораторных условиях были проведены исследования статической жесткости сборных резцов с многогранными неперетачиваемыми пластинами в направлении равнодействующей силы резания по известной методике [1], отличающейся простотой и достаточной для практического анализа точностью.

Исследование жесткости резцов производилось по схеме (рис. 1) на специальной несложной установке. Резцы размещались в поворотном приспособлении 7 под углом β результирующей силы резания R с вертикальной осью. К режущей пластине 9 и подкладке 6 припаивались тонкие длинные стальные штыри 2 и 5, противоположные концы которых при наличии податливости (перемещения) конструктивных элементов резца под нагрузкой R получали заметные смещения, фиксируемые оптическим прибором 3. Для учета прикладываемой нагрузки R использовался стандартный динамометр ДОСМ-3. Перемещения державки 8 резца контролировались миникатором 4.

Равнодействующая сила через динамометр 1 воспринималась режущей пластиной. Нагружение осуществлялось ступенчато через каждые 100 Н с силой от 0 до R_{\max} . Полученные значения перемещений державки, измеренные миникатором 4, и режущей кромки, измеренные микроскопом 3 (МИР-2), заносились в таблицу. Затем производилось разгружение в обратном порядке с записью показаний приборов. Не изменяя настройки, нагружение повторялось

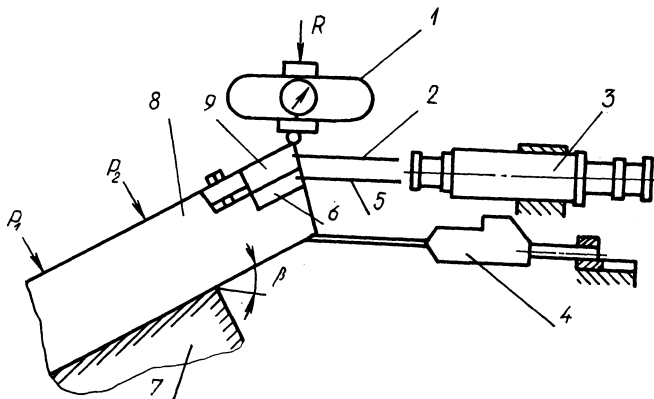


Рис. 1. Схема исследования жесткости сборных резов

3–4 раза. Перемещения режущей кромки под действием силы R представляли сумму $u_k = u_{с.к} + u_d + u_0 + \epsilon_\Sigma$, где $u_{с.к}$ — перемещения системы крепления; u_d — перемещения державки; u_0 — перемещения поворотного приспособления; ϵ_Σ — суммарная деформация элементов. Учитывая небольшие линейные размеры деталей узла крепления и отсутствие жестких заделок основных элементов, можно в первом приближении пренебречь суммарной деформацией и считать, что перемещение режущей кромки полностью определяется перемещениями элементов узла крепления. Сближение этих элементов в местах контакта есть следствие упругого сжатия микро- и макровыступов на небольших участках контурных площадок касания.

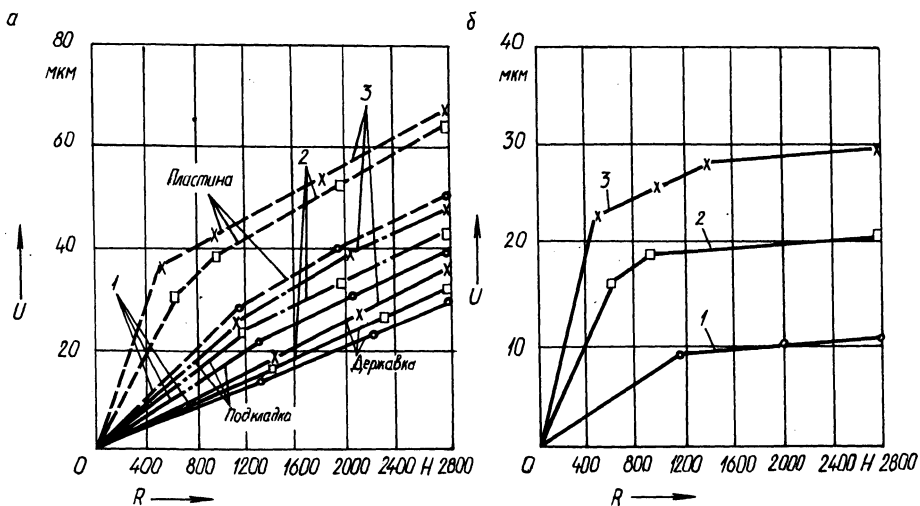
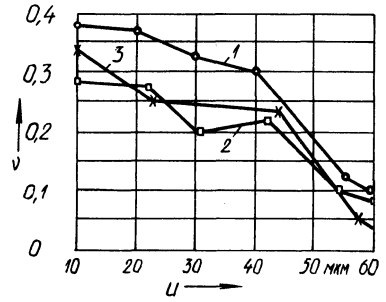


Рис. 2. Результаты исследования жесткости сборных резов:

а — перемещения элементов системы крепления; б — перемещения режущей пластины относительно подкладки

Рис. 3. Зависимость коэффициента вариации перемещений пластины от их абсолютного значения



По результатам испытаний для каждой партии резов были построены среднестатистические зависимости перемещений от нагрузки (рис. 2). Анализ графиков (рис. 2, а) позволяет заключить, что характер зависимости перемещений державок всех партий резов почти одинаков (зависит только от их геометрических параметров). Перемещения же подкладок и режущих пластин существенно различаются у различных типов резов (трех-, четырех- и пятигранных, обозначенных на рисунке соответственно 1, 2 и 3). Как видно из графиков (рис. 2, б), перемещения режущих пластин относительно подкладок отличаются друг от друга при различных типах резов по значениям, но имеют в принципе одинаковый характер. Каждую кривую можно условно разбить на две зоны с различным уровнем нагрузки: при нагружении до 800 Н происходит более резкое перемещение пластин, а свыше 800 Н интенсивность роста u уменьшается.

Были также построены графики зависимости коэффициента вариации v перемещений пластины (рис. 3), которые показали, что коэффициент вариации резко изменяется с изменением значений перемещений. Это связано с наличием зазоров в контактах между пластиной и подкладкой, подкладкой и

Табл. 1. Результаты измерений зазоров в контактах системы крепления

Вид реза	Точка измерения	Среднее значение зазоров \bar{x} , мм	Среднее квадратичное отклонение размера зазоров σ , мм	Критерий Пирсона
С трехгранной пластиной	1	0,02	0,014	4,01
	2	0,08	0,028	5,24
	3	0,01	0,008	6,74
	4	0,09	0,034	7,2
С четырехгранной пластиной	1	0,04	0,0887	5,1
	2	0,08	0,037	5,7
	3	0,08	0,0091	6,8
	4	0,12	0,067	7,1
С пятигранной пластиной	1	0,01	0,0052	9,2
	2	0,07	0,028	5,1
	3	0,08	0,013	9,3
	4	0,1	0,041	6,7

державкой. Применение крепления режущих пластин исследованного типа приводит к зависимости плотности контактов "пластина—подкладка" и "подкладка—державка" от большого числа параметров: плоскостности граней пластины, правильности формы штифта, плоскостности контактирующих граней клина, деформации штифта и т. д. Все эти параметры даже при отклонении их в пределах установленных полей допусков часто обуславливают перекос пластины и образование зазоров.

Для исследования реальных характеристик плотности прилегания элементов системы крепления были выбраны наиболее характерные точки: две под вершиной в контактах "пластина—подкладка" и "подкладка—державка" (точки 1 и 3) и две в противоположной стороне пластины в аналогичных контактах (точки 2 и 4). По результатам измерений зазоров с помощью щупа вычислялись среднестатистические их значения, которые сведены в табл. 1.

Анализ табл. 1 показал, что образующиеся в процессе зажима зазоры приводят к снижению жесткости резцов при нагрузках, к появлению большого разброса их стойкости, к снижению надежности всей автоматизированной технологической системы.

Таким образом, проведенные исследования позволяют производить оценку качества сборных резцов и определять точность обработки или доводки каждого из элементов системы крепления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Х а м у д а С., Г р о м а к о в К.Г., Ш у с т и к о в А.Д. Экспериментальное исследование жесткости сборных торцовых фрез по их статическим характеристикам // Исследование процессов обработки металлов и динамики технолог. оборудования. — М., 1982. — С. 35—47.

УДК 621.924.93

В.А. СКРЯБИН, канд.техн.наук,

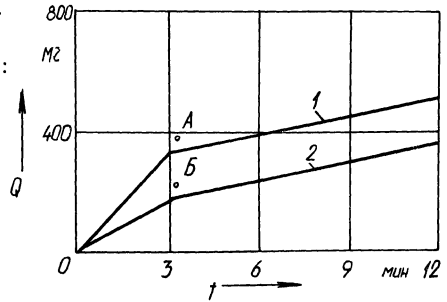
О.Ф. ПШЕНИЧНЫЙ, канд.техн.наук (Пензен. политехн. ин-т)

СУБМИКРОРЕЗАНИЕ ПРИ ОБРАБОТКЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ НЕЗАКРЕПЛЕННЫМ АБРАЗИВОМ, УПЛОТНЕННЫМ ИНЕРЦИОННЫМИ СИЛАМИ

Исследования механизма съема металла незакрепленным абразивом [1—3] показали, что объяснение съема металла выступами микронеровностей поверхности абразивных зерен не раскрывает физики процесса резания по этому методу обработки. Доказательством тому служит трудность объяснения причины появления точки перегиба на графике зависимости съема металла от времени обработки при полировании прядильных колец [3]. Возникает предположение, что диспергирование металла происходит в результате взаимодействия с поверхностью детали как микро-, так и субмикрорельефа абразивных частиц.

В начальный момент обработки удаление металла происходит преимущественно вследствие работы субмикронеровностей. По мере заполнения впа-

Рис. 1. Зависимость съема металла от продолжительности обработки при дозированном формировании уплотненного абразивного слоя:
 1 – абразив 14A200; 2 – абразив 14A125



дин между ними интенсивность съема металла субмикронеровностями уменьшается. Дальнейшее снятие металла производится микронеровностями, но с меньшей интенсивностью, объясняемой, очевидно, тем, что относительное внедрение микронеровностей меньше, чем субмикронеровностей, а также более высокими режущими свойствами исходного микро- и субмикрорельефа. Режущая способность субмикронеровностей в большей степени зависит от объема впадин между ними. Если объем впадин незначителен, субмикрорельефы быстро забиваются стружкой и процесс отделения материала прекращается.

Для обоснования выдвинутых предположений были выполнены расчеты по определению объема материала, размещающегося во впадинах субмикронеровностей частиц зернистостью 200 и 125 при обработке колец на тех же режимах, при которых получены экспериментальные данные [3], приведенные на рис. 1.

Анализ фотографий [3] позволил наиболее достоверно определить высоту $h_{см}$ и ширину $b_{см}$ субмикронеровностей поверхности абразивных зерен ($h_{см} = 0,12$ мкм; $b_{см} = 0,28$ мкм).

Форму субмикровыступов в поперечном сечении сложно представить как сочетание дуг выступа и впадины с радиусом $\rho_{см}$ (рис. 2). Радиус закругления $\rho_{см}$ может быть определен геометрически как

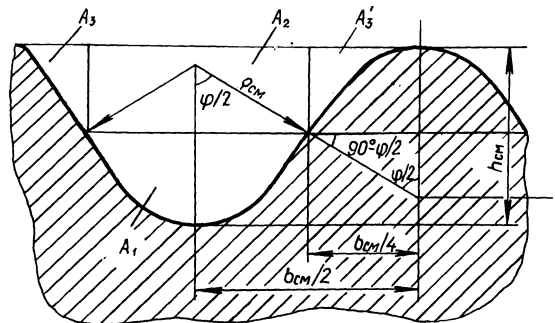


Рис. 2. Геометрическая модель единичных субмикровыступов микрорельефа абразивного зерна

$$\rho_{\text{см}} = \frac{0,25 b_{\text{см}}^2 + h_{\text{см}}^2}{4 h_{\text{см}}}$$

Площадь поперечного сечения впадины определялась геометрически как сумма площадей A_1 , A_2 и A_3 (рис. 2). В результате после вычислений и преобразований площадь впадины может быть определена по следующей зависимости:

$$A_{\text{ВП}} = 2\rho_{\text{см}}^2 \sin \varphi / 2 \sin^2 \varphi / 4 + 0,375 h_{\text{см}} b_{\text{см}}$$

Суммарный объем впадин субмикронеровностей той части эллипсоидного зерна, которая находится в контакте с обрабатываемой поверхностью детали,

$$V_{\text{ВП}} = (2\rho_{\text{см}}^2 \sin \varphi / 2 \sin^2 \varphi / 4 + 0,375 h_{\text{см}} b_{\text{см}}) l_{\Sigma}$$

где l_{Σ} — суммарная длина субмикронеровностей, находящихся в контакте, в соответствии с [1]

$$l_{\Sigma} = l_0 n_c = \sum_{i=1}^n l_i K_{\text{П}} n_c$$

где l_0 — суммарная длина всех следов контакта микронеровностей (на которых расположены субмикронеровности) в пределах эллипса отпечатка эллипсоидной абразивной частицы; n_c — количество субмикровыступов на поверхности одного микровыступа абразивного зерна; l_i — текущая длина одного следа; $K_{\text{П}}$ — коэффициент, учитывающий прерывистость микронеровностей.

Из рис. 3 в первом приближении можно считать, что $n_c = n_{c1} + n_{c2} + n_{c3}$, где $n_{c1} = n_{c2}$ — число субмикровыступов на прямолинейных участках микронеровностей; n_{c3} — число субмикронеровностей на криволинейных участках микровыступов.

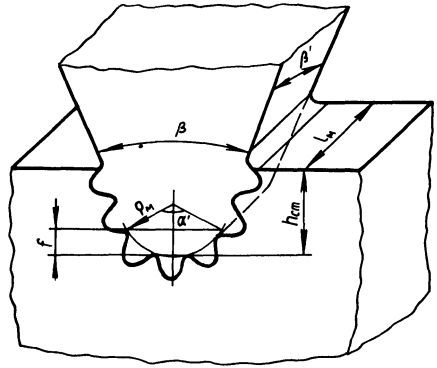
Из геометрических соотношений следует, что количество субмикронеровностей на внедрившейся на глубину $h_{\text{ст}}$ в поверхность металла микронеровности определяется следующим образом:

$$n_{c1} = n_{c2} = \frac{h_{\text{ст}} - f}{\cos \gamma}; \quad n_{c3} = \frac{0,01745 \rho_{\text{М}} a'}{b_{\text{см}}}$$

где $\rho_{\text{М}}$ — радиус округления микровыступа; a' — центральный угол.

Принимаем, что частицы — эллипсоидные с соотношением осей 1 : 1,77 [4]. Размеры осей частиц зернистостью 200 : $a = 1$ мм, $c = 0,565$, а частиц зернистостью 125 соответственно 0,625 мм и 0,353 мм. Площадь частицы в плане для зернистости 200 составит $A_{\text{ч}} = \pi a c = 1,774$ мм², а для зернистости 125 $A_{\text{ч}} = 0,693$ мм². Площадь контакта уплотненного бруска абразива с внутренней

рис. 3. Схема внедрения субмикронеровностей микровыступов абразивного зерна в поверхность детали



поверхностью кольца (диаметр кольца 50 мм, ширина 10 мм) при угле бруска абразива $\psi = 120^\circ$ будет равна 523 мм^2 .

Количество абразивных частиц, находящихся в контакте с деталью, при зернистости 200 — $q_{200} = 523/1,74 = 295$, а при зернистости 125 — $q_{125} = 523/0,693 = 755$.

Принимаем, что площадь контактирования зерна с деталью в течение небольшого промежутка времени $A_{\text{отп}} = \pi a_1 c_1$ (a_1, c_1 — полуоси эллипсоидного отпечатка зерна) [1]. В течение этого времени происходит удаление металла с заполнением впадин между субмикронеровностями. Затем зерно поворачивается и в контакт вступает новая часть поверхности и т.д. Количество таких поворотов с обновлением поверхности частицы в первом приближении

$$n_{\text{пов}} = \frac{A_{\text{эл.ч}}}{\pi a_1 c_1},$$

где $A_{\text{эл.ч}}$ — площадь поверхности частицы, моделируемой эллипсоидом вращения:

$$A_{\text{эл.ч}} = 2\pi c \left(c + \frac{a}{\epsilon} \arcsin \epsilon \right); \quad \epsilon = \frac{\sqrt{a^2 - c^2}}{a},$$

Для частиц зернистостью 200 $n_{\text{пов}} = 107\,000$, а зернистостью 125 — $n_{\text{пов}} = 63\,587$.

Масса материала, снятого с поверхности детали субмикронеровностями и размещенного между впадинами, определяется следующим образом:

$$G_{\Sigma} = G_{\text{вп}} n_{\text{пов}} q K_{\varphi}, \quad (1)$$

где $G_{\text{вп}}$ — масса удаленного материала; $G_{\text{вп}} = \rho V_{\text{вп}}$; ρ — плотность обрабатываемого материала; K_{φ} — коэффициент, учитывающий, что при поворотах частиц часть материала выпадает из впадин субмикронеровностей, улучшая их ре-

жущую способность, которая повышается также за счет мельчайших сколов абразивных частиц. Но в то же время не все повороты частиц $n_{\text{пов}}$ практически реализуются.

На рис. 1 нанесены значения G_{Σ} , подсчитанные по формуле (1) для частиц зернистостью 200 (точка А) и 125 (точка В) при $K_{\phi} = 1,2$ (по данным работы [5]). Как видно из рис. 1, точки А и В располагаются в непосредственной близости от точек перегиба экспериментальных кривых.

Таким образом, предположение о снижении интенсивности съема металла, связанном с заполнением впадин субмикронеровностей и изменением их режущей способности, подтверждается вышеприведенными расчетами. Изложенные положения о механизме субмикрорезания при обработке незакрепленным абразивом, уплотненным инерционными силами, позволяют объяснить многие физические особенности этого метода обработки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шестопал Ю.Т., Скрябин В.А. Условия микрорезания при обработке деталей уплотненным слоем свободного абразива // Алмаз. и абразив. обработка деталей машин и инструмента. — Пенза, 1980. — Вып. 9. — С. 77–81.
2. Скрябин В.А. Повышение эффективности процесса микрорезания при обработке поверхностей деталей абразивом, уплотненным инерционными силами: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Мн., 1984. — 16 с.
3. Мартынов А.Н. Основы метода обработки деталей свободным абразивом, уплотненным инерционными силами. — Саратов, 1981. — 212 с.
4. Королев А.В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке. — Саратов, 1975. — 120 с.
5. Ящерицын П.И., Мартынов А.Н., Гарнопольский А.В. Двойственная природа съема металла при обработке деталей абразивом, уплотненным центробежно-планетарным способом // Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук. — 1987. — № 1. — С. 60–64.

УДК 621.924.93

В.А. СКРЯБИН, канд. техн. наук,
О.Ф. ПШЕНИЧНЫЙ, канд. техн. наук (Пензен. политехн. ин-т)

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ПРОЦЕССА СУБМИКРОРЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ УПЛОТНЕННЫМ СЛОЕМ НЕЗАКРЕПЛЕННОГО АБРАЗИВА

Исследование метода обработки деталей абразивом, уплотненным инерционными силами, позволило установить, что плотность контактирования абразивных частиц с обрабатываемой поверхностью значительно выше, чем при обработке деталей жесткими и эластичными абразивными кругами [1, 2]. При этом съем металла происходит преимущественно выступами микро- и субмикрорельефа поверхности абразивных зерен, в результате чего происходит весьма тонкое диспергирование металла. По известным характеристикам процесса субмикрорезания единичным зерном, физико-механическим свойствам обрабатываемого материала, а также режимам резания и продолжительности обработки можно дать оценку производительности процесса субмикрорезания, а следовательно, и съема металла совокупностью абразивных зерен.

Выполненными ранее исследованиями [2] установлена аналитическая зависимость съема металла от вышеуказанных характеристик процесса субмикрорезания при обработке внутренних поверхностей сложнопрофильных деталей типа колец (рис. 1):

$$Q_{\Sigma\text{в}} = 0,45 \rho (1 - \epsilon_{\text{н}}) \times \\ \times \pi D n t b_0 h_0 N_{\Sigma} K_{\text{ш}} K_{\text{ж}},$$

где ρ — плотность обрабатываемого материала; $\epsilon_{\text{н}}$ — коэффициент навалов, определяемый экспериментально [2]: $\epsilon_{\text{н}} = 1 - K_{\text{с}}$; D — диаметр обрабатываемой детали; n — частота вращения детали; t — время обработки; b_0 и h_0 — соответственно ширина и глубина царапины от единичного микровыступа абразивного зерна; N_{Σ} — количество зерен на всей площади контакта абразивного бруска с обрабатываемой поверхностью; $K_{\text{ш}}$ — коэффициент, учитывающий влияние исходных параметров шероховатости поверхности, определяемый экспериментально [2]; $K_{\text{ж}}$ — коэффициент, учитывающий влияние жидкой фазы абразивной суспензии, определяемый экспериментально [2].

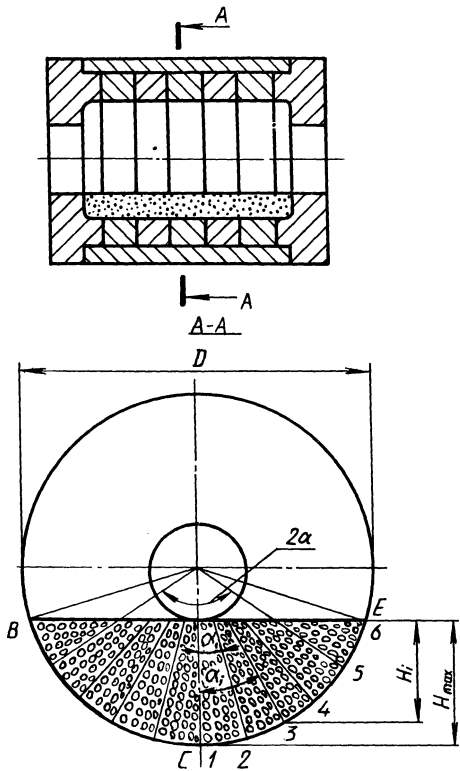


Рис. 1. Схема обработки внутренней поверхности детали незакрепленным абразивом, уплотненным инерционными силами

$$N_{\Sigma} = \frac{\pi D 2\alpha}{360} B_{\text{д}} \left(\sqrt[3]{n_1 \gamma_{\text{н}}} \right)^2,$$

где 2α — центральный угол уплотненного абразивного слоя; $B_{\text{д}}$ — высота детали; $\left(\sqrt[3]{n_1 \gamma_{\text{н}}} \right)^2$ — число абразивных частиц, приходящихся на 1 см^2 площади поверхности обрабатываемой детали.

Для схемы обработки наружных сложнопрофильных поверхностей формула определения съема металла имеет вид [3]

$$Q_{\Sigma\text{н}} = 0,5 \rho (1 - \epsilon_{\text{н}}) 2\pi (n_0 R_1 + n_3 r_1) t b_0 h_0 N_{\Sigma} K_{\text{ш}} K_{\text{ж}},$$

где $2\pi n_0$ — разность угловых скоростей водила установки и барабана; $2\pi n_0 = (\omega_2 - \omega_1)$; $2\pi n_3$ — угловая скорость вращения оправок с деталями; R_1 и

r_1 — соответственно радиус водила и детали типа тела вращения сложного профиля.

Количество зерен также можно определить по следующей формуле:

$$N_{\Sigma} = \frac{2\pi r_1 (90^\circ - \alpha_1)}{360^\circ} \delta (\sqrt[3]{n_1 \gamma_H})^2,$$

где $2r_1$ — диаметр обрабатываемой детали; α_1 — полярный угол абразивного слоя; δ — глубина погружения детали в гидроабразивный слой; n_1 — число зерен в единице массы уплотненного слоя; γ_H — удельный вес абразива.

При внедрении абразивных зерен в обрабатываемую поверхность и их относительном движении возникают силы резания, определяющие характер относительного положения абразивных зерен. Если сила резания превысит силу нормального давления абразивного зерна на обрабатываемую поверхность, то оно повернется к этой поверхности другой гранью или вершиной. При этом, поскольку абразивные частицы находятся в уплотненном слое в состоянии плотной упаковки, изменение положения одного зерна может привести к относительному смещению граничащих с ним зерен. В этих условиях абразивные частицы в зоне контакта могут занимать произвольное положение по отношению к обрабатываемой поверхности. Было установлено, что расположение зерен на обрабатываемой поверхности носит равновероятный характер, если рассматривать не единичное зерно, а их совокупность в уплотненном состоянии. Следовательно, абразивное зерно с равной вероятностью может контактировать с обрабатываемой поверхностью любой своей вершиной, ребром и гранью.

При повороте абразивных частиц имеют место частичное скалывание и выкрошивание отдельных вершин. При этом микропрофиль обновляется и его режущие свойства поддерживаются на постоянном уровне.

Поворот абразивных зерен способствует повышению съема металла при обработке, что учитывается коэффициентом поворота ψ . Но в то же время не все повороты частиц n_{Π} практически реализуются.

В соответствии с [4] число поворотов абразивных частиц

$$n_{\Pi} = \frac{A_{\text{эл.ч}}}{\pi a_1 c_1},$$

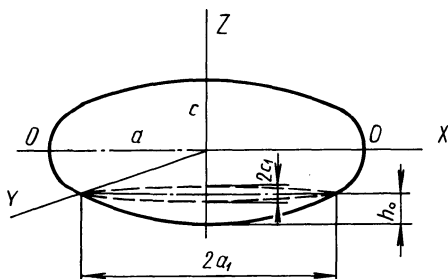
где $A_{\text{эл.ч}}$ — площадь поверхности частицы, моделируемой эллипсоидом вращения; $\pi a_1 c_1$ — площадь эллипса контакта частицы с обрабатываемой поверхностью детали (рис. 2).

Коэффициент поворота в первом приближении можно определить следующим образом:

$$\psi = \frac{\sum_{i=1}^m P(d_i) P_i}{n_{\Pi}},$$

где P_i — вероятность поворота зерна в вертикальное положение, $0 \leq P_i \leq 1$;

Рис. 2. Схема внедрения абразивного зерна в поверхность детали



$P(d_i)$ – вероятность поворота абразивного зерна в виде эллипсоида вращения вокруг его продольной оси OO' , $P(d_i) = d_i^0/d_i$; d_i^0 – возможное число контактов зерна при его повороте вокруг оси OO' ; d_i – общее количество положений абразивного зерна при его повороте.

Кроме того, на съем металла влияет и коэффициент K_φ [4], учитывающий то, что при поворотах частиц часть металла выпадает из впадин субмикронеровностей, увеличивая их режущую способность. Последняя увеличивается также за счет мельчайших сколов режущих частиц.

В этом случае расчетные зависимости съема металла для внутренней и наружной обработки незакрепленными абразивными зёрнами имеют следующий вид:

$$Q_{\Sigma В} = 0,45 \rho (1 - \epsilon_n) \pi D n t b_0 h_0 N_\Sigma n_\Pi \psi K_\varphi K_{\text{ш}} K_{\text{ж}} : \quad (1)$$

$$Q_{\Sigma Н} = 0,5 \rho (1 - \epsilon_n) 2\pi (n_0 R_1 + n_3 r_1) t b_0 h_0 N_\Sigma n_\Pi \psi K_\varphi K_{\text{ш}} K_{\text{ж}} . \quad (2)$$

В соответствии с выполненными исследованиями [5] глубина статического внедрения абразивного зерна в обрабатываемую поверхность определяется следующим образом:

$$h_{\text{ст}} = \frac{1,3 a^{2/3} c p_y^{2/3} K_\Pi^{2/3}}{(c + a - 0,67 \sqrt{ca})^{2/3} \text{HB}^{2/3}} ,$$

где a и c – соответственно продольная и поперечная оси абразивного зерна в виде эллипсоида вращения; p_y – давление уплотненного абразивного слоя на обрабатываемую поверхность; K_Π – коэффициент, учитывающий наличие свободных участков между абразивными зёрнами; HB – твердость обрабатываемого материала.

На съем металла большое влияние оказывает динамическая глубина внедрения $h_{\text{дин}}$, которая определяется в соответствии с [2]:

$$h_{\text{дин}} = h_0 = K_{\text{дин}} h_{\text{ст}} ,$$

где $K_{\text{дин}}$ – коэффициент динамичности, характеризующий соотношение глубин внедрений и определяемый экспериментально в соответствии с [2].

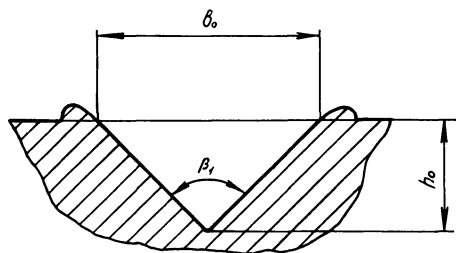


Рис. 3. Профиль царапины, полученной единственным выступом микрорельефа вершины абразивного зерна

Исследованиями [2] установлено, что в первом приближении можно считать угол царапины от единичного микровыступа абразивного зерна равным углу профиля данного микровыступа, образующего царапину при перемещении по поверхности детали (рис. 3).

В этом случае ширина царапины, образованной единичным микровыступом, определяется следующим образом:

$$b_0 = 2h_0 \operatorname{tg} \frac{\beta_1}{2},$$

где β_1 — угол профиля царапины от единичного микровыступа поверхности абразивного зерна.

Таким образом, определив числовые значения параметров, входящих в зависимости (1) и (2), можно прогнозировать весовой и размерный съем металла в условиях абразивного субмикрорезания в зависимости от технологических свойств абразива и обрабатываемого материала.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мартынов А.Н. Основы метода обработки деталей свободным абразивом, уплотненным инерционными силами. — Саратов, 1981. — 212 с. 2. Скрябин В.А. Повышение эффективности процесса микрорезания при обработке поверхностей деталей абразивом, уплотненным инерционными силами: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Мн., 1984. — 16 с. 3. Пшеничный О.Ф. Выбор оптимальной схемы обработки наружного профиля деталей инерционно уплотненным абразивом // Алмаз. и абразив, обработка деталей машин и инструмента. — Пенза, 1983. — Вып. 12. — С. 53–58. 4. Скрябин В.А., Пшеничный О.Ф. Субмикрорезание при обработке поверхностей деталей незакрепленным абразивом, уплотненным инерционными силами // Машиностроение. — Мн., 1987. — Вып. 12. — С. 60–64. 5. Скрябин В.А., Пшеничный О.Ф. Контактное взаимодействие незакрепленных абразивных зерен с обрабатываемой поверхностью // Чистовая обработка деталей машин. — Саратов, 1987. — С. 98–103.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ ПРИ РЕЗАНИИ ЕДИНИЧНЫМ АЛМАЗНЫМ ЗЕРНОМ

При изучении сил микрорезания единичным зерном в диапазоне скоростей 10..40 м/с измерительная техника должна иметь разрешающую способность по частоте сигнала и чувствительности соответственно порядка 1 МГц и 0,01 Н. Механико-электрические преобразователи такими свойствами не обладают [1-3].

Одним из путей повышения чувствительности измерительной системы является динамическая тарировка динамометра совместно с регистрирующей аппаратурой в условиях, идентичных процессу резания единичным зерном. Это позволяет при относительно невысоком быстродействии механической части системы (рис. 1) удовлетворительно оценивать амплитуду силовых импульсов, возникающих в процессе резания единичным зерном.

Частота высшей гармоники, оценка которой необходима для удовлетворительного приближения при разложении регистрируемого сигнала в ряд Фурье, определяется из условия $f_0 \geq 5f$ и при собственной частоте динамометра $f_0 = 125$ Гц [2,4] равна 25 Гц, что соответствует длительности импульса $\tau = 0,04$ с. Необходимая длина царапины l единичным зерном, соответствующая τ при скорости резания $v = 3$ м/с, определяется из соотношения $\tau = l/v$ и равна 120 мм.

Для получения необходимых начальных данных образец закреплялся в двухкомпонентном динамометре [4], изготовленном на основе восьмиугольного кольцевого преобразователя. Алмазным индентором на универсально-заточном станке мод. 3Д642Е на образец наносились риски длиной 120 мм и 5,1 мм при скорости резания 3 м/с (рис. 2). Параметры импульсов регистрировались с помощью осциллографа Н117/1. Длительность импульса при длине риски 5,1 мм составляла 0,0017 с.

По показаниям осциллографа определялись коэффициенты k_1 и k_2 , характеризующие инерционность измерительной системы на данном отрезке времени при регистрации тангенциальной и нормальной составляющих силы резания:

$$K_1 = \frac{I_{0,04}^{(1)}}{I_{0,0017}^{(1)}} ;$$

$$K_2 = \frac{I_{0,04}^{(2)}}{I_{0,0017}^{(2)}} ,$$

где $I_{0,04}^{(1)}$, $I_{0,0017}^{(1)}$ — показания осциллографа (мм), соответствующие тангенциальной составляющей силы резания при длительности импульса 0,04 и

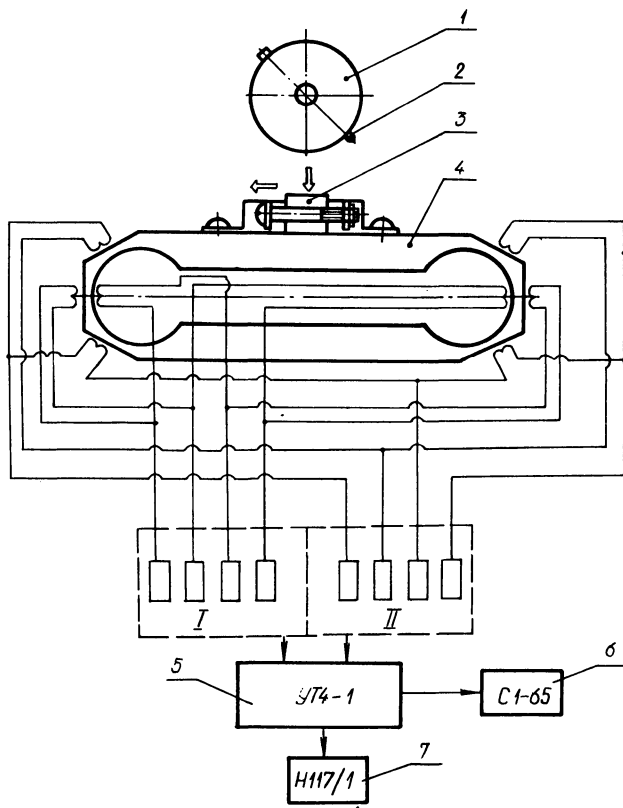


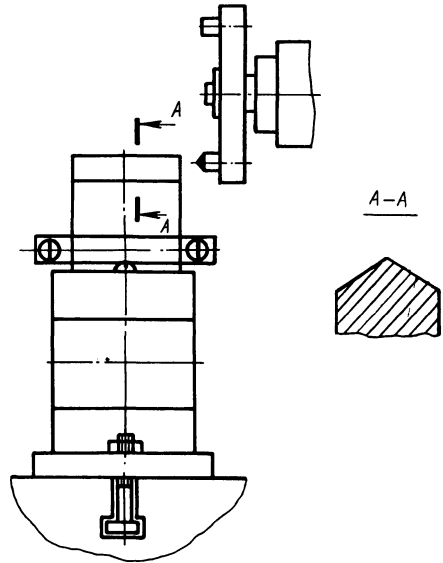
Рис. 1. Принципиальная схема для определения сил при резании единичным зерном: I – канал для измерения нормальной составляющей силы резания; II – канал для тангенциальной составляющей; 1 – диск; 2 – алмазный индентор; 3 – образец; 4 – динамометр; 5 – усилитель тензометрический УТ4-1; 6 – осциллограф универсальный С1-65; 7 – светолучевой осциллограф Н117/1

$0,0017$ с; $I_{0,04}^{(2)}$, $I_{0,0017}^{(2)}$ – показания осциллографа, соответствующие нормальной составляющей силы резания, мм.

Тарировка динамометра проводилась на плоскошлифовальном станке высокой точности мод. 3Е711В. Алмазным зерном, закрепленным на торце алюминиевого диска, при скорости резания 35 м/с на поверхность образца наносили ряд царапин. Число импульсов, регистрируемых с помощью осциллографа, соответствовало числу встреч алмазного индентора с образцом, причем с увеличением длины царапины возрастала длительность импульса. В результате на динамометрическую схему последовательно поступали силовые импульсы разной длительности. Длина царапины изменялась от 2 мм до 60 мм, что при скорости резания 35 м/с соответствовало времени контакта от 0,00006 до 0,0017 с.

Модулированные таким способом импульсы регистрировались осциллографом, по показаниям которого определялись поправочные коэффициенты

Рис. 2. Схема установки для динамической галвировки



для каждой длительности импульса. Рабочие частоты гальванометров осциллографа при этом выбирались выше собственной частоты динамометра.

Поправочные коэффициенты для тангенциальной и нормальной составляющих силы резания:

$$k_{\tau} = k_1 \frac{I_{0,0017}^{(3)}}{I_{\tau}^{(3)}} ;$$

$$K_y = k_2 \frac{I_{0,0017}^{(4)}}{I_y^{(4)}} ,$$

где $I_{0,0017}^{(3)}$, $I_{0,0017}^{(4)}$ — показания осциллографа (мм), регистрирующего тангенциальную и нормальную составляющие силы резания при длительности импульса 0,0017 с и скорости резания 35 м/с; $I_{\tau}^{(3)}$, $I_y^{(4)}$ — показания осциллографа при соответствующей длительности импульса, для которого определяется поправочный коэффициент, мм.

Для любого по длительности импульса тангенциальная составляющая

$$I_{\tau} = k_{\tau} I_1 ,$$

нормальная составляющая

$$I_y = k_y I_2 ,$$

где I_1, I_2 — показания осциллографа, регистрирующего тангенциальную и

нормальную составляющие силы в процессе резания единичным зерном с переменным заглублением при плоском шлифовании.

Применяя динамическую тарировку динамометра, определяют значения составляющих силы резания.

Итак, разработанная методика позволяет оценивать влияние быстродействия применяемой динамометрической аппаратуры на регистрируемые силы; производить динамическую тарировку динамометра совместно с регистрирующей аппаратурой в условиях, идентичных процессу резания единичным зерном; определять характеристики динамометра и сводить до минимума погрешности измерения, вызванные инерционностью как отдельных элементов, так и всей измерительной системы; использовать для измерения сил при резании единичным зерном традиционный способ динамометрирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Александров В.А., Мифлиг Д.М., Мельник В.А. Силовые и энергетические параметры при царапании гранита единичным алмазным зерном // Сверхтвердые материалы. – 1985. – № 3. – С. 52–58.
2. Измерение сил резания на единичном алмазном зерне / Х. Зайфарт, А.А. Марченко, Г.Ф. Скрипко и др. // Синтет. алмазы. – 1978. – № 6. – С. 18–23.
3. Химач О.В. О силовых зависимостях при резании единичным зерном // Синтет. алмазы. – 1972. – № 6. – С. 52–56.
4. Янг. Вопросы проектирования динамометров для измерений усилий в процессе плоского шлифования // Тр. америк. о-ва инженеров-механиков. Конструирование и технология машиностроения. – М., 1968. – № 1. – С. 131–136.

УДК 621.923.02

В.И. ТУРОМША, канд.техн.наук,
А.П. ПАРХУТИК, канд.физ.-мат. наук,
С.В. БИЧАНИН (БПИ)

ВЛИЯНИЕ ПОДАТЛИВОСТИ СИСТЕМЫ СПИД И ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА НА СКОРОСТЬ СЪЕМА МАТЕРИАЛА ПРИ ШЛИФОВАНИИ

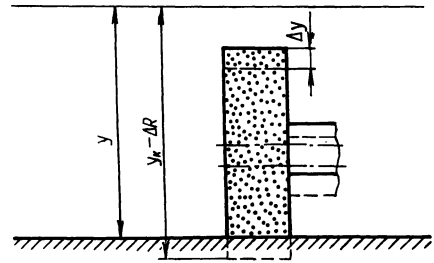
Действительную скорость съема материала при шлифовании нельзя задать кинематической настройкой станка [1]. Это вызвано тем, что глубина резания меньше глубины, заданной настройкой, вследствие упругих деформаций в системе СПИД и размерного износа инструмента. Поскольку скорость съема материала является основным параметром, влияющим на стоимость и производительность операции шлифования, учет названных параметров позволяет существенно повысить точность математической модели оптимизации режимов резания.

При плоском шлифовании действительная скорость подачи на глубину шлифования, которая определяет скорость съема материала [2],

$$\frac{dy}{d\tau} = n\Gamma P_y,$$

где y – текущая координата обрабатываемой поверхности (рис. 1); n – чис-

Рис. 1. Влияние упругих деформаций и износа инструмента на глубину шлифования



по проходов в единицу времени; Γ – параметр шлифования, равный отношению действительной глубины шлифования к радиальной составляющей P_y силы резания.

При известной жесткости j системы СПИД с учетом размерного износа ΔR инструмента получим

$$\frac{dy}{d\tau} = jn\Gamma [(y_k - \Delta R) - y], \quad (1)$$

где y_k – координата шлифовального круга, определяемая кинематической настройкой станка (рис. 1).

Временная зависимость износа круга при работе в режиме самозатачиваивания имеет вид [3]

$$Q_a(\tau) = C_Q \lambda^{-1} \beta^{-1} Q_T^\beta (1 - e^{-\lambda \beta \tau}), \quad (2)$$

где C_Q и β – параметры зависимости, связывающей скорость износа Q_a круга со скоростью съема Q_M материала в виде $Q_a = C_Q Q_M^\beta$ [4]; λ – коэффициент затупления; Q_T – максимально возможная скорость съема материала при подаче продольной $S_{пр}$, поперечной $S_{поп}$ и глубине шлифования t ; $Q_T = S_{пр} S_{поп} t$.

В то же время $Q_a(\tau)$ можно выразить формулой

$$Q_a(\tau) = \pi B D \Delta R(\tau), \quad (3)$$

где B и D – ширина и диаметр круга в момент времени $\tau = 0$; $\Delta R(\tau)$ – радиальный износ круга за время τ .

Из уравнений (2) и (3) найдем:

$$\Delta R(\tau) = \frac{1_x}{\pi D B} C_Q \lambda^{-1} \beta^{-1} Q_T^\beta (1 - e^{-\lambda \beta \tau}), \quad (4)$$

Из выражения (4) следует, что износ круга в зависимости от времени шлифования изменяется нелинейно. Кроме того, оптимальная глубина шлифования в общем случае может быть не постоянной для каждого прохода [5]. С учетом этого решение уравнения (1) можно получить, рассматривая последовательно все проходы.

Для первого прохода

$$y_k - \Delta R = t_1 - \Delta R(\tau_1),$$

где t_1 — глубина резания на первом проходе; $\Delta R(\tau_1)$ — радиальный износ круга после первого прохода; τ_1 — время резания на первом проходе.

Решение дифференциального уравнения (1) для $\tau = \tau_1$ при начальных условиях $\tau = 0, y = 0$ имеет вид

$$y_1 = t_1 - \Delta R(\tau_1) - \frac{t_1 - \Delta R(\tau_1)}{j\Gamma} (1 - e^{-jn\Gamma\tau_1}), \quad (5)$$

где y_1 — координата обрабатываемой поверхности после первого прохода.

Все слагаемые, входящие в уравнение (5), известны. Обозначим

$$\Delta y = y_k - \Delta R - y.$$

Тогда для i -го прохода получим

$$y_i = \sum_{k=1}^i t_k - \Delta R(\tau_i) - \Delta y_i, \quad (6)$$

где $\Delta R(\tau_i)$ — радиальный износ круга после i -го прохода.

Значение $\sum_{k=1}^i t_k - \Delta R(\tau_i)$ в уравнении (6) для любого прохода известно, а Δy_i определяется предыдущими проходами, причем, как следует из выражения (5), значение y_{i-1} всегда известно.

Для определения Δy_i после i -го прохода по известному значению Δy_{i-1} при известном законе изменения $t_k(\tau)$ найдем некоторое время τ_i'' , которое потребуется в случае шлифования исключительно с параметрами i -го прохода таким образом, чтобы Δy стала равной Δy_{i-1} (рис. 2). Для этого используем формулу

$$\Delta y_{i-1} = \frac{t_i - [\Delta R(\tau_{i-1}) - \Delta R(\tau_{i-2})]}{j\Gamma} (1 - e^{-jn\Gamma\tau_i''}).$$

Отсюда

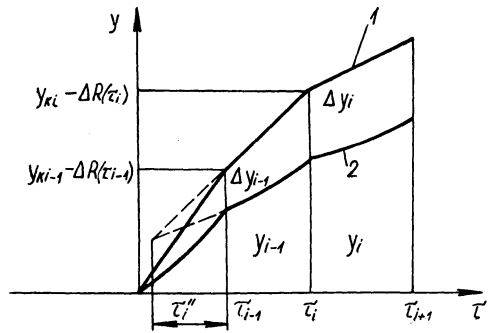
$$\tau_i'' = -\frac{1}{jn\Gamma} \ln \left(1 - \frac{\Delta y_{i-1} j\Gamma}{t_i - [\Delta R(\tau_{i-1}) - \Delta R(\tau_{i-2})]} \right).$$

Значение Δy_i определим по формуле

$$\Delta y_i = \frac{t_i - [\Delta R(\tau_i) - \Delta R(\tau_{i-1})]}{j\Gamma} (1 - e^{-jn\Gamma\Delta\tau_i}), \quad (7)$$

где $\Delta\tau_i = \tau_i'' + (\tau_i - \tau_{i-1})$ (см. рис. 2).

Рис. 2. Определение координаты обработанной поверхности:
 1 - зависимость $y_{\kappa} - \Delta R = f(\tau)$;
 2 - зависимость $y = f(\tau)$



Таким образом, выполняя итерации с использованием зависимости (7) до тех пор, пока не выполнится условие $\tau = \tau_{\text{в}}$, где $\tau_{\text{в}}$ — время шлифования до начала выхаживания, получим уравнение

$$y = \sum_{k=1}^i t_{\kappa} - \Delta R(\tau_{\text{в}}) - \Delta y_i, \quad (8)$$

которое справедливо на этапе шлифования.

Для этапа выхаживания уравнение (1) имеет вид

$$\frac{dy}{d\tau'} = jn\Gamma [(y_{\kappa} - \Delta R) - y], \quad (9)$$

где τ' — текущее время выхаживания.

Решение уравнения (9) при начальном условии в виде уравнения (5) в случае $\tau = \tau_{\text{в}}$ имеет вид

$$y = \sum_{k=1}^i t_{\kappa} - \Delta R(\tau_{\text{в}}) - \Delta y_i e^{-jn\Gamma\tau'}. \quad (10)$$

Таким образом, зависимости (8) и (10) позволяют оценить влияние податливости системы СПИД и износа инструмента на съем материала в любой момент времени τ шлифования или τ' выхаживания. Кроме того, при заданном времени выхаживания зависимость (10) позволяет определить требуемое суммарное перемещение шлифовального круга на глубину шлифования $y_{\kappa} =$

$= \sum_{k=1}^i t_{\kappa}$, определяемое кинематической настройкой станка. Для этого необходимо выполнить условие

$$|y - z| \leq \delta,$$

где z — припуск на обработку; δ — требуемая точность размера детали.

Очевидно, что это условие будет выполнено лишь при $y_{\kappa} > z$. Поэтому включение в математическую модель оптимизации режимов резания при мно-

гопроходной абразивно-алмазной обработке уравнения (10) позволяет определить параметры процесса с условием достижения требуемой точности обработки детали.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Т в е р с к о й М.М. Автоматическое управление режимами обработки деталей на станках. — М., 1982. — 208 с.
2. Г а н Р. Шлифование с контролем усилия врезания // Тр. америк. о-ва инженеров-механиков. Конструирование и технология машиностроения, — М., 1964. — № 3. — С. 69–73.
3. О с т р о в с к и й В.И. Оптимизация условий эксплуатации абразивного инструмента: Обзор. — М., 1984. — 56 с.
4. Ф и л и м о н о в Л.Н. Стойкость шлифовальных кругов. — Л., 1973. — 136 с.
5. И в а т а, М у р о ц у, О б а. Оптимизация режимов резания многопроходных операций с учетом вероятностного характера процессов механической обработки // Тр. америк. о-ва инженеров-механиков, Конструирование и технология машиностроения. — М., 1977. — № 1. — С. 152–160.

УДК 621.923:531.3

Г.В. ТИЛИГУЗОВ (БПИ),
И.А. КИРПИЧЕНКО (АН БССР),
Е.С. ЯЦУРА (БПИ), кандидаты техн.наук

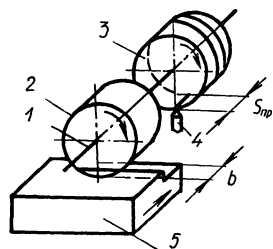
МЕТОДЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНОГО МАКРОПРОФИЛЯ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ

Существенное снижение виброактивности процесса шлифования может быть обеспечено за счет достижения идентичности условий протекания процессов правки и шлифования. В этом случае на рабочей поверхности шлифовального круга образуется особый макропрофиль, исключающий колебания точек контакта инструмента и обрабатываемой поверхности детали. В результате уменьшается степень влияния относительных колебаний инструмента и детали в зоне резания на образование периодической составляющей формы шлифованной поверхности.

Требуемые условия формирования рационального макропрофиля рабочей поверхности круга частично обеспечиваются [1] тем, что при правке в станочной системе создается дополнительная сила, сумма которой с силой, возникающей при правке, по величине и направлению равна силе резания в процессе шлифования. Однако при этом появляется необходимость в точной имитации как величины и направления силы резания при шлифовании, так и величины и направления силы резания при правке шлифовального круга. Данное обстоятельство существенно снижает эффективность указанного метода с точки зрения производительности и качества поверхностей шлифованных деталей.

Более перспективными являются методы [2, 3], суть которых состоит в том, что на шпинделе станка устанавливаются два одинаковых шлифовальных круга, а дополнительная сила в станочной системе при правке одного из них создается силой резания в процессе одновременного шлифования детали другим кругом. В результате достигается полная идентичность условий нагружения станочной системы, возникающих в процессе правки, и условий ее нагружения при шлифовании деталей. Кроме того, исключаются непроизводитель-

Рис. 1. Схема реализации метода формирования макропрофиля силой резания



ные затраты рабочего времени на правку инструмента за счет совмещения данного процесса с процессом шлифования.

Схема реализации предлагаемых методов обеспечения рационального макропрофиля абразивного инструмента приведена на рис. 1. На шпинделе станка 1 устанавливаются два одинаковых шлифовальных круга 2 и 3, а на его столе закрепляются правящий инструмент 4 и обрабатываемая деталь 5. При шлифовании одним кругом одновременно осуществляется правка другого. После затупления одного из них производится шлифование вторым кругом и одновременная правка изношенного.

Продольная подача $S_{пр}$ правящего инструмента определяется из условия [3]

$$S_{пр} = \frac{60S_{поп}n}{k},$$

где $S_{поп}$ — поперечная подача (ширина шлифования на проход), мм/ход; n — частота вращения шлифовального круга, c^{-1} ; k — коэффициент (целое число), значение которого выбирается из условия кратности значению допустимой (из условий шлифования) подачи.

При выполнении данного условия обеспечивается соответствие между поперечной подачей $S_{поп}$ при шлифовании (ширина шлифования b) и количеством полных витков с шагом l на рабочей поверхности круга, осуществляющей сьем металла.

Для проверки эффективности предлагаемых методов производилась обработка деталей из закаленной углеродистой стали У10 на плоскошлифовальном станке мод. 3Е711В при следующих параметрах режима резания: глубина шлифования $t = 35$ мкм, скорость продольной подачи детали $v_s = 15$ м/мин, скорость резания $v = 35$ м/с, поперечная подача $S_{поп} = 0,1$ мм/ход. Шлифовальный круг марки 38А25СМ15К8Б правился алмазным карандашом при глубине резания 0,01 мм/ход и продольной подаче $S_{пр} = 0,264$ мм/ход, которая рассчитывалась по приведенному соотношению.

При шлифовании деталей с дополнительным нагружением станочной системы [1] к шпинделю станка в процессе правки прикладывалась сила $P = 255$ Н, направленная под углом $\alpha = 58,6^\circ$ к поверхности стола. Таким образом, при правке имитировались условия реального нагружения системы, соответствующего процессу резания.

Результаты шлифования при использовании различных методов формирования макропрофиля рабочей поверхности круга приведены в табл. 1.

Как видно из таблицы, использование при формировании макропрофиля рабочей поверхности круга предлагаемых методов приводит к повышению показателей качества шлифованных поверхностей. Так, дисперсия высоты волны на обработанной поверхности снизилась более чем в 2 раза, сократилось и рассеивание микротвердости на различных участках профиля детали, вызванное разбросом мгновенных характеристик процесса съема металла из-за относительных колебаний формообразующих узлов станка. Кроме того, установлено, что за счет совмещения процесса правки с процессом шлифования при нагружении системы реальной силой резания штучное время на обработку сократилось на 18,5 %.

Табл. 1. Показатели качества поверхностей деталей, обработанных при различных методах формирования макропрофиля шлифовального круга

Метод формирования макропрофиля шлифовального круга	Микротвердость поверхности, МПа		Дисперсия высоты волны, мкм
	во впадине	на вершине	
С имитацией силы резания	8748	8732	$1,6 \cdot 10^{-3}$
С реальной силой резания	8750	8743	$7 \cdot 10^{-4}$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. 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 // *Машиностроение*. — Мн., 1987. — Вып. 12. — С. 37–40. 2. А. с. 1220760 (СССР). Способ шлифования с периодической правкой круга / В.И. Прибыльский, Г.В. Тилигузов, П.Ф. Лобков и др. 3. А. с. 1340994 (СССР). Способ шлифования с периодической правкой круга / И.А. Кирпиченко, Г.В. Тилигузов, Э.Ф. Капанец и др.

УДК 621.923.9

Е.Я. ГОЛОВКИНА, канд.техн.наук,
Ю.В. СИНЬКЕВИЧ,
С.И. РОМАНЧУК (БПИ)

УСТРОЙСТВО ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРОГАЗОВОЙ ОБОЛОЧКИ ПРИ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОМ ПОЛИРОВАНИИ

В [1] предложена электрогидродинамическая модель прианодной зоны при электроимпульсном полировании металлов и приведены теоретические исследования толщины парогазовой оболочки, предопределяющей напряженность электрического поля и интенсивность протекающих в ней физико-хими-

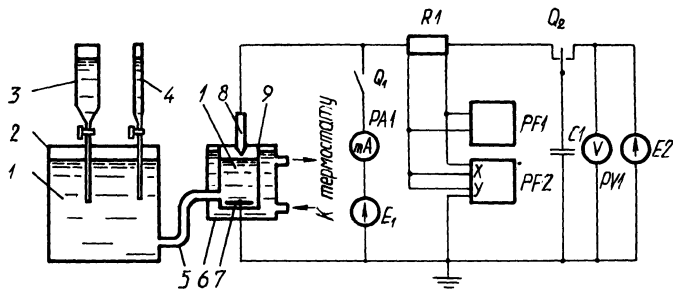


Рис. 1. Схема устройства для исследования парогазовой оболочки

ческих процессов. Отсюда вытекает необходимость в проведении исследований парогазовой оболочки.

Определение толщины парогазовой оболочки с помощью измерительного зонда вызывает значительные трудности, поскольку парогазовая оболочка представляет динамически устойчивую систему, непрерывно изменяющую в некоторых пределах свои размеры и имеющую эффективную толщину порядка 10^{-5} ... 10^{-6} м [1]. Кроме того, введение в парогазовую оболочку измерительного зонда искажает ее структуру. Поэтому полученные результаты могут дать лишь приблизительную оценку толщины парогазовой оболочки.

Авторами разработано устройство для исследования парогазовой оболочки при электроимпульсном полировании. При измерении толщины парогазовой оболочки с помощью разработанного устройства принято допущение: единичный пробой воздушного промежутка между металлическим анодом и электролитом при характерных для электроимпульсного полирования напряжениях аналогичен единичному разряду в парогазовой оболочке.

Работает устройство (рис. 1) следующим образом. Анод 8, нижняя часть которого может иметь различные форму и размеры, подводится к электролиту 1, находящемуся в измерительной ячейке 9, на расстояние 0,5...1 мм. Измерительная ячейка представляет стеклянный сосуд, на дне которого расположен катод 7. Конденсатор $C1$ переключателем $Q2$ подключается к источнику ЭДС $E2$ и заряжается до рабочего напряжения, которое контролируется вольтметром $PV1$. После зарядки конденсатор подключается к разрядной цепи.

Электрохимическая ячейка выполнена в виде сообщающихся сосудов разных диаметров. Она имеет расширительную ячейку 2 и измерительную 9, соединенные трубкой 5. Подъем уровня электролита в измерительной ячейке осуществляется за счет дозированной подачи электролита в расширительную ячейку с помощью дозатора 3. Тонкое регулирование уровня электролита осуществляется с помощью дозатора 4.

При некотором расстоянии между анодом и электролитом наступает пробой воздушного промежутка. Разрядный ток протекает через безындуктивный шунт $R1$. Для исследования и регистрации электрических характеристик разряда используются электронно-счетный частотомер $PF1$ типа ЧЗ-34 и двухлучевой запоминающий осциллограф $PF2$ типа С8-17. Регистрацию канала разря-

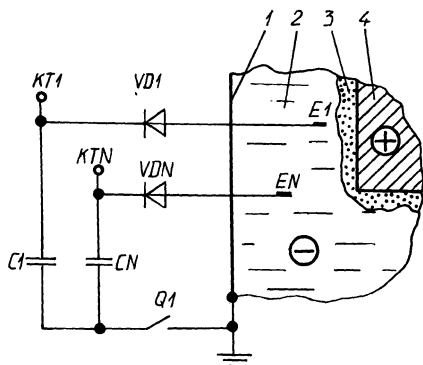


Рис. 2. Схема устройства для исследования объемного распределения электрического потенциала в ванне электрополирования (фрагмент)

да можно произвести с помощью фотоаппарата и длиннофокусного микроскопа.

После прекращения разряда воздушный промежуток между анодом и электродом восстанавливается. Для его измерения к разрядной цепи переключателем $Q1$ подключается источник ЭДС $E1$ низкого напряжения (1...10В). С помощью дозатора 4 поднимают уровень электролита в измерительной ячейке до соприкосновения с анодом. Момент касания электролита с анодом контролируется по возникновению тока в измерительной цепи, который регистрируют миллиамперметром $PA1$. Зная введенный в расширительную ячейку дозатором 4 объем электролита, рассчитывают величину воздушного промежутка по формуле

$$l = \frac{4V}{\pi(d_1^2 + d_2^2)}, \quad (1)$$

где V — объем дополнительно введенного электролита; d_1, d_2 — внутренний диаметр соответственно расширительной и измерительной ячеек.

Измерительная ячейка расположена в термостатирующей ячейке б, в которой циркулирует вода из термостата типа СЖМЛ. Такая конструкция измерительной ячейки позволяет исследовать разряд при различных температурах электролита, в том числе при температурах, близких к температуре кипения.

Приняты следующие конструктивные параметры электрохимической ячейки: $d_1 = 367$ мм, $d_2 = 70$ мм, точность дозирования электролита дозаторами 3 и 4 составляет соответственно 100 и 10 мм³. Расчет по формуле (1) показывает, что разработанное устройство позволяет измерять воздушные промежутки с точностью 0,09 мкм.

Для повышения точности измерения электрохимическую ячейку устанавливают на вибропоглощающие опоры и предохраняют от внешних воздействий (вибрации, интенсивной циркуляции воздуха и др.).

Для решения ряда технологических вопросов (определение количества одновременно обрабатываемых деталей, их ориентация относительно друг друга в ванне электрополирования и относительно корпуса—катода ванны, выбор конфигурации корпуса ванны и др.), а также для теоретических исследований процесса электроимпульсного полирования необходимо знать объемное рас-

пределение электрического потенциала в ванне электрополирования. Исследовать его можно с помощью набора датчиков $E1-EN$ и запоминающего устройства, выполненного на базе конденсаторов $C1-CN$ небольшой емкости и диодных ключей $VD1-VDN$ (рис. 2).

При включении рабочего напряжения около анода 4 образуется парогазовая оболочка 3. Между анодом и катодом 1 (корпусом ванны) в электролите 2 возникает электрический ток, приводящий к перераспределению электрического потенциала в ванне. После установления стабильной парогазовой оболочки переключателем $Q1$ к катоду подключают конденсаторы $C1-CN$. После зарядки конденсаторы отключают от катода и выключают рабочее напряжение. Характерные для каждой исследуемой точки ванны электрополирования напряжения измеряют в контрольно-измерительных точках $KTI-KTN$ высокоомным вольтметром, например типа В7-27А.

Таким образом, с помощью разработанных устройства и методики можно определить толщину парогазовой оболочки, исследовать электрические и физические характеристики импульсных разрядов и объемное распределение электрического потенциала в ванне при электроимпульсном полировании для различных технологических режимов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Расчет толщины парогазовой оболочки при электроимпульсном полировании металлов / О.И. Авсеевич, Ю.В. Синькевич, Е.Я. Головкина и др. // Машиностроение. — Мн., 1989. — Вып. 14. — С. 68–71.

УДК 621.9.02

В.Б. ШПЕКТОР (БПИ)

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ВИНТОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПЕРЕМЕННОГО ШАГА ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

В настоящее время винтовые поверхности (ВП) переменного шага практически не применяются при проектировании и изготовлении режущего инструмента, лишь за немногим исключением [1] рассматриваются вопросы теории их проектирования.

ВП переменного шага могут эффективно использоваться при заточках режущего инструмента и при выполнении стружечных канавок, для обеспечения оптимальных углов резания и условий отвода стружки.

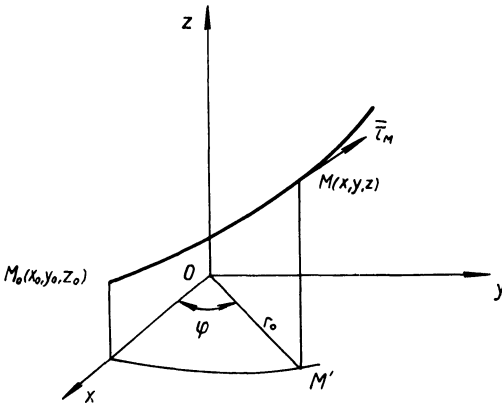
Винтовое движение переменного шага твердого тела определяется как сложное, состоящее из вращательного вокруг постоянной оси и поступательного, параллельного этой оси:

$$z = f(\varphi),$$

где функция $f(\varphi)$ однозначная и достаточное число раз дифференцируемая.

Предлагаемая методика расчета ВП переменного шага несколько отличается от существующих [1, 2] тем, что может использоваться для практических расчетов при проектировании режущих инструментов.

Рис. 1. Винтовая линия в декартовых координатах



Рассмотрим движение точки M по винтовой линии переменного шага (рис. 1) в правой декартовой системе координат, расположенной на поверхности цилиндра.

Пусть точка M перемещается по цилиндрической поверхности с радиусом основания цилиндра

$$r_0 = \sqrt{x_i^2 + y_i^2}.$$

Движение точки M можно описать уравнением

$$z = r_0 (\operatorname{tg} \alpha_0 \varphi + m \varphi^k), \quad (1)$$

где α_0 — начальный угол подъема винтовой линии; φ — угол поворота радиуса r_0 от исходной точки к рассматриваемой; m — коэффициент, определяющий характер изменения угла подъема винтовой линии; k — показатель степени, который характеризует скорость увеличения (уменьшения) угла подъема винтовой линии.

При $m = 0$ уравнение (1) принимает вид

$$z = r_0 \operatorname{tg} \alpha_0 \varphi. \quad (2)$$

Уравнение (2) описывает обыкновенную винтовую линию постоянного шага [1]. Исходя из этого, можно считать, что уравнение (1) характеризует винтовую линию в общем виде.

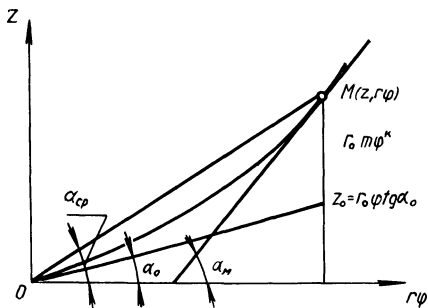
Продифференцируем уравнение (1):

$$\frac{dz}{d\varphi} = r_0 (\operatorname{tg} \alpha_0 + mk \varphi^{k-1}). \quad (3)$$

При $k = 2$ уравнение (3) примет вид

$$\frac{dz}{d\varphi} = r_0 (\operatorname{tg} \alpha_0 + 2m\varphi). \quad (4)$$

Рис. 2. Винтовая линия в координатах r, φ, Z



Правая часть уравнения (4) линейна относительно переменной, что доказывает равномерность увеличения угла подъема винтовой линии.

Проанализируем уравнение (1) при $k = 2$. Развернем винтовую линию на плоскости и представим ее в координатах $(r\varphi, Z)$ (рис. 2).

Угол наклона касательной к винтовой линии можно определить из следующей зависимости:

$$dz = r_0 \operatorname{tg} \alpha_M d\varphi . \quad (5)$$

Из уравнения (5) определим $\frac{dz}{d\varphi}$, и решим его совместно с уравнением (4):

$$\begin{aligned} \frac{dz}{d\varphi} &= r_0 \operatorname{tg} \alpha_M ; r_0 \operatorname{tg} \alpha_M = r_0 (\operatorname{tg} \alpha_0 + 2m\varphi) ; \\ \operatorname{tg} \alpha_M &= \operatorname{tg} \alpha_0 + 2m\varphi . \end{aligned} \quad (6)$$

С помощью уравнения (6) определим коэффициент m :

$$m = \frac{\operatorname{tg} \alpha_M - \operatorname{tg} \alpha_0}{2\varphi} . \quad (7)$$

Из уравнения (7), зная начальный и конечный углы подъема винтовой линии, можно найти коэффициент m , который определит характер изменения угла наклона винтовой линии по длине режущего инструмента.

Если длина нарезанной части инструмента $z = L$, то уравнение (1) с учетом выражения (7) примет следующий вид:

$$L = r_0 \left(\varphi \operatorname{tg} \alpha + \frac{\operatorname{tg} \alpha_M - \operatorname{tg} \alpha_0}{2\varphi} \varphi^2 \right) = r_0 \varphi \frac{\operatorname{tg} \alpha_M + \operatorname{tg} \alpha_0}{2} . \quad (8)$$

Угол поворота определим из следующей зависимости:

$$\varphi = 2\pi n ,$$

где n — число оборотов винтовой линии вокруг оси OZ .

Тогда уравнение (8) примет вид

$$L = r_0 2\pi n \frac{\operatorname{tg} \alpha_M + \operatorname{tg} \alpha_0}{2} = \pi n r_0 (\operatorname{tg} \alpha_M + \operatorname{tg} \alpha_0) . \quad (9)$$

По уравнению (9) определим число оборотов, которое совершит точка M на длине нарезанной части инструмента:

$$n = \frac{L}{\pi r_0 (\operatorname{tg} \alpha_M + \operatorname{tg} \alpha_0)}$$

Исходя из условия известности величины нарезанной части режущего инструмента и углов подъема винтовой линии

$$\begin{aligned} m &= \frac{\operatorname{tg} \alpha_M - \operatorname{tg} \alpha_0}{2\varphi} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_M - \operatorname{tg} \alpha_0}{4\pi n} = \\ &= \frac{(\operatorname{tg} \alpha_M - \operatorname{tg} \alpha_0) (\operatorname{tg} \alpha_M + \operatorname{tg} \alpha_0) r_0}{4L} = r_0 \frac{\operatorname{tg}^2 \alpha_M - \operatorname{tg}^2 \alpha_0}{4L} \end{aligned}$$

При $m > 0$ $\alpha_M > \alpha_0$, при $m < 0$ $\alpha_M < \alpha_0$.

Определим средний угол подъема винтовой линии. Из расчетной схемы на рис. 2 следует:

$$z = r_0 \varphi \operatorname{tg} \alpha_{\text{cp}} \quad (10)$$

Совместное решение уравнений (10), (2), (7) дает следующее выражение:

$$\operatorname{tg} \alpha_{\text{cp}} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_0 + \operatorname{tg} \alpha_M}{2}$$

По описанной методике можно определить уравнение винтовой линии переменного шага на любом теле вращения с осью вращения OZ . Пусть имеется поверхность вращения, заданная параметрическими уравнениями:

$$\left. \begin{aligned} x &= f_1(u, \varphi); \\ y &= f_2(u, \varphi); \\ z &= f_3(u, \varphi). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Тогда каждое положение точки M кривой, расположенной на поверхности (11), определится тремя ортами $\bar{r}, \bar{v}, \bar{\beta}$, образующими главные направления в этой точке. Три плоскости, соответствующие этим ортам — нормальная N , спрямляющая Q , соприкасающаяся S , — образуют в точке M сопровождающий трехгранник Френе.

Векторное уравнение линии в подвижном репере ($\bar{e}; \bar{g}; \bar{k}$) имеет вид

$$\bar{r} = r_0 \bar{e}(\varphi) + f(\varphi) \bar{k} = r_0 \bar{e} + \bar{k}f.$$

Три главных направления в точке M определяются векторами [1]:

$$\bar{r} = \frac{r_0 \bar{e}' + \bar{k}f'}{\sqrt{r_0^2 + f'^2}};$$

$$\left. \begin{aligned} x &= X \cos \varphi - Y \sin \varphi; \\ y &= X \sin \varphi + Y \cos \varphi; \\ z &= Z + f(\varphi). \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Решая совместно уравнения (12) и (13), получим:

$$\left. \begin{aligned} x &= f_1(t) \cos \varphi - f_2(t) \sin \varphi; \\ y &= f_1(t) \sin \varphi + f_2(t) \cos \varphi; \\ z &= f(\varphi) + f_3(t). \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Используя формулу (1), перепишем уравнения (14) в следующем виде:

$$\left. \begin{aligned} x &= f_1(t) \cos \varphi - f_2(t) \sin \varphi; \\ y &= f_1(t) \sin \varphi + f_2(t) \cos \varphi; \\ z &= r_i (\operatorname{tg} \alpha_0 \varphi + m \varphi^k) + f_3(t), \end{aligned} \right\}$$

где $r_i = \sqrt{f_1^2(t) + f_2^2(t)}$.

В векторной форме относительно репера $(\bar{e}; \bar{g}; \bar{k})$ уравнения (14) примут вид

$$\bar{r} = f_1(t) \bar{e}(\varphi) + f_2(t) \bar{g}(\varphi) + \bar{k} [f(\varphi) + f_3(t)]$$

или при использовании уравнения (1)

$$\bar{r} = f_1(t) \bar{e}(\varphi) + f_2(t) \bar{g}(\varphi) + \bar{k} [r_i (\operatorname{tg} \alpha_0 \varphi + m \varphi^k) + f_3(t)].$$

Предлагаемая методика расчета винтовых поверхностей переменного шага позволяет проводить проектные расчеты режущего инструмента различного назначения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Люкшин В.С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов. — М., 1968. — 370 с.
2. Дружинский И.А. Сложные поверхности: Математическое описание и технологическое обеспечение. — Л., 1985. — 263 с.
3. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. — М., 1977. — 831 с.

УДК 621.924.8

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

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТЕЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИИ

При обработке поверхностей цилиндрических деталей из стали Ст10 (диаметр детали 22 мм) применялась цилиндрическая иглофреза с на-

Рис. 1. Профилограмма поверхности после иглофрезерования (увеличение вертикальное 20 000, горизонтальное 200)



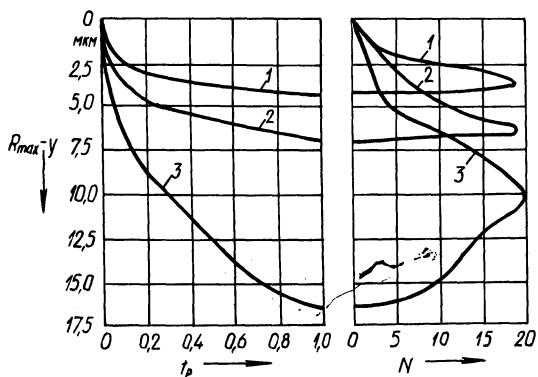
ружным диаметром 150 мм, шириной рабочей поверхности 22 мм, вылетом и диаметром игл соответственно 14 и 0,32 мм. Иглофрезерование осуществлялось на универсально-фрезерном станке мод. 6Н82. Деталь устанавливалась в центрах специальной бабки и делительной головки, закрепленных на столе станка; а иглофреза — на выходном валу специального устройства, расположенного на направляющей хобота станка [1]. Делительная головка через гитару сменных зубчатых колес была связана с ходовым винтом стола, специальное устройство — со шпинделем станка. Конструкция устройства позволяла упруго установить иглофрезу с прижатием ее к обрабатываемой поверхности с помощью пружины.

Иглофрезерование проводилось с применением смазочно-охлаждающей жидкости — эмульсии. Параметры режима обработки изменялись в следующих пределах: скорость резания $v = 60...240$ м/мин, продольная подача $S_{пр} = 2,5...10$ мм/об, круговая подача $S_{кр} = 1,38...4,46$ м/мин, усилие прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности $P = 150...250$ Н. Жесткость пружины составляла 20 Н/мм.

В указанном диапазоне изменений параметров режима иглофрезерования характеристики шероховатости и волнистости поверхности составляли: среднее арифметическое отклонение профиля $Ra = 0,26...2,58$ мкм, высота неровностей профиля по десяти точкам $Rz = 1,66...12,4$ мкм, наибольшая высота профиля $R_{max} = 4,34...20,2$ мкм, высота сглаживания (расстояние от линии выступов до средней линии) $R_p = 2,23...13,7$ мкм, средний шаг неровностей $Sm = 170...556$ мкм, средний шаг местных выступов профиля $S = 91...455$ мкм, средний радиус неровностей профиля $\rho = 91...126$ мкм, средний

Рис. 2. Зависимость относительной опорной длины профиля tr и количества полных выступов N от уровня сечений профиля $(R_{max} - y)$:

1 — $P = 130$ Н; 2 — $P = 200$ Н;
3 — $P = 270$ Н ($v = 150$ м/мин,
 $S_{пр} = 6,25$ мм/об, $S_{кр} =$
 $= 2,92$ м/мин)



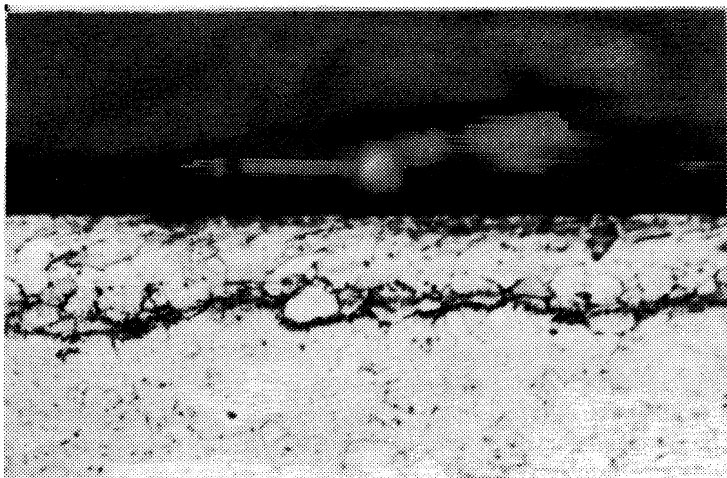


Рис. 3. Микроструктура поверхностного слоя в результате иглофрезерования

угол боковой стороны профиля $\theta = 2,42...11,3^\circ$, продольная волнистость $W_{пр} = 0,36...3$ мкм, поперечная волнистость $W_{поп} = 33...48$ мкм.

На рис. 1 приведена характерная профилограмма поверхности после иглофрезерования ($Ra = 0,35$ мкм). Отношение истинной (развернутой) и номинальной длин профиля составляет $1,0018...1,013$.

Параметры относительной опорной длины профиля [2]: $\nu = 2,03...7,91$, $b = 2,66...16,2$. На рис. 2 представлены зависимости относительной опорной длины профиля и количества полных выступов от уровня сечений профиля при различных условиях прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности. Параметры относительной опорной длины профиля выражаются через

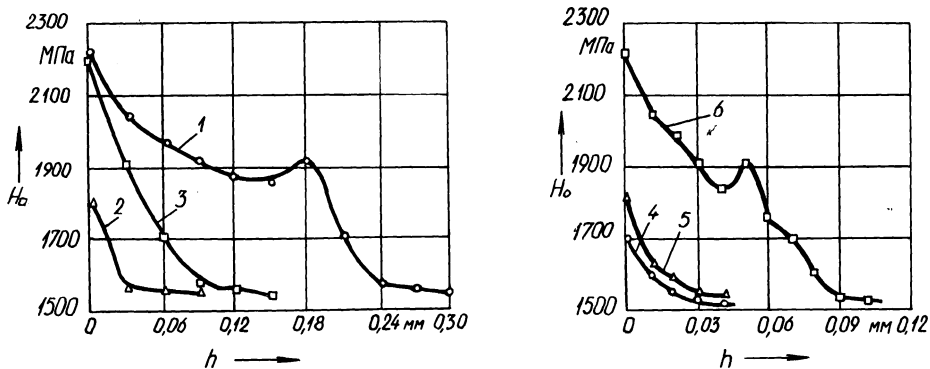


Рис. 4. Распределение микротвердости в поверхностном слое:

1 - $\nu = 25$ м/мин; 2 - $\nu = 150$ м/мин; 3 - $\nu = 270$ м/мин ($S_{пр} = 6,25$ мм/об, $S_{кр} = 2,92$ м/мин, $P = 200$ Н); 4 - $P = 130$ Н; 5 - $P = 200$ Н; 6 - $P = 270$ Н ($\nu = 150$ м/мин, $S_{пр} = 6,25$ мм/об, $S_{кр} = 2,92$ м/мин)

высотные параметры шероховатости, поэтому зависимости относительной опорной длины профиля от параметров режима обработки определяются изменениями высотных параметров шероховатости [2].

Иглофрезерование характеризуется ударным взаимодействием податливых игл с поверхностью детали и последующим микрорезанием, сопровождающимся пластическим отгеснением прилегающих объемов металла. В результате формируется поверхностный слой с повышенной микротвердостью (рис. 3). В отмеченном диапазоне изменения параметров режима обработки микротвердость поверхности детали достигает $H_{\square} = 1600...2560$ МПа (исходная $H_{\square} = 1500...1550$ МПа) при глубине упрочненного слоя $h = 0,01...0,24$ мм. На рис. 4 представлено распределение микротвердости по глубине поверхностного слоя в зависимости от скорости резания и усилия прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности. Наибольшего значения микротвердость достигает на поверхности детали.

Таким образом, отмечены широкие пределы изменения характеристик качества поверхностей деталей при иглофрезеровании. Это обуславливает возможность технологического управления ими и формирования поверхностного слоя с заданными геометрическими и физико-механическими характеристиками.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А б у г о в А.Л. Иглофрезерная обработка цилиндрических деталей // Машиностроитель. – 1987. – № 6. – С. 21–22.
2. Ры ж о в Э.В., Су с л о в А.Г., Ф е д о р о в В.П. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин. – М., 1979. – 176 с.

УДК 621.993.042

В.И. ШАГУН, канд.техн.наук (БПИ)

**ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ МЕТЧИКА НА ОТКЛОНЕНИЯ
ШАГА РЕЗЬБЫ В ЧУГУНЕ**

Наряду с отклонениями половины угла профиля резьбы погрешности ее шага влияют на эффективный натяг в плотных резьбовых соединениях и циклическую прочность резьбовых пар.

Исследования, выполненные в Белорусском политехническом институте методом однофакторного эксперимента на вертикально-сверлильном станке мод. 2А125 по нарезанию резьбы М16×2 в чугуне СЧ 18-32 самозатягиванием метчика из стали Р18, повторяли 10 раз. В результате нарезано 780 отверстий. В связи с отсутствием методов неразрушающего контроля шага и половины угла профиля резьб указанного размера и с целью сокращения трудоемкости экспериментов отклонения шага оценивали по результатам измерения среднего диаметра резьбы.

Тщательный анализ формообразования резьбы позволил перейти от разбивания резьбы по среднему диаметру к уширению впадин резьбы на разных уровнях от средней линии профиля и получить формулы для расчета отклонений шага на уровне средней линии профиля резьбы метчика [1]. Осевыми силами, возникающими в процессе резания, метчик прижимается к опорным сторонам резьбы. В исследуемом случае – к сторонам, формируемым боковыми режущими кромками метчика, обращенными к хвостовику. По этим сторонам шаг нарезанной резьбы равен шагу резьбы метчика. По сторонам, противоположным опорным, шаг резьбы вычисляется по формулам:

$$\overline{\Delta P}_i = (\overline{\Delta d}_{2,i+1} - \overline{\Delta d}_{2,i}) \operatorname{tg} \beta / 2;$$

$$\overline{\Delta P}_\Sigma = \sum_{i=3}^{n-2} \overline{\Delta P}_i = (\overline{\Delta d}_{2,10} - \overline{\Delta d}_{2,3}) \operatorname{tg} \beta / 2,$$

где $\overline{\Delta P}_i$ – среднее значение отклонений шага на i -м витке со стороны захода метчика; $\overline{\Delta P}_\Sigma$ – накопленная ошибка шага на нормируемой длине резьбы (общее число нарезанных витков резьбы 12, два первых и два последних в расчет не приняты как ненормируемые); $\overline{\Delta d}_2$ – среднее значение разбивания собственно среднего диаметра резьбы на витках $i, i-1, i+1, n-2$; n – число витков резьбы в образце.

Привлечение математической статистики обеспечило получение формул расчета доверительных интервалов для $\overline{\Delta P}_i$ и $\overline{\Delta P}_\Sigma$:

$$\delta \overline{\Delta P}_i = t Z_\alpha \left(\frac{S_{\Delta d_{2,i}}^2 + S_{\Delta d_{2,i+1}}^2}{m} \operatorname{tg} \beta / 2 \right)^{0,5};$$

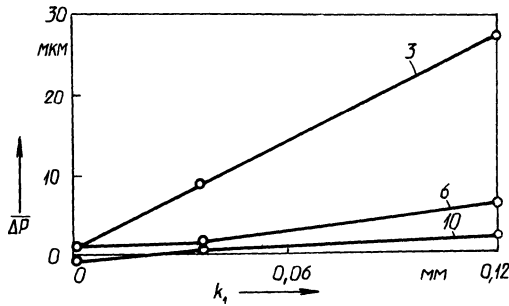


Рис. 1. Влияние затылывания по профилю K_1 метчика типа А на отклонения шага $\overline{\Delta P}$ резьбы на витках 3, 6, 10

$$\delta \overline{\Delta P}_{\Sigma} = \pm Z_{\alpha} \left(\frac{S^2 \Delta d_{23} + S^2 \Delta d_{210} \operatorname{tg} \beta / 2}{m} \right)^{0,5},$$

где Z_{α} — нормированное значение функции Лапласа для уровня надежности α ; S — исправленное среднее квадратичное отклонение Δd_2 на соответствующих витках резьбы $i, i-1, i+1, 3, 10$ и т.д.; m — число степеней свободы.

Для уменьшения трудоемкости расчетов и исключения возможности появления в них ошибок разработаны алгоритм и программа расчета на ЭВМ. В результате получены погрешности на всех двенадцати витках нарезанной резьбы, но погрешности на двух первых и двух последних витках в расчет не принимались, так как точность резьбы этих витков стандартами не регламентирована. Значения погрешностей для 3-го, 6-го и 10-го витков резьбы сведены в табл. 1, а некоторые из них представлены графиками на рис. 1 и 2.

Условные обозначения, принятые на рисунках и в таблице: γ — передний угол метчика; α — задний угол на заборной части; φ — угол заборной части; K_1 — затылывание по профилю на угловом шаге перьев; Δd — обратная конусность по среднему и наружному диаметрам на длине 100 мм; ω — угол наклона винтовых стружечных канавок; l_k — длина калибрующей части в шагах резьбы; b — ширина пера у метчиков типа А и ширина незатылованной по профилю части пера у метчиков типа Б; Φ — форма заборной части, *исх* — исходная, заборный конус получен шлифованием по наружному диаметру, *кон* — резьба на заборном конусе слегка коническая, в работе участвуют не только вершинные, но частично и боковые режущие кромки; e — радиальное биение главных режущих кромок, получено занижение кромок на трех перьях из четырех; *вед. элем.* — ведущие элементы на боковых сторонах резьбы метчика, получены затылыванием по профилю резьбы на калибрующей части со спадом затылка в сторону спинки пера и передней поверхности от середины пера (метчик с бочкообразными зубьями на ведущей части), " + " — есть бочкообразные зубья, " — " — нет; в рамку заключены исходные параметры метчика, принятые при исследованиях.

На основе анализа результатов эксперимента можно сделать следующие выводы.

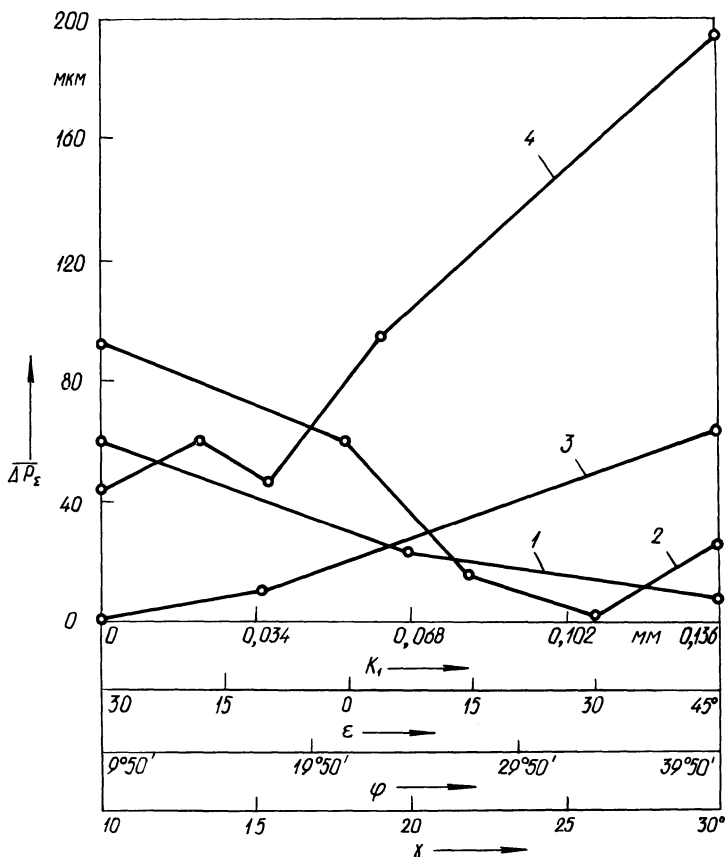


Рис. 2. Влияние параметров метчика типа А на накопленную погрешность шага резьбы $\overline{\Delta P_{\Sigma}}$:
 1 – переднего угла γ ; 2 – угла наклона стружечных канавок ε ; 3 – затылования по профилю K_1 ; 4 – угла заборной части φ

1. В условиях эксперимента отклонения ошибок шага на нормируемом участке резьбы изменялись от 0 до 50 мкм, а наклонная ошибка шага — от 0 до 189 мкм.

2. Наибольшие погрешности шага получены при нарезании метчиками типа А (затылованы по профилю на всей ширине пера). Изменение погрешностей шага резьб, нарезанных метчиками типа Б (затылованы по профилю на 2/3 ширины пера), составило только 0...10 мкм.

3. От первого со стороны захода метчика к последнему витку резьбы погрешности шага уменьшаются.

4. Характер изменения отклонений шага резьбы, а также влияние на них параметров метчика такие же, как характер изменения разбивания среднего диаметра, и определяются теми же причинами, в основном осевыми и радиальными силами, воздействующими на метчик, что подробно изложено в уже опубликованных работах В.И. Шагуна, например [2].

5. Статистически значимо влияние на $\overline{\Delta P}_{\Sigma}$ всех параметров метчиков типа А, кроме ширины пера, а на $\overline{\Delta P} - \gamma, \varphi, K_1, \omega$. Для метчиков типа Б статистически значимо влияние ω на $\overline{\Delta P}$ и $\overline{\Delta P}_{\Sigma}$, а на $\overline{\Delta P}_{\Sigma}$ — влияние l_k, b и e . Однако характер изменения незначимых величин $\overline{\Delta P}$ всегда повторяет характер изменения $\overline{\Delta P}_{\Sigma}$, что позволяет предположить о наличии влияния исследованных параметров метчика на $\overline{\Delta P}$, но только из-за недостаточной разрешающей способности эксперимента оно не может считаться существенным.

Табл. 1. Отклонения шага резьбы $\overline{\Delta P}$ и накопленная ошибка шага $\overline{\Delta P}_{\Sigma}$

Параметры датчика	Метчик типа А				Метчик типа Б			
	$-\overline{\Delta P}$ (мкм) на витках			$-\overline{\Delta P}_{\Sigma}$, мкм	$-\overline{\Delta P}$ (мкм) на витках			$-\overline{\Delta P}_{\Sigma}$, мкм
	3	6	10		3	6	10	
1	2	3	4	5	6	7	8	9
γ , град:								
5	—	—	—	—	1,7	+0,1	0,1	2,8
10	25,3	5,4	0,4	62,2	2,5	+0,1	0,9	5,1
15	—	—	—	—	2,5	+0,9	0,4	2,9
20	10,9	+0,6	8,1	24,7	2,4	0,2	0,2	3,3
30	4,1	0,1	0,6	11,2	3,9	0,2	+0,2	5,4
α , град:								
5	25,3	5,4	0,4	62,2	2,5	+0,1	0,9	5,1
10	12,9	6,8	0,1	39,8	0,9	0,1	1,0	3,3
15	13,8	9,9	1,0	62,1	+1,0	0,7	0,3	10,2
φ , град:								
9° 50'	15,6	3,9	0,4	43,5	3,2	0,2	+0,1	6,3
14° 50'	25,3	5,4	0,4	62,2	0,9	+0,1	+0,2	0,9
18°	12,9	5,0	0,1	44,5	1,6	0,8	+0,2	2,5
25° 20'	49,8	8,2	0,5	97,1	2,3	+0,4	+0,5	2,6
39° 50'	32,6	22,6	1,2	189,4	4,2	1,2	0,7	10,3
K_1 , мм								
0	0,9	0,9	+0,2	3,2	0,9	0,9	+0,2	3,2
0,036	4,0	0,8	0,1	9,4	—	—	—	—
0,135	25,3	5,4	0,4	62,2	—	—	—	—
0,220	17,0	4,8	+1,6	39,3	1,5	0,4	0,1	4,0
0,400	28,4	8,4	+1,1	60,0	2,5	+0,1	0,9	5,1
0,600	—	—	—	—	+0,2	0,5	0,5	1,4

1	2	3	4	5	6	7	8	9
Δd , мм:								
0,03	18,0	4,0	+0,5	43,3	—	—	—	—
0,05	—	—	—	—	1,4	0,9	+0,2	4,0
0,10	25,3	5,4	0,4	62,2	0,9	0,9	+0,2	3,2
0,19	15,8	+3,6	+0,5	34,2	0,6	0	0,4	0,7
ω , град:								
-30	41,4	7,7	+0,6	92,4	1,7	+0,2	+0,1	+2,6
0	25,3	5,4	0,4	62,2	2,5	+0,1	0,9	5,1
15	5,4	1,2	1,2	17,2	0,2	0,2	+0,8	0,4
30	2,7	0,4	0	4,3	6,8	$\pm 0,9$	+0,3	11,1
45	8,5	3,7	0,9	26,2	5,8	2,4	1,2	22,7
l_{κ} :								
15P	20,8	4,6	0,8	47,9	3,5	+0,2	0,4	3,6
10P	18,8	3,6	0,8	44,1	1,2	+0,1	0,4	1,1
5P	6,5	6,1	0	20,2	0,6	+0,2	0,4	0,8
b , мм:								
4,4	1,2	0,2	0,2	1,3	—	—	—	—
3,5	1,0	0	0,2	+ 0,1	—	—	—	—
2,6	1,3	0,1	0,2	1,2	—	—	—	—
1,5	—	—	—	—	0,7	+0,1	0,3	1,0
1,1	—	—	—	—	1,4	0,1	+0,1	2,1
0,7	—	—	—	—	4,3	1,5	0,1	11,0
ϕ :								
ИСХ	25,3	5,4	0,4	62,2	2,5	+0,1	0,9	5,1
кон	10,9	5,6	0,3	46,0	2,9	1,4	0,4	11,4
e , мм:								
0	25,3	5,4	0,4	62,2	2,5	+0,1	0,9	5,1
0,06	20,6	6,7	+0,4	65,9	2,8	0,3	0	6,7
0,20	15,0	1,9	6,5	42,4	6,8	+0,9	0,1	7,7
0,40	28,4	15,3	10,7	77,4	9,8	1,1	12,7	34,6
Вед. элем.								
+ $\varphi = 14^{\circ} 50'$	26,8	1,7	+0,6	43,4	—	—	—	—
- $\varphi = 14^{\circ} 50'$	25,3	5,4	0,4	62,2	—	—	—	—
+ $\varphi = 39^{\circ} 50'$	2,6	+2,1	0,6	+ 0,3	—	—	—	—
- $\varphi = 39^{\circ} 50'$	32,6	22,6	1,2	189,4	—	—	—	—

6. По убыванию степени влияния параметры метчика типа А располагаются в такой последовательности: на $\overline{\Delta P} - \varphi, \omega, K_1, \gamma$; на $\overline{\Delta P}_\Sigma - \varphi, \omega, K_1, \gamma, \Delta d, l_k, \alpha$, вед. элем., Φ .

С целью повышения точности резьбы по шагу необходимо исключить осевые и радиальные силы или ограничивать их влияние.

Осевая сила резания отсутствует при нарезании резьбы по профильной схеме резания или генераторной с удалением припуска слоями, параллельными оси метчика. Уменьшение осевых сил достигается при уменьшении φ , увеличении параметров γ, α и ω метчика до 30° , если направление вращения метчика и направление стружечных канавок одинаковы.

Ограничение влияния осевых сил имеет место при уменьшении K_1 вплоть до нуля увеличением Δd метчика, созданием на боковых сторонах метчика опорных элементов, воспринимающих осевую силу. Полное устранение влияния осевых сил возможно при нарезании резьбы по копиру с наладкой, строго обеспечивающей закон винтового движения метчика.

Радиальные силы уменьшаются в случае оптимизации угла φ [3]. Снижение их влияния достигается за счет условий, ограничивающих радиальные колебания метчика: создание на метчике направляющих частей, опорных элементов на затылочных поверхностях заборной части, наружном цилиндре, боковых поверхностях и др.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шагунов В.И., Кудрявцева Л.Т. Неразрушающий способ контроля отклонений шага внутренних резьб // Машиностроение. — Мн., 1985. — Вып. 10. — С. 99–101.
2. Шагунов В.И. Влияние геометрических и конструктивных параметров машинных метчиков на размеры резьбы, нарезаемой в стали // Резьбообразующие инструменты. — М., 1988. — С. 229–241.
3. Шагунов В.И. Выбор выгодных значений угла заборного конуса метчиков // Пром-сть Белоруссии. — 1968. — № 2. — С. 59–60.

УДК 628.7.023.72

А.Д. МАЛЯРЕНКО, канд. техн. наук,
Ю.В. КАСПЕР (БПИ)

ДАВЛЕНИЕ В ЗОНЕ КОНТАКТА ИНСТРУМЕНТА С ДЕТАЛЬЮ ПРИ ОБРАБОТКЕ СФЕРИЧЕСКИХ ЛИНЗ

Одним из основных параметров, определяющих характер и величину съема припуска, а также износ алмазного инструмента при шлифовании деталей из стекла, является нормальное давление в зоне контакта инструмента с деталью. Знание закона распределения нормальных усилий по площадке контакта при известной скорости резания (относительного проскальзывания) в каждой точке позволит определить объем материала, снимаемого инструментом с поверхности заготовки в любой момент времени.

На закон распределения давления влияет площадь взаимного контакта, угловое положение инструмента относительно детали, траектория движения инструмента по детали и т.п.

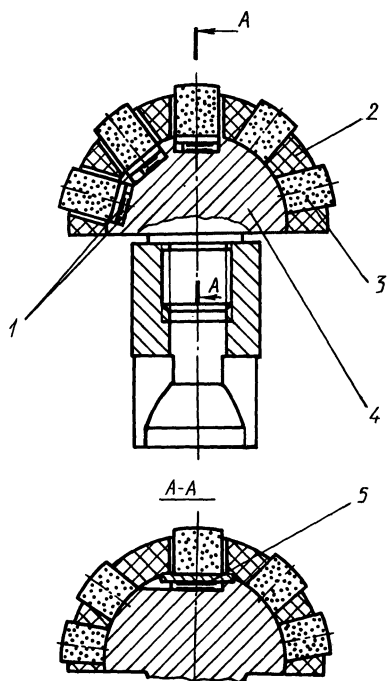


Рис. 1. Сферический алмазный инструмент с датчиками давления: 1 — тензосопротивление; 2 — наполнитель; 3 — цилиндрические алмазные элементы; 4 — корпус инструмента; 5 — специальная упругая опора

ский цикл исполнительного механизма на 30° вокруг своей оси. Запись возникающих усилий осуществлялась трижды за время обработки каждой детали — в начале, в середине и конце цикла обработки.

Обрабатываемой деталью являлась оптическая линза с радиусом кривизны обрабатываемой вогнутой сферической поверхности $R_{\text{сф}} = 16,7$ мм. Угол между двумя радиусами, проведенными из центра кривизны поверхности к диаметрально противоположным крайевым точкам (угол раствора), равен 120° . Материал детали — стекло К8 (ГОСТ 3514—76). Обработывалась партия деталей из 20 штук. Время обработки одной детали — 1 мин. Припуск на изменение радиуса сферической поверхности составлял $(15 \pm 5) \cdot 10^{-6}$ м.

Для одновременной регистрации трех точек деформации, углового положения выходного звена исполнительного механизма и нагрузочного усилия применялся шлейфовый осциллограф. Угол поворота выходного звена станка равен 20° . Для всех положений поворота инструмента вокруг оси симметрии за кинематический цикл исполнительного механизма записывались усилия на датчик, угловое положение выходного звена механизма и нагрузочное усилие.

Экспериментальные исследования проводились на шлифовально-полировальном станке мод. 9 ШП-50ЛШ, обеспечивающем возвратно-качательное движение инструмента относительно вращающейся детали.

Инструмент (рис. 1) представлял тело с выпуклой сферической поверхностью радиуса $R_{\text{сф}} = 16,2$ мм с углом раствора 180° . Режущая часть выполнена из набора алмазных элементов 3.2721-0112 АСМ 28/206 (ОСТЗ-4779—80). Пространство между алмазными таблетками заполнено бутакрилом.

Под тремя алмазными элементами, расположенными соответственно в центральной, срединной и краевой зонах инструмента, на специальных упругих опорах установлены тензоэлементы с базой 5 мм и сопротивлением 100,5 Ом. Алмазные элементы ограничивались от перемещения в тангенциальном направлении и от относительного поворота слоем бутакрила, а в осевом направлении их перемещение ограничивалось опорным элементом.

Прижимное усилие Q инструмента к детали устанавливалось равным 74 Н. В ходе эксперимента регистрировалось угловое положение выходного звена исполнительного механизма. Инструмент в процессе обработки поворачивался принудительно через каждый кинематический

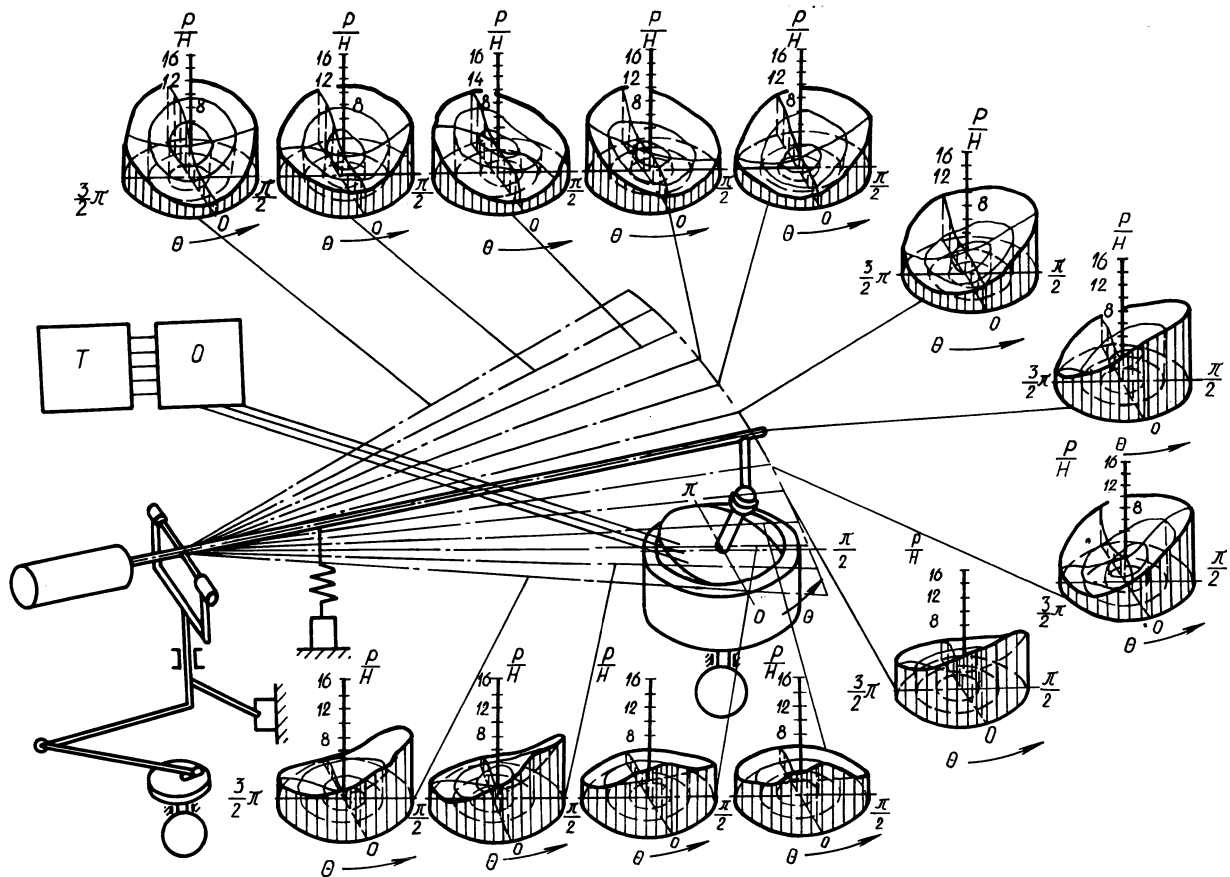


Рис. 2. Схема экспериментальной установки и эпюры распределения давления в зоне контакта инструмента с деталью

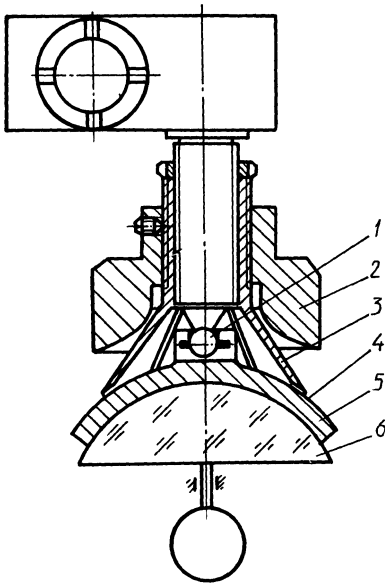


Рис. 3. Устройство для обработки оптических деталей с механизмом стабилизации давления в зоне резания

После расчета координат положений движущихся датчиков в неподвижной сферической системе координат в соответствующие фиксированные моменты времени и определения рабочих усилий на датчиках в этих положениях строилась матрица A_{ij} , у которой всякий элемент состоял из трех компонентов: угловых координат θ, φ датчика и соответствующего рабочего усилия.

Для каждого из трех датчиков строилась своя матрица. Строки матрицы A_{ij} соответствовали определенному положению поворота инструмента вокруг оси симметрии, и каждая из строк состояла из 24 элементов. Всего строк было 12, так как инструмент поворачивался вокруг своей оси 12 раз через 30° .

Значения усилий, возникающих в различных точках площадки контакта в любом из положений инструмента, определялись путем транспонирования матрицы A_{ij} . В каждой строке матрицы A^{Tij} (T — транспонирование матрицы) записаны координаты и усилия в различных точках контактирующих поверхностей при определении положения оси инструмента (положения поводка).

Исходя из координат центров датчиков и усилий на них в каждом положении строилась круговая координатная сетка (θ и φ) с нанесением на ней точек, соответствующих координатам датчиков инструмента, и обозначением усилий, возникающих в этих точках.

На основании полученных диаграмм строились эпюры усилий, основанием которых служили описанные координатные сетки, а аппликаты были пропорциональны усилиям.

Полученные эпюры давления при различных положениях инструмента приведены на рис. 2. Анализ эпюр показывает, что давление в зоне контакта на этапе макроприработки изменяется по закону, близкому к параболическому. Наибольшие значения давления наблюдаются в краевых зонах детали, особенно в местах, граничных с зонами выхода за край инструмента. Зона с минимальным давлением расположена в центральном поясе детали и инструмента.

Это явление на практике приводит к образованию фаски на краю обрабатываемой детали. Исправление этого дефекта является сложной задачей и существенно повышает трудоемкость технологического процесса.

Для повышения равномерности распределения давления в зоне контакта инструмента и детали предложено устройство [1] (рис. 3), содержащее прижимной упругий элемент в виде многолепесткового разрезного конуса 3, установленного соосно поводку 1 с возможностью осевого перемещения и контактирования лепестков с нерабочей поверхностью 4 инструмента 5, расположенной вблизи центрального пояса обрабатываемой детали 6, и дополнительный охватывающий конус 2, установленный соосно, с возможностью осевого перемещения, на прижимном упругом элементе. Кроме того, рабочая поверхность дополнительного охватывающего конуса выполнена криволинейной.

За счет использования прижимного упругого элемента осуществляется дополнительный прижим инструмента к поверхности детали. Выполнение прижимного элемента в виде многолепесткового разрезного конуса позволяет изменять дополнительное прижимное усилие в зависимости от положения осей симметрии инструмента и обрабатываемой детали, причем увеличение угла наклона оси инструмента относительно оси детали вызывает увеличение дополнительного прижимного усилия. Неблагоприятное повышение давления, возникающее в нижней части инструмента, вызванное увеличением касательных усилий и влиянием краевых эффектов, будет компенсироваться дополнительным усилием прижима с противоположной относительно оси инструмента стороны. Этим достигается повышение равномерности распределения давления по поверхности детали, уменьшение величины "срыва края" изделия, т.е. нежелательной фаски в краевом поясе детали, понижающей заданные точностные характеристики готового изделия.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А. с. 1281379 (СССР). Устройство для обработки оптических деталей / И.П. Филонов, А.Д. Маляренко, А.П. Якимачо.

УДК 620.1.05

И.И. ДЬЯКОВ, канд.техн.наук,
А.М. ЯКИМОВИЧ, А.И. БЕЛИЦКАЯ,
О.Л. ДМИТРИЕВ (БПИ)

О БЕЗОТХОДНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ОРЕБРЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТЕПЛООБМЕННИКОВ

Использование высокопроизводительных безотходных технологий, позволяющих создавать теплообменники с параметрами, превышающими большинство из существующих, представляет весьма актуальную задачу.

Такая технология заключается в получении оребрения на плоских и круглых поверхностях путем подрезания и отгиба тонких слоев металла с по-

верхности основы с заданным шагом. Стружка, получаемая в процессе резания, не удаляется с поверхности основы, а формируется в ребра при сохранении ее прочной связи с основой.

Рассматриваемая технология предназначена для получения высокоэффективных теплообменников. Минимальные габариты и масса обеспечивают их успешное применение в энергетике, электронной промышленности, машиностроении и криогенной технике.

Технология получения оребренных элементов предполагает использование заготовок с продольными разделительными канавками, образующими выступы на поверхности заготовки с последующим подрезанием тонких слоев металла с выступов (рис. 1).

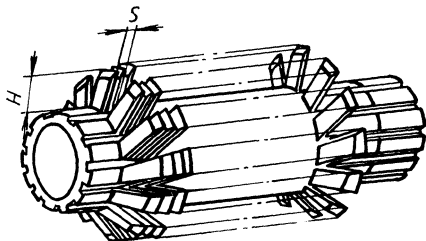


Рис. 1. Круглый элемент, полученный методом непрерывного нарезания ребер

Предварительные исследования показали возможность получения оребренной поверхности с шагом ребер $0,7...3$ мм при их высоте $7...12$ и толщине $0,1...0,9$ мм (табл. 1).

Результаты исследования теплоотдачи в режиме вынужденной конвекции при скорости воздуха до 15 м/с показали уменьшение термического сопротивления в $1,6-12$ раз по сравнению с сопротивлением теплообменников, имеющих оребренные поверхности, изготовленные накатыванием. Эффективность оребренных элементов при свободной конвекции не такая существенная, как при вынужденной, так как термическое сопротивление уменьшается всего на $20...30$ %.

Исследования тепловых характеристик отдельно оребренных элементов, полученных методом подрезки, свидетельствуют об эффективном их использовании в теплообменниках на основе тепловых труб для обеспечения тепловых режимов электронных схем и приборов, входящих в состав ЭВМ и периферийных устройств. Такие теплообменники имеют преимущества при охлаждении герметичных блоков и шкафов с тепловыделяющей аппаратурой, кроме того, они могут обеспечивать утилизацию тепловой энергии в небольших помещениях — гаражах, сварочных, на гальванических и лакокрасочных участках. В большинстве случаев такие теплообменники работают по типу газ—газ, одна часть которых находится, например, в герметичном блоке, а другая — в окружающей среде.

Исследования минитеплообменников трех типов, изготовленных из тепловых труб и оребренных элементов с различными видами оребрения (индивидуальным катаным, общим пластинчатым и индивидуальным резаным), имеющих габариты $300 \times 500 \times 80$ мм, показали, что теплообменники с резаным оребрением имеют коэффициент эффективности в $2-2,5$ раза выше по сравнению с минитеплообменником из оребренных катаных элемен-

Табл. 1. Технические характеристики методов получения оребрения резанием на круглых и плоских заготовках

Вид заготовки	Толщина ребер, мм	Расстояние между ребрами s , мм	Высота ребер H , мм	Производительность процесса резания, м/мин
Круглая с разделительными канавками	0,1...0,6	0,8...2,5	7...12	1...2,5
Круглая гладкая труба	0,2...0,7	1...4	7...20	0,5...1,5
Плоская	0,1...0,6	0,8...3,5	6...15	1...3

тов. Минитеплообменники с резаным индивидуальным и общим пластинчатым оребрением имеют почти одинаковые коэффициенты эффективности. Однако с технологической точки зрения минитеплообменники с унифицированными трубами, имеющими индивидуальное оребрение, просты в изготовлении, сборке и эксплуатации, могут иметь значительную мощность при меньшей массе.

Технология нарезания ребер предполагает возможность получения ребристой поверхности на гладких круглых трубах без продольных выступов путем периодического воздействия режущего инструмента на заготовку (рис. 2). Такой вариант получения ребер позволяет варьировать характером расположения ребер на основе трубы и нарезать более жесткие ребра, например треугольного сечения.

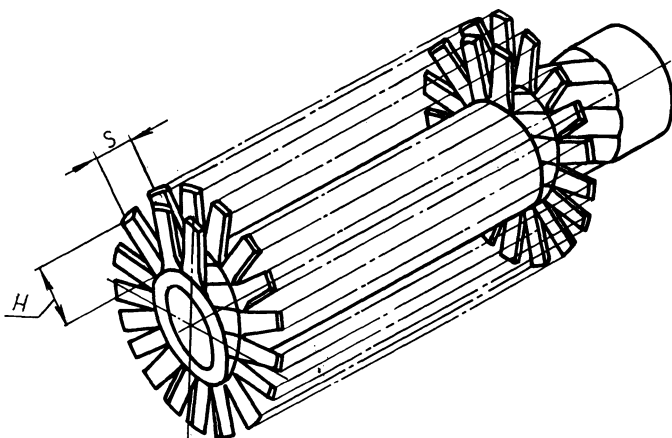


Рис. 2. Круглый элемент, полученный методом периодического воздействия инструмента

Технология получения ребристой поверхности методом резания предполагает возможность изготовления плоских оребренных элементов с криволинейными рядами ребер (рис. 3), что при разделении каждого ряда на отдельные лепестки улучшает ее теплообмен с охлаждающей (нагревающей) средой.

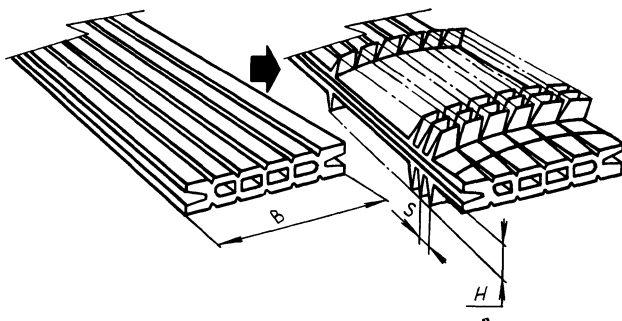


Рис. 3. Вид заготовки и оребренного плоского элемента с криволинейными рядами ребер

Результаты исследований тепловой эффективности оребренных плоских элементов с криволинейными рядами ребер и многоканальными отверстиями показали, что у теплообменника с сердцевинной, образованной из плоских алюминиевых труб, с индивидуальным криволинейным оребрением, коэффициент теплоотдачи на 50... 70 % выше, чем у существующего аналога, например медно- или латунно-паяного.

Технология получения оребренных поверхностей резанием позволяет улучшить качественные показатели теплообменного элемента за счет повышения коэффициента теплопередачи, что достигается получением оптимального расположения ребер по поверхности детали и их формой, а главное, образовывать ребра непосредственно на поверхности заготовки; получать теплообменные аппараты с высоким коэффициентом компактности. При этом обеспечивается безотходная экологически чистая технология получения оребренной поверхности.

В качестве материала исходных заготовок используются алюминиевые сплавы, по свойствам близкие к технически чистому алюминию, а также другие пластичные металлы и материалы.

Для реализации такой технологии необходимы сложнопрофильный тонколезвийный инструмент оригинальной конструкции и технологическая оснастка. Имеется программное обеспечение для автоматизированного расчета режущего инструмента исходя из заданных параметров ребристой поверхности. Изготовление инструмента оригинальной конструкции может быть освоено на любом инструментальном производстве, имеющем оборудование для выпуска спиральных сверл и фасонных резцов, без дополнительных затрат.

Габаритные размеры технологической оснастки и инструмента незначительны и позволяют использовать универсальное станочное оборудование — токарные и фрезерные станки — при высокой производительности процесса нарезания ребер как на плоских, так и на круглых деталях теплообменников.

Результаты проведенных исследований свидетельствуют о возможности создания на основе указанной технологии принципиально новых конструкций теплообменников с высокими теплотехническими свойствами и малой металлоемкостью.

ПРАВКА И ФОРМИРОВАНИЕ КАПИЛЛЯРНО-ПОРИСТОЙ СТРУКТУРЫ ТЕПЛОВЫХ ТРУБ В УСЛОВИЯХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОИЗВОДСТВА

В процессе изготовления цилиндрических тонкостенных изделий из цветных металлов (например, тепловых труб) заготовка, попадая в установочные приспособления различного технологического оборудования, под действием зажимных усилий теряет форму как в поперечном, так и продольном сечениях. Возникает необходимость в правке заготовки в процессе ее прохождения по технологическому циклу и правке уже готового изделия. Для проведения этой операции разработан автомат, который обеспечивает высокую производительность правки тонкостенных труб.

Автомат состоит из корпуса 1 (рис. 1), установленного в опорах 12 с возможностью вращения. Правильные ролики 2 размещены попарно в шарнирах 16 на стойках 9, расположенных в барабане 8 с окном 3 для загрузки заготовок и окном 10 для выхода выплавленных изделий 11. Механизм вращения корпуса 1 состоит из шестерен 14, а роторный механизм загрузки заготовок имеет цилиндрический ротор 4 с профильными пазми 7 и охватывающий кожу с бункером 6.

Каждый правильный ролик 2 выполнен разъемным с возможностью перемещения составных частей по шпонке 17. Прижим заготовки 5 к внутренней образующей барабана 8 осуществляется пружинами 13. Регулировка правильно-прижимного усилия производится с помощью гаек 18 с конусными пазми и ходового винта 19. Синхронизация механизма вращения корпуса и механизма подачи заготовок осуществляется шестерней 15. Число пазов 7 на роторе 4 равно числу пар правильных роликов 2.

Процесс правки труб осуществляется следующим образом. Заготовка 5 под действием силы тяжести попадает из бункера 6 в паз 7 ротора 4 и транспортируется при вращении ротора до провала в окно 3 неподвижного цилиндрического барабана 8. Так как приводы вращения корпуса и ротора синхронизированы, заготовка попадает в окно 3 в момент нахождения под ним пары правильных роликов 2. Захваченная роликами заготовка обкатывается по внутренней поверхности барабана. За счет ее прижима роликами с помощью пружин 13 происходит правка изделия 11, которое затем выталкивается правильными роликами в окно 10 и попадает в тару для готовой продукции.

Для обеспечения плотного прижатия заготовки 5 к цилиндрической поверхности барабана 8 правильные ролики 2 имеют возможность наклоняться в шарнирах 16, так как они выполнены составными и могут изменять свою длину путем перемещения составных частей по шпонке 17. Поэтому конусообразность изделия и непараллельность образующих цилиндрической поверхности барабана 8 и правильных роликов 2 из-за технологических погрешностей не оказывают влияния на качество правки.

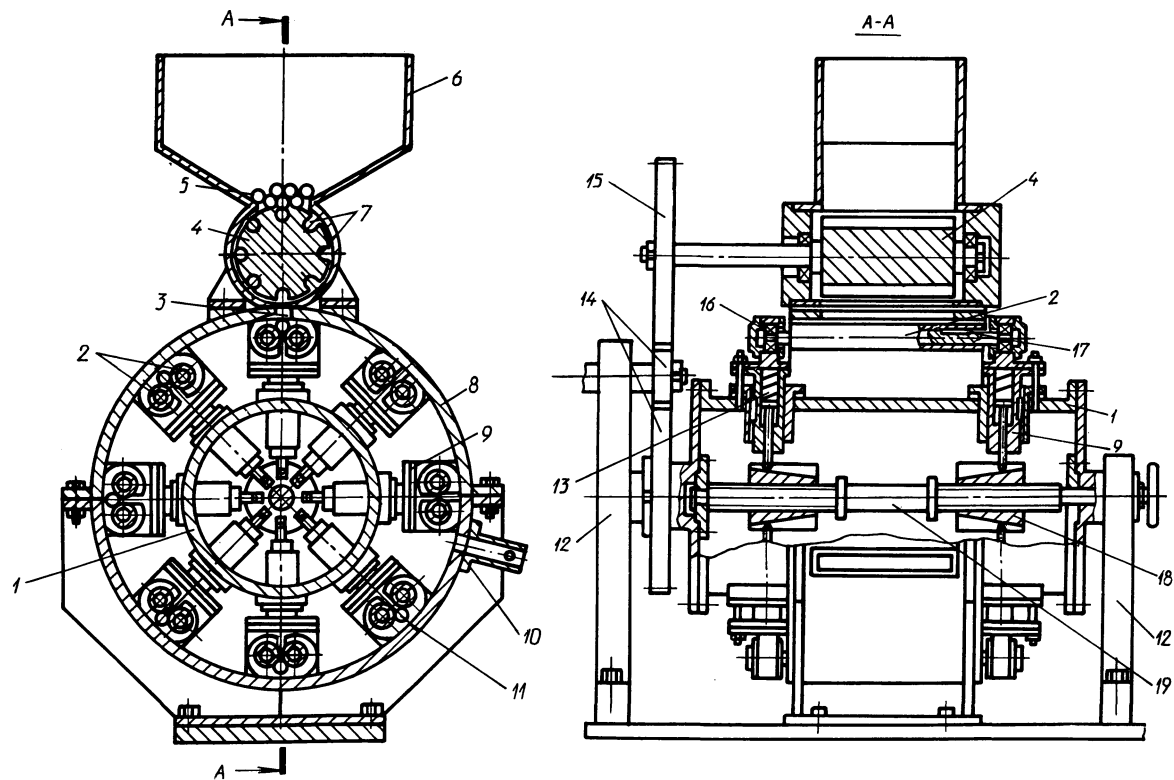


Рис. 1. Устройство для правки изделий

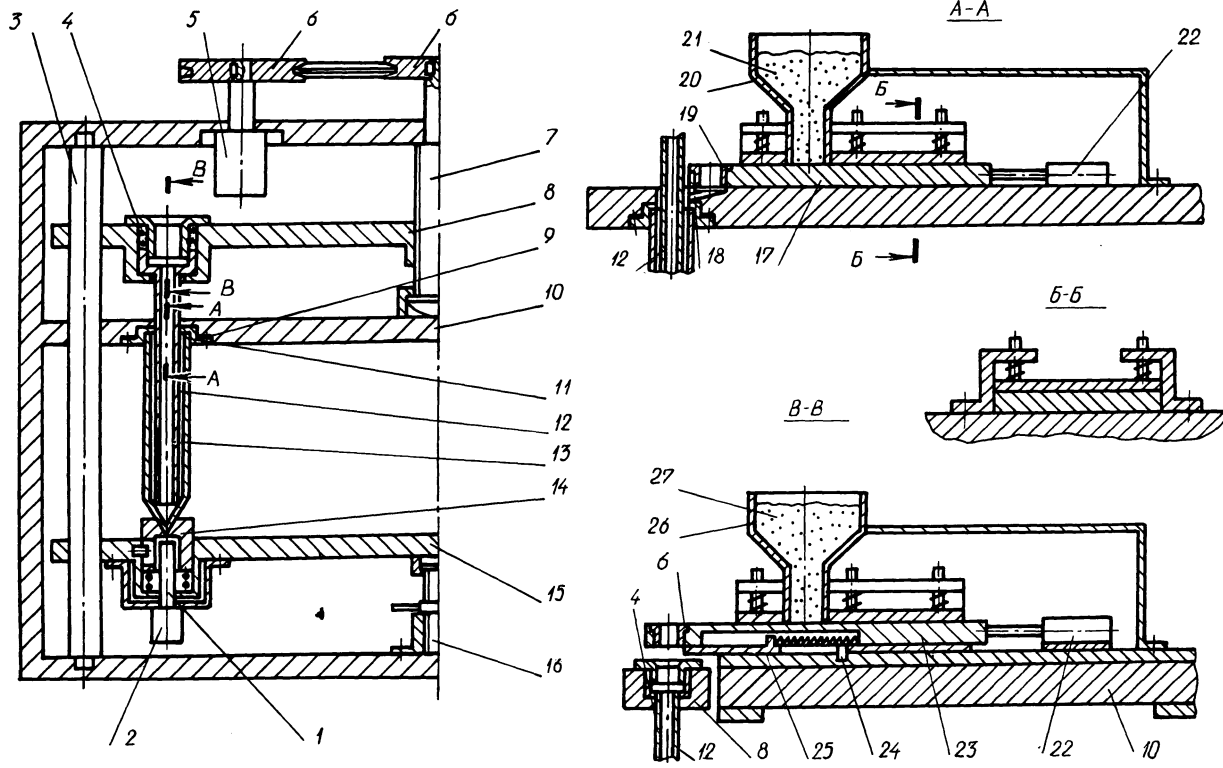


Рис. 2. Полуавтомат для формирования капиллярно-пористой структуры тепловых труб

Для плавности входа заготовки по направляющим цилиндрической поверхности барабана 8 и выхода направленных изделий в зоне окон 3 и 10 выполнены плавные переходы.

Достигнута полная автоматизация процесса правки. Обслуживающему автомат рабочему необходимо только ориентированно загрузить изделия в бункер. Размеры изделий, подвергающихся правке: диаметр — до 20 мм, толщина стенки — до 2 мм, длина — до 500 мм. Производительность автомата для медных изделий — 480 шт./ч.

Одной из основных операций при производстве тепловых труб является получение слоя толщиной 2...4 мм из металлического порошка, имеющего капиллярно-пористую структуру. Слой изготавливается на внутренней поверхности цилиндрического корпуса тепловой трубы. Перед спеканием порошок засыпается во внутреннюю полость корпуса. Цилиндрическая форма порошку придается за счет вставки коаксиально в корпус тепловой трубы тонкостенной металлической трубки и засыпки порошка в зазор между стенкой трубки и корпусом, во внутреннюю полость трубки засыпается песок. Затем трубка вынимается из корпуса и в его внутренней полости образуется песчаный стержень, который после спекания извлекается из корпуса.

С целью механизации процесса засыпки порошка в корпус тепловой трубы разработан и изготовлен полуавтомат для формирования капиллярно-пористой структуры тепловых труб (рис. 2).

Полуавтомат, представляющий симметричную двухпозиционную конструкцию (на рисунке условно показана только одна его позиция), состоит из корпуса 10 и стола 15 с закрепленными на нем вибраторами 2. Стол 15 установлен на направляющих 3, неподвижно связанных с корпусом 10. Ходовой винт 16 позволяет регулировать высоту расположения стола 15 относительно корпуса 10. Металлическая трубка 12 имеет сверху приваренный к ней патрубок и установлена на подвижной траверсе 8 с возможностью ограниченного относительного перемещения благодаря пружине 4. Подвижная траверса 8 установлена на тех же направляющих 3, что и стол 15, и имеет возможность перемещаться относительно корпуса 10 при помощи ходового винта 7, связанного клиноременной передачей 6 с электродвигателем 5.

Затвор 17 обеспечивает дозированную подачу металлического порошка 21 из бункера 20 в корпус тепловой трубы 13 при помощи дозатора 19 по каналу 18, а затвор 23 обеспечивает дозированную подачу песка 27 из бункера 26 в трубку 12 при помощи дозатора 23. Затвор 17 имеет снизу подпружиненный шибер 25, перемещающийся до упора 24. Перемещение дозаторов 17 и 23 осуществляется при помощи пневмоцилиндров 22. Вибратор 2 снабжен ударником 1.

Корпус тепловой трубы 13 устанавливается на подпружиненную втулку 14, а сверху опирается во втулку 11 с прокладкой 9 из упругого материала.

Перед началом работы стол 15 устанавливается при помощи ходового винта 16 в необходимое положение, определяемое длиной корпуса тепловой трубы 13. Подбирается трубка 12 необходимой длины. Затем включается электродвигатель 5, траверса 8 при помощи клиноременной передачи 6 и ходового винта 7 опускается вниз и вводит трубку 12 во внутреннюю полость корпуса 13 до ее упора в его нижний торец. Наличие пружины 4 позволяет ком-

пенсировать разницу длин корпусов 13 и предохраняет трубку 12 от поломки. Затем пневмоцилиндры 22 перемещают затворы 17 и 23 из исходного положения, когда дозаторы 6 и 19 находятся под бункерами 20 и 26 и заполняются порошком 21 и песком 27, в рабочее, при котором порошок из дозатора 19 по каналу 18 засыпается в зазор между трубкой 12 и корпусом 13, а песок через патрубок трубки 12 попадает в ее внутреннюю полость. Подпружиненный шибер 25, дойдя до упора 24, открывает дозатор 6 только над патрубком трубки 12 и тем самым предохраняет полуавтомат от попадания в его внутреннюю полость песка.

Одновременно включается вибратор 2, который через ударник 1 и подпружиненную втулку 14 передает колебания корпусу 13. За счет этого достигается равномерная укладка порошка 21 в зазоре между трубкой 12 и корпусом 13. Наличие упругой прокладки 9 под втулкой 11 позволяет избежать механических повреждений корпуса 13 при наложении на него вибрации.

После окончания засыпки затворы 17 и 23 возвращаются пневмоцилиндрами 22 в исходное положение. Затем включается электродвигатель 5 с обратным направлением вращения и трубка 12 извлекается из корпуса 13 траверсой 7. При этом продолжается работа вибратора 2, что позволяет избежать заклинивания трубки 12 между слоями песка и металлического порошка.

Управление работой полуавтомата осуществляется при помощи концевых датчиков, которые на рисунках не показаны. Полуавтомат позволяет осуществлять формирование капиллярно-пористой структуры тепловых труб диаметром 12...20 мм, длиной 200...500 мм. Производительность полуавтомата – 150 шт/ч.

УДК 621.9.06

Л.М. АКУЛОВИЧ, О.Л. РОДИОНОВА,
В.Н. СКРОБ

МЕТОД АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ РАЗРАБОТКИ ПРОГРАММ ДЛЯ СТАНКОВ С ЧПУ

Программы управления станками с ЧПУ, разработанные с использованием метода аппроксимации спирали Архимеда ломаной линией [1], не позволяют вводить коррекцию на радиус инструмента при обработке плоских кулачков.

Предлагается использовать замену спирали Архимеда сопряженными дугами окружностей. Для этого в центре спирали строится правильный равно-сторонний многоугольник со стороной

$$A = T/n ,$$

где T – шаг спирали Архимеда; n – число сторон многоугольника.

Теоретическую кривую можно аппроксимировать дугами касающихся окружностей, центры которых находятся в вершинах многоугольника, а радиусы соответственно равны $R, R + A, R + 2A, R + 3A$ и т.д., где R – начальный радиус аппроксимирующей окружности.

Числовое значение R зависит от шага спирали Архимеда T и рассчитывается по известным тригонометрическим формулам решения треугольников в соответствии с выбранным количеством сторон многоугольника и углом начала аппроксимации φ_n .

Рассмотрим аппроксимацию спирали Архимеда дугами касающихся окружностей, центры которых находятся в вершинах квадрата (рис. 1).

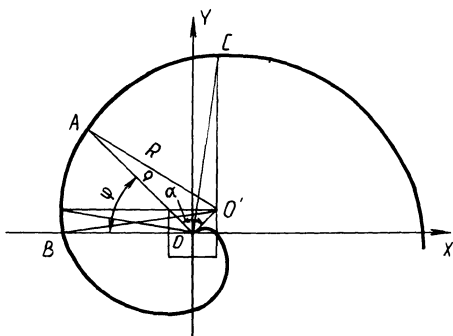


Рис. 1. Схема аппроксимации спирали Архимеда дугами окружностей, центры которых находятся в вершинах квадрата:

R – радиус аппроксимирующей окружности; ρ – фактическая величина радиуса-вектора

Используя известные тригонометрические выражения, представим действительные значения радиусов-векторов спирали Архимеда ρ в виде функции радиуса аппроксимирующей окружности R и текущего угла φ :

$$\rho_\varphi = R \frac{\sin [180^\circ - \alpha - \arcsin (\frac{OO'}{R} \sin \alpha)]}{\sin \alpha}, \quad (1)$$

где $\alpha = 135^\circ - \varphi$.

Для практического пользования предлагаемым способом необходимо знать погрешность, вносимую аппроксимацией спирали Архимеда дугами окружностей. Эта погрешность определяется как разность теоретически заданного радиуса-вектора и радиуса-вектора ρ_φ , рассчитанного по уравнению (1), т.е.

$$\Delta = \rho - \rho_\varphi, \quad (2)$$

где ρ – определяется из уравнения спирали Архимеда: $\rho = a\varphi$; a – приращение радиуса-вектора спирали Архимеда при повороте на единицу центрального угла.

Анализ уравнений (1), (2) показывает, что с увеличением угла φ погрешность Δ уменьшается. Следовательно, предлагаемым способом каждый последующий виток спирали Архимеда описывается точнее предшествующего.

В табл. 1 для различных витков спирали Архимеда приведены значения относительной погрешности радиусов-векторов, возникающей в результате замены заданной кривой дугами касающихся окружностей, для некоторых значений числа сторон многоугольника и шага спирали. Данные таблицы позволяют технологу-программисту в зависимости от требований чертежа детали выбрать число сторон многоугольника, с помощью которого следует производить аппроксимацию спирали Архимеда в каждом конкретном случае. Для этого

Табл. 1. Относительная погрешность радиусов-векторов (Δ/ρ , %) для различных витков спирали Архимеда

Число сторон много- угольника	Порядковый номер витка K											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
3	23,02	1,868	0,938	0,525	0,379	0,295	0,241	0,204	0,176	0,155	0,139	0,067
4	29,29	1,005	0,309	0,148	0,086	0,057	0,040	0,030	0,023	0,018	0,015	0,004
6	33,3	0,716	0,214	0,101	0,059	0,038	0,027	0,020	0,015	0,012	0,010	0,003

Примечание. Радиус начальной окружности R принимается равным наименьшему радиусу-вектору аппроксимируемого участка спирали.

необходимо определить порядковый номер K витка спирали с наименьшим радиусом-вектором, заданным на чертеже детали:

$$K = \rho_n / T,$$

где ρ_n — наименьший радиус-вектор аппроксимируемого участка спирали Архимеда.

В системе АПТСМ автоматизированной подготовки программ для станков с ЧПУ разработана типовая подпрограмма (макроопределение) аппроксимации спирали Архимеда деталей типа "диск" дугами окружностей с центрами в вершинах квадрата. Использование предложенного метода аппроксимации позволяет разрабатывать программы обработки поверхностей деталей такого типа без разработки технологии и предварительных расчетов, что полностью удовлетворяет требованиям [2] гибкого автоматизированного производства как по производительности, так и по оптимизации технологических решений.

Программы управления, разработанные с использованием метода аппроксимации спирали Архимеда дугами окружностей, содержат количество кадров в 20–40 раз меньше, чем при аппроксимации ее ломаной линией. С уменьшением длины перфоленты снижается вероятность появления ошибок при ее подготовке и отказов устройств ЧПУ при обработке детали.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Препроцессор СПД-ЧПУ для автоматизации расчета спирали Архимеда при разработке управляющих программ изготовления плоских кулачков на оборудовании с ЧПУ: Информац. листок ВИМИ № 83-1978.
2. Система подготовки программ управления станками с ЧПУ в составе гибких производственных участков / Л.М. Акулович и др. // Автомоб. пр-во. — 1984. — № 4. — С. 17–20.

ТЕХНОЛОГИЯ НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

УДК 621.793.74:593.3/4

Н.В. СПИРИДОНОВ, канд.техн.наук,
А.С. ПАНЧИШНЫХ (БПИ)

ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ИНТЕРМЕТАЛЛИДНЫХ ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБАХ ИХ ФОРМИРОВАНИЯ

Из большого разнообразия металлидов особый интерес представляет никелид титана TiNi, обладающий высокими эксплуатационными свойствами — коррозионной стойкостью и износостойкостью. Это ставит его в ряд перспективных материалов для создания защитных покрытий. Однако сведений о свойствах таких покрытий недостаточно для их целенаправленного применения при различных условиях эксплуатации. В данной работе приведены результаты исследований физико-механических свойств покрытий из интерметаллида TiNi непосредственно после их напыления, а также после термической обработки при объемном нагреве и нагреве локальным высококонцентрированным потоком энергии.

Для получения покрытий был использован порошок марки ПН55Т45, представляющий интерметаллическое соединение TiNi с гранулометрическим составом частиц до 160 мкм. Нанесение покрытий производилось на плазменной установке УПУ-3Д. Дополнительная их термическая обработка осуществлялась с помощью лазерной установки ЛГН-702 и в вакуумных печах с последующей закалкой в масле и воде. В качестве материалов образцов были выбраны сталь 20 и сталь 45.

В результате эксперимента установлено, что наибольшая прочность сцепления покрытия TiNi с материалом подложки достигается при подготовке поверхности типа "рваной резьбы" с параметрами шероховатости $R_z = 300, \dots, 360$ мкм. Наиболее качественные покрытия получают при дистанции напыления 80...120 мм, когда частицы сплава попадают на поверхность, будучи в пластическом состоянии.

Разбрызгивание жидких частиц при ударе о поверхность, их деформирование и разрушение покрывающей частицу пленки приводят к образованию в покрытиях открытых и закрытых пор. Наличие в покрытиях небольшой толщины открытых пор делает их проницаемыми для газов и жидкостей.

Сплав ПН55Т45, напыленный на стальные образцы, легко подвергающиеся коррозии, испытывался на проникновение воды через поры в покрытиях разной толщины (0,1...0,8 мм) в климатической камере при следующих режимах: влажность — $(98 \pm 1 \%)$; температура — $(90 \pm 1) ^\circ\text{C}$; время выдержки — (94 ± 1) с.

Следы коррозии или отслоение покрытия обнаружены на образцах из стали 20 при нанесении покрытий толщиной 0,1 и 0,2 мм и на образцах из стали 45 при толщине покрытий 0,1 мм; во всех остальных случаях коррозия отсутствует. По мере увеличения толщины покрытия поры перекрываются и покрытие становится непроницаемым для влаги и газов. Гравиметрическим методом установлено, что в порах может удерживаться до 7 % смазочного материала.

Была определена плотность материала покрытия до и после термообработки. До обработки плотность составила $4,99 \text{ г/см}^3$, после термообработки при $832 \text{ }^\circ\text{C}$ – $5,44$ и при $1022 \text{ }^\circ\text{C}$ – $6,15 \text{ г/см}^3$. Повышение плотности материала покрытия при термообработке определяется тем, что изменяется количество образовавшихся пор. В результате диффузионных процессов, интенсивность которых возрастает при $600 \text{ }^\circ\text{C}$ и выше, происходит распад соединения TiNi на интерметаллиды Ti_2Ni и Ti_3Ni [1]. Содержание TiNi в покрытии после отжига выше температуры $600 \text{ }^\circ\text{C}$ незначительно, поскольку в результате сложных процессов, протекающих при его распылении и формировании, лишь небольшая доля частиц сохраняет состав, соответствующий низкотемпературной области гомогенности TiNi.

Исследование прочностных свойств нанесенных покрытий проводилось на специальных образцах с использованием универсальной разрывной машины мод. МР-0,5-1. Для соединения образцов использовался клеевой метод. Чтобы исключить влияние срезающих нагрузок, образцы закреплялись в шарнирных приспособлениях.

Прочность сцепления зависит от многих параметров процесса напыления и характеристик напыляемых материалов. Однако наибольшее влияние на нее оказывают температура процесса, а также дополнительная обработка, в частности термообработка и упрочнение с помощью луча лазера. Прочность сцепления покрытий, нанесенных на образец из стали 45, в результате термообработки при 825 и $1052 \text{ }^\circ\text{C}$ составила соответственно $55,60$ и $58,65 \text{ МПа}$, в результате упрочнения лучом лазера – более 170 МПа .

Напыленные покрытия имеют различный фазовый состав интерметаллического соединения TiNi [1]. Наибольшей твердостью обладает Ti_2Ni . Твердость покрытий в значительной степени зависит от дополнительного способа их упрочнения. У поверхности она максимальна, а у основания минимальна. Термическая обработка покрытия из интерметаллида способствует изменению его пористости, что в значительной мере влияет на эксплуатационные характеристики деталей машин, напыленных сплавом ПН55Т45.

Триботехнические исследования показали, что детали машин с покрытиями из интерметаллида TiNi обладают повышенной в 2–5 раз износостойкостью поверхности.

Таким образом, термообработка, и в особенности лазерная обработка, покрытий из сплава ПН55Т45 повышает их физико-механические свойства в результате изменения структуры и фазового состава интерметаллида TiNi, что позволяет успешно применять их для упрочнения и восстановления деталей машин и механизмов, работающих в условиях трения и коррозионного воздействия.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фазовый состав плазменного покрытия из интерметаллида TiNi/ Н.В. Рогов, И.С. Гельман, В.В. Кудинов и др. // Физика и химия обработки материалов. — 1984. — № 5. — С. 37–41.

УДК 669.14.018

Е.В. МАКАРЕВИЧ, С.А. ИВАЩЕНКО, канд.техн.наук,
И.С. ФРОЛОВ, А.М. САМАЛЬ (БПИ)

ФОРМИРОВАНИЕ ВНУТРЕННИХ НАПРЯЖЕНИЙ В ИОННО-ВАКУУМНЫХ ПОКРЫТИЯХ ИЗ НИТРИДА ТИТАНА И В АЛМАЗОПОДОБНОЙ ПЛЕНКЕ

Напряжения, возникающие при напылении тонкопленочных покрытий, оказывают существенное влияние на эксплуатационные свойства системы подложка—покрытие. В ряде случаев внутренние напряжения могут привести к растрескиванию и отслаиванию покрытий, ухудшению их антифрикционных, коррозионных, декоративных и некоторых других свойств. В то же время многочисленными исследованиями показано, что внутренние напряжения можно использовать как дополнительный резерв повышения надежности изделий и конструкций.

Ионно-вакуумные покрытия, получаемые методом КИБ (конденсации вещества из плазменной фазы в условиях ионной бомбардировки), в силу ряда факторов (значительные микроискажения кристаллической решетки, морфологическая неоднородность покрытия, значительный приток тепла на подложку в процессе напыления и т.д.), характеризуются высоким уровнем внутренних напряжений. Отсюда вытекает необходимость изучения процесса формирования напряжений в системе подложка—покрытие, что в конечном итоге даст возможность регулировать величину и знак внутренних напряжений.

Были проведены исследования процесса формирования внутренних напряжений в ионно-вакуумных покрытиях из нитрида титана и алмазоподобной пленки, полученных методом КИБ. Исследования проводились как на стадии подготовки подложки под напыление (ионная бомбардировка), так и на стадии конденсации покрытия. Толщина наносимых покрытий составляла 1...5 мкм.

Покрытия наносились в ионно-плазменной установке типа "Юнион" со специальным испарителем для получения алмазоподобной пленки. Для исследований использовались образцы из алюминиевого сплава Д16, отожженные в вакууме. Соотношение длины и ширины образцов составляло 10:1, толщина изменялась от 0,3 до 1 мм. Один конец образца на длине 5...7 мм полировался для обеспечения высокой отражательной способности. Перед вакуумированием образцы подвергались ультразвуковой мойке, обезжириванию и сушке.

Подготовленные образцы устанавливались в специальном устройстве для исследования напряженно-деформированного состояния системы подложка—покрытие в процессе нанесения упрочняющего покрытия. Принцип измерения

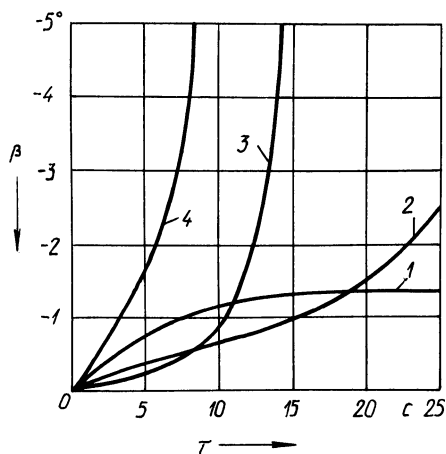


Рис. 1. Зависимость коробления образцов от продолжительности бомбардировки ионами титана:
1,2,3,4 – толщина образца соответственно 1; 0,8; 0,5; 0,3 мм

напряжений при напылении покрытий основан на регистрации угла наклона β плоского образца, закрепленного консольно, при изменении напряженного состояния его поверхностного слоя [1]. Угол наклона образца определялся по перемещению его свободного конца, которое фиксировалось путем измерения отклонения луча лазера на специальном градуированном экране.

На стадии подготовки поверхности подложки под напыление при бомбардировке ее относительно тяжелыми ионами металла (железа, титана) в поверхностном слое были зафиксированы растягивающие напряжения (рис. 1). По мере увеличения длительности бомбардировки наблюдался рост напряжений в поверхностном слое и одновременный сильный поверхностный разогрев образцов. Разогрев образцов небольшой толщины приводит к потере прочностных свойств и катастрофическому их короблению (кривые 3 и 4).

При обработке поверхности подложки ионами инертных газов (аргон, гелий и др.) изменения напряженного состояния поверхностного слоя образцов не зафиксированы. Очевидно, энергия ионов инертных газов недостаточна для образования в поверхностном слое образцов сколько-нибудь заметных напряжений.

В ряде случаев перед нанесением тонкопленочного покрытия из нитрида титана или алмазоподобной пленки на подложку наносят слой более вязкого материала, например титана или железа. Поэтому отдельно проводилось исследование влияния этого фактора на изменение напряженного состояния поверхностного слоя образцов. Нанесение на алюминийевую подложку подслоя титана или железа (рис. 2) приводит к образованию в поверхностном слое образцов сжимающих напряжений. Последние возникают вследствие различия коэффициентов линейного расширения материалов основы и покрытия, а также за счет образования в поверхностном слое образцов различных интерметаллических соединений алюминия с титаном или железом.

Динамика изменений напряжений в поверхностном слое плоских образцов при нанесении тонкопленочных упрочняющих покрытий приведена на рис. 3. При конденсации покрытий из нитрида титана и алмазоподобной пленки в поверхностном слое образцов формируются сжимающие напряжения, которые возрастают с увеличением продолжительности процесса напыления, т.е.

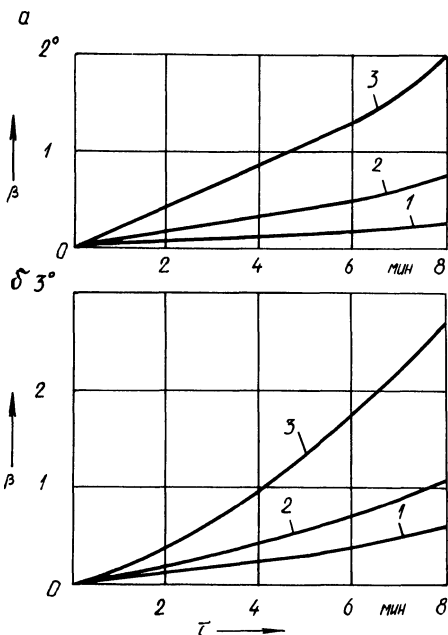


Рис. 2. Зависимость коробления образцов от продолжительности процесса при нанесении подслоя металла: а – титана; б – железа; 1, 2, 3 – толщина образца соответственно 0,8; 0,5; 0,3 мм

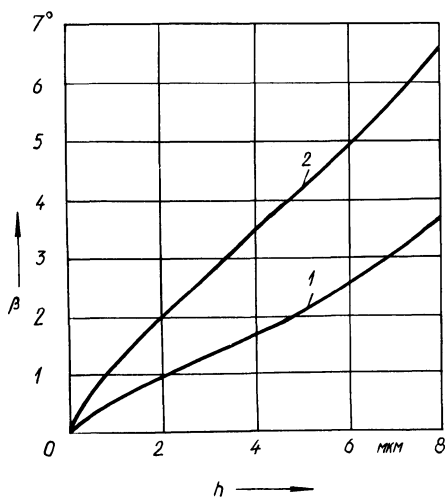


Рис. 3. Динамика изменения напряжений при нанесении покрытий из нитрида титана (1) и алмазоподобной пленки (2)

с ростом толщины покрытия. Напряжения, образующиеся при конденсации покрытия из алмазоподобной пленки, значительно превосходят напряжения, возникающие при конденсации покрытий из нитрида титана. На наш взгляд, это связано с большей пластичностью покрытий из нитрида титана, что обеспечивает более интенсивное протекание релаксационных процессов при формировании покрытий.

Результаты измерений деформации образцов, приведенные на рис. 3, объясняют различную адгезионную прочность покрытий из нитрида титана и алмазоподобной пленки большими напряжениями, возникающими при нанесении последней, а также указывают на основную причину, по которой на практике весьма трудно получить качественное покрытие из алмазоподобной пленки толщиной более 5 мкм.

Приведенные результаты исследований напряжений дают лишь качественную оценку процессов, происходящих при нанесении упрочняющих тонкопленочных покрытий. Для количественной оценки напряжений, возникающих в поверхностном слое образца с покрытием, была использована зависимость Бреннера–Сендерофа [2], позволяющая определить напряжения в системе подложка–покрытие в каждый момент времени напыления покрытия по изменению радиуса кривизны образца:

$$\sigma = \frac{E_2 h_2}{\sigma R h_1} \left[h_2 + \left(\frac{E_1}{E_2} \right)^{5/4} h_1 \right],$$

где E_1 и E_2 — модуль упругости материалов соответственно покрытия и подложки; h_1 — толщина покрытия; h_2 — толщина подложки; R — радиус кривизны образца.

Радиус кривизны образца можно определить, зная зависимость изменения угла наклона образца в процессе нанесения покрытия $\beta = f(T)$ по методике, приведенной в работе [1].

В результате расчетов установлено, что максимальные напряжения поверхностного слоя образцов с покрытием из нитрида титана составляют около 600 МПа, а с покрытием из алмазоподобной пленки — более 900 МПа.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. И в а щ 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 // Машиностроение. — Мн., 1987. — № 12. — С. 62–66.
2. Х а с у й А. Техника напыления: Пер. с яп. — М., 1975. — 288 с.

УДК 621.785

Ф.БЛЮМЕ, доктор (Дрезд. техн. унив.), Г.Я. БЕЛЯЕВ,
Ю.Ю. ЯРМАК, кандидаты техн. наук,
Г.Г. ЕЖЕНКОВ, Е.А. ВЕРШИНА (БПИ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПЛАКИРУЮЩЕЙ ОБОЛОЧКИ ПОРОШКА НА СОСТАВ И СТРУКТУРУ ПОКРЫТИЙ ИЗ КАРБИДА ТИТАНА

В работе исследовались фазовые превращения в покрытиях из карбида титана, протекающие в процессе плазменного напыления, влияние химического состава плакированных порошковых материалов на основе карбидов титана на состав и структуру покрытий, распределение в них химических элементов. Особое внимание было уделено покрытиям из TiC, плакированного никель-молибден-фосфорной оболочкой.

Покрытия наносились с использованием аргоно-водородной плазмы. Применялись порошки "чистого" карбида титана TiC, механическая смесь 65 % TiC + 35 % Ni, агломерированный порошок 50 % TiC + 50 % Ni–В–Cr–Si и плакированный порошок TiC–Ni–Mo–P составов 65 % TiC + 35 % Ni–Mo–P и 50 % TiC + 50 % Ni–Mo–P.

Для определения изменения состава порошка в процессе плазменного напыления покрытие наносилось на металлическую подложку и по достижении определенной толщины скалывалось. После этого оно измельчалось, а в полученном таким образом порошке определялось содержание различных элементов.

Режимы нанесения покрытий: $U = 60$ В, $I = 400$ А, дистанция напыления $L = 80$ мм.

Содержание элементов в покрытии в значительной мере зависит от режимов напыления. Приведенные выше режимы выбраны на основе предварительных экспериментов и анализа имеющихся литературных данных.

Изменение содержания элементов (%), например углерода, определялось по формуле

$$C_{\text{пот}} = \frac{C_{\text{пор}} - C_{\text{покр}}}{C_{\text{пор}}} 100,$$

где $C_{\text{пот}}$ — потери углерода в процессе напыления; $C_{\text{пор}}$ — первоначальное содержание углерода в порошке до напыления; $C_{\text{покр}}$ — содержание углерода в покрытии.

Результаты эксперимента по определению влияния процесса плазменного напыления различных по составу порошковых материалов на содержание в покрытии C , O_2 , N_2 приведены на рис. 1.

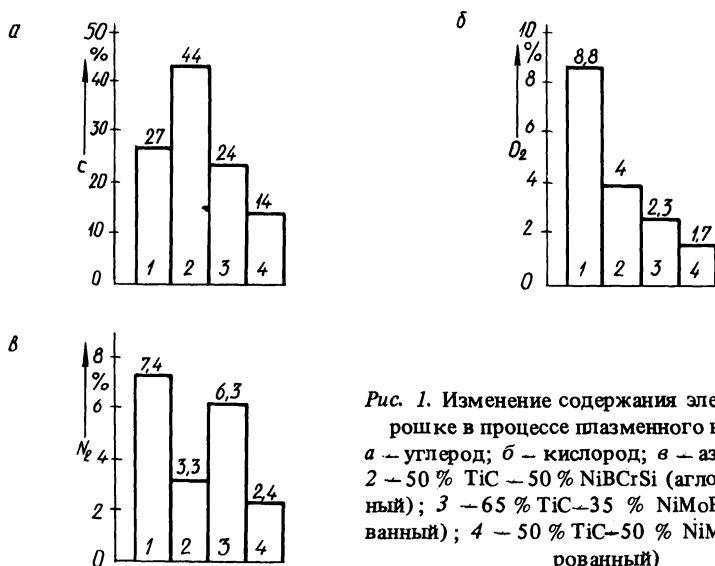


Рис. 1. Изменение содержания элементов в порошке в процессе плазменного напыления: а — углерод; б — кислород; в — азот; 1 — TiC; 2 — 50 % TiC — 50 % NiBCrSi (агломерированный); 3 — 65 % TiC — 35 % NiMoP (плакированный); 4 — 50 % TiC — 50 % NiMoP (плакированный)

Общей тенденцией, проявляющейся у всех исследуемых порошковых материалов, явилось уменьшение содержания углерода в покрытии по сравнению с исходным порошком (рис. 1, а) и резкое увеличение содержания кислорода и азота (рис. 1, б и в). Эти изменения особенно заметны при напылении "чистого" карбида титана.

Потери углерода при напылении TiC оказались относительно небольшими. Известно, что при плазменном напылении выгорание углерода может достигать 50 %. Небольшие потери углерода при напылении TiC можно объяснить тем, что в применяемом порошке доля крупной фракции (40...100 мкм)

составляла до 40 %. Крупные, тугоплавкие частицы TiC не успевали прогреться по всему объему за время нахождения в плазменной струе, поэтому активность процесса окисления была значительно снижена.

Характерно, что покрытиями из "чистого" TiC присуща высокая пористость, низкая прочность сцепления с подложкой (при достижении определенной толщины покрытие может отслаиваться), предрасположенность к выкрашиванию частиц карбида при абразивной обработке и испытаниях на износ. Однако твердость их достаточно высокая ($HV_{50} = 24\ 000$ МПа).

Плакирование порошка TiC позволяет в большей мере сохранить первоначальный его химический состав в плазменном покрытии.

На рис. 2 приведена структура покрытия на основе плакированного карбида титана (65 % TiC + 35 % Ni–Mo–P, исходная фракция до 40 мкм). Такого рода покрытиями свойственна относительно низкая пористость (до 15 %), высокая прочность сцепления с подложкой (до 38 МПа), наличие мягкой матрицы с закрепленными в ней твердыми включениями карбида титана.

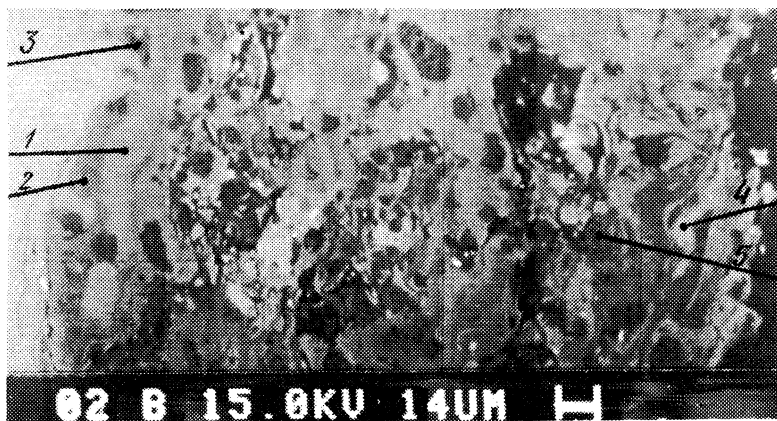


Рис. 2. Структура TiC–Ni–Mo–P плазменного покрытия с зонами для исследования содержания легирующих элементов в соответствии с табл. 1

Исследование структурных составляющих наплавки проводилось на микроанализаторе SEMQ. На рис. 2, полученном с помощью данного микроанализатора, не отображается рельеф исследуемой поверхности, о содержании легирующих элементов судят по наличию контрастных зон. Светлые тона на рисунке соответствуют легирующим элементам высшего порядка (например, Ni), темные — низшего порядка (Ti, TiC). Причем TiC проявляется в виде более темного тона, чем Ti. Четко просматривается ламеральное строение покрытия, чего нельзя сказать о покрытиях, полученных из "чистого" TiC.

В табл. 1 приведены результаты исследований концентрации элементов в характерных зонах покрытия, отмеченных на рис. 2.

Как видно из таблицы, в покрытии, полученном из плакированного карбида титана, практически отсутствуют зоны с содержанием какого-то одного легирующего элемента. Как правило, покрытие представляет зоны, содержащие некоторую совокупность различных элементов, а цвета зон определяются

относительным содержанием в них титана и никеля. Такие зоны достаточно равномерно распределены по покрытию. Одновременно наблюдается взаимосвязь между содержанием в различных зонах титана и углерода, никеля, молибдена и фосфора. Это свидетельствует о том, что элементы находятся в покрытии в виде соединений; фосфор же и молибден равномерно распределены в плакирующей оболочке.

Табл. 1. Концентрация элементов в покрытиях

Зона	Содержание элементов по массе, %					
	Ti	Ni	P	Mo	Fe	C
1	49,31	41,17	6,70	0,84	—	1,98
2	72,06	19,98	2,72	1,14	0,74	3,36
3	93,85	—	—	—	1,15	5,00
4	48,42	43,30	6,00	0,82	—	1,46
5	83,45	11,85	1,20	0,60	—	2,90

С целью более глубокого изучения состава покрытий был проведен их рентгеноструктурный фазовый анализ (табл. 2).

Как следует из табл. 2, нанесение покрытий из механической смеси TiC—Ni приводит к образованию слоя, состоящего из мягкой никелевой матрицы и заключенных в ней частиц TiC без образования в процессе напыления каких-то дополнительных фракций по сравнению с покрытиями из TiC. В противоположность этому при напылении покрытий из плакированного карбида титана наблюдается ряд новых фаз. Причем преобладающими фазами в покрытиях являются TiC и Ni₃C. Установлено незначительное присутствие фаз TiO₃, TiO₂, TiN и Ti(CN). Наличием фазы Ni₃C в покрытиях из плакированного карбида титана можно объяснить достаточно высокую микротвердость матрицы Ni—Mo—P, что не свойственно покрытиям из механической смеси

Табл. 2. Данные рентгеноструктурного фазового анализа покрытий

Напыляемый порошок	Вид порошка, фракция	Фазы, образующиеся в покрытии	Твердость покрытий HV ₅₀ , МПа	
			матрицы	частиц
TiC	До 100 мкм	TiC, TiO ₂	24 000	
65 % TiC + 35 % Ni	Механическая смесь, до 100 мкм	TiC, Ni, TiO ₂	4200	30 000
50 % TiC + 50 % Ni—Mo—P	Плакированный, до 100 мкм	TiC, Ti(CN), Ni ₃ C, TiO ₃ , TiO ₂	15 000	30 000
65 % TiC + 35 % Ni—Mo—P	Плакированный, до 40 мкм	TiC, Ti(CN), Ni ₃ C, TiO ₃ , TiO ₂	17 000	27 000

65 % TiC + 35 % Ni (табл. 2). Способствует повышению микротвердости матрицы и фосфор, имеющийся в плакирующей оболочке. Несмотря на то что не были зафиксированы фазы, содержащие никель и фосфор, установлена взаимосвязь между их содержанием в различных зонах покрытия (табл. 1).

Как видно из табл. 1, исходная фракция порошка и относительное содержание элементов в плакирующей оболочке и порошке не оказывают существенного влияния на состав фаз. Вместе с тем влияние их на микротвердость и структуру покрытий очевидно.

Таким образом, плазменное нанесение покрытий из плакированного карбида титана позволяет получить покрытия с ламеральной структурой и равномерным распределением легирующих элементов. Такие покрытия характеризуются относительно мягкой металлической матрицей с твердыми включениями в виде карбидов титана. В процессе нанесения покрытий происходит образование ряда новых фаз, оказывающих определенное влияние на физико-механические свойства покрытий. Существенное влияние на структуру и свойства покрытий оказывают содержание элементов в плакирующей оболочке и порошке и исходная фракция порошка карбида титана.

УДК 621.791.92

А.А. САКОВИЧ (БПИ)

ВЛИЯНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОПОКРЫТИЙ НА КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ

Важным показателем процесса трения и износа деталей машин является коэффициент трения, определяющий как процессы износа, так и КПД машины в целом.

Были проведены исследования влияния поверхностей высокотемпературной термомеханической обработки (ПВ ТМО) на коэффициент трения образцов, которые были предварительно наплавлены проволокой Нп-65 под слоем легированного флюса АН-348А.

Для исследования применялись образцы, имеющие химический состав: С — 0,55 %, Cr — 0,83, Mn — 1,6, Si — 1,4, S — 0,022, P — 0,055 %, размером 60 × 20 × 10 мм с толщиной наплавленного слоя 2 мм.

Экспериментальные исследования ПВ ТМО проводились по схеме и методике, приведенным в работе [1]. Для исследования коэффициента трения наплавленных и закаленных образцов, а также упрочненных ПВ ТМО использовалась машина трения типа МФТ-1. Для определения коэффициента трения из дисков вырезались образцы радиусом 30 мм, которые устанавливались в самоцентрирующуюся оправку. Твердость образцов, упрочненных закалкой, а также ПВ ТМО, составляла 55–58 HRC₃. В качестве контртела использовались чугунные диски марки СЧ21. Машина трения МФТ-1 настраивалась так же, как и для исследования износа образцов [1]. Перед настройкой осуществлялась тарировка системы измерения момента трения, для чего на вал сило-

измерителя устанавливалось тарировочное приспособление, предварительно отбалансированное с помощью противовеса. Тарировка производилась при помощи грузов, что соответствовало определенным моментам трения.

Момент трения измерялся при помощи индуктивных датчиков, встроенных в подвижный узел машины. Датчики подключались по дифференциальной схеме с повышающими трансформаторами. Снимаемое со вторых обмоток трансформатора напряжение выпрямлялось и регистрировалось на микроамперметре.

По моменту трения определялся коэффициент трения:

$$f = \frac{M}{Pr},$$

где M – момент трения; P – номинальная нагрузка; r – радиус образца.

Исследования проводились при скоростях скольжения от 0,5 до 4 м/с и контактном давлении 2,5 МПа. Результаты исследований представлены на рис. 1.

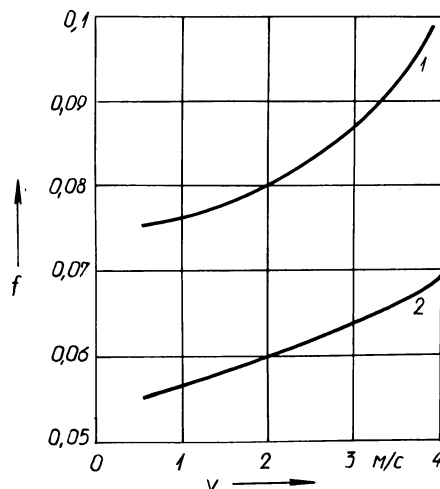


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения от скорости скольжения:
1 – наплавка + закалка; 2 – наплавка + ПВ ТМО

При исследовании коэффициента трения применялось центральное композиционное планирование. Математическая модель уравнения с учетом эффекта взаимодействия независимых переменных представлена для наглядности в виде фрагментов поверхности отклика. Коэффициент трения для наплавленной и закаленной поверхности в зависимости от скорости скольжения при контактном давлении ($p = 2,5$ МПа) выражается следующей зависимостью:

$$f = 0,05 + 0,01v + 0,02v^2,$$

при упрочнении ПВ ТМО

$$f = 0,054 + 0,003v - 0,001v^2,$$

Из рис. 1 видно, что характер изменения коэффициента трения для испытываемых материалов аналогичен. С увеличением скорости скольжения имеет место увеличение коэффициента трения.

Причем интенсивность увеличения коэффициента трения с увеличением скорости скольжения в месте контакта больше у наплавленных и закаленных образцов, чем у образцов, упрочненных ПВ ТМО. Уменьшение коэффициента трения у образцов, упрочненных ПВ ТМО, связано с изменением структуры, увеличением количества и дисперсности карбидных образований, преимущественной ориентацией мартенситных кристаллов, повышением плотности дислокаций и их равномерным распределением в объеме наплавленного слоя.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сакович А.А., Бабук В.В. Исследование влияния поверхностной высоко-температурной термомеханической обработки на износостойкость наплавленных поверхностей в зависимости от скорости скольжения // Машиностроение, — Мн., 1978. — Вып. 1. — С. 96—98.

УДК 621.983.073.048.7:621.373.826

Г.Я. БЕЛЯЕВ, канд.техн.наук,
Э.А. КОЛЧАНОВ, А.А. СОЛОДКИН (БПИ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЛАЗЕРНОЙ УСТАНОВКИ

Одной из основных причин малого межремонтного периода работы электроцентробежных насосов является быстрый выход из строя рабочих колес и направляющих аппаратов откачных секций. Механизм изнашивания этих деталей определяется комплексом физико-химических воздействий нефтяной среды, в том числе составом и содержанием абразивной фазы.

Для увеличения ресурса работы рабочих колес и направляющих аппаратов использовался метод лазерного поверхностного упрочнения. При его реализации изменяется структура базового материала или создаются поверхностные слои нового химического состава.

В результате упрочнения образцов и опытных партий рабочих колес Э13-30 и направляющих аппаратов Э13-31 было установлено, что у некоторых деталей упрочненная поверхность имела параметры шероховатости, существенно превышающие допустимые техническими условиями, в то время как у большинства деталей они соответствовали требованиям. У ряда деталей имелись только отдельные участки упрочненной поверхности, не удовлетворяющие требованиям шероховатости. Причинами этого явления могут быть как нестабильность мощности лазерного непрерывного излучения, неоднородность химического состава материала деталей, так и условия взаимодействия лазерного излучения и поверхности детали.

В данной работе рассматривается зависимость параметров упрочненного слоя от нестабильности мощности рабочего излучения технологического лазера мод. ЛГН-702.

Пирометрия излучения осуществлялась по двум схемам с использова-

нием проходных измерителей мощности типа РСИ-60-5 и ИПТЛ-М5-60. Для обработки информации применялся двухлучевой запоминающий осциллограф типа С8-13. В обоих случаях измерение проводилось непрерывно в течение четырех часов.

При реализации первой схемы пирометрии использовались как измеритель мощности РСИ-60-5, так и приемно-преобразующее устройство измерителя ИПТЛ-М5-60. Принцип действия измерителя основан на ответвлении части пучка исследуемого излучения вращающимся внеосевым клиновидным отражающим элементом, преобразовании энергии ответвленного излучения в электрический сигнал, интегрировании его и получении на выходе измерителя напряжения, пропорционального средней мощности исследуемого излучения.

Прибор ИПТЛ-М5-60 работает аналогично. Однако в нем использован специальный приемник излучения больших размеров (до $\varnothing 100$ мм), который дает возможность изучать флуктуации с частотой до 10^5 Гц включительно.

Данная схема позволила получать параллельно два значения средней мощности от двух различных приборов, что значительно повысило точность ее измерения. Было установлено, что средняя мощность составила 750 Вт, в течение четырех часов изменялась примерно на 100 Вт, причем в сторону уменьшения, что, по-видимому, связано с нагревом рабочих элементов лазера. Однако при этом не было возможности оценить флуктуации мощности в диапазоне частот свыше 0,1 Гц, поскольку сигнал модулировался лопастным ответвителем, вращающимся с определенной частотой.

Были проведены измерения по непроходной схеме пирометрии лазерного излучения, приведенной на рис. 1. Использовался дифракционный ответвитель зеркального типа, приемно-преобразующее устройство измерителя ИПТЛ-М5-60 принимало рабочее излучение напрямую, без ослабления, т.е. помехи, характерные для первой схемы, были исключены. Излучение лазера 1 попадало на дифракционный ответвитель 2, который часть излучения (не более 5%) направлял на приемно-преобразующий блок 3 измерителя ИПТЛ-1НЗ, а основную — на приемно-преобразующий блок 4 измерителя ИПТЛ-М5-60.

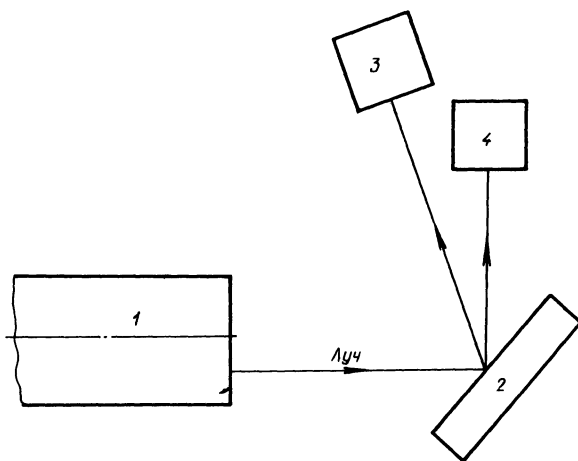


Рис. 1. Схема непроходной системы пирометрии лазерного излучения

Исследования позволили установить, что суммарная нестабильность мощности лазерного излучения в низкочастотном диапазоне (менее 1 Гц) незначительно превышает 10 %, что в целом соответствует техническим условиям на технологический лазер ЛГН-702. Флуктуации в диапазоне 1...100 Гц (рис. 2) составляют более 10 % от среднего уровня мощности и имеют период порядка 0,01...0,1 с.

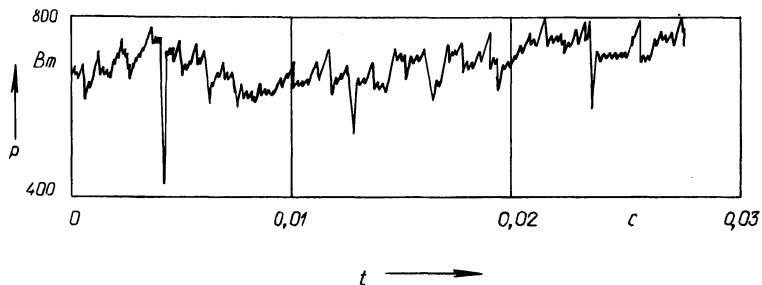


Рис. 2. Максимальные флуктуации средней мощности лазерного излучения

Обнаружено также наличие флуктуаций, имеющих строго периодический характер, что, очевидно, вызвано пульсациями выходных параметров источника питания на частоте электросети 50 Гц (рис. 3). В диапазоне $10^3 \dots 10^4$ Гц наблюдались стохастические флуктуации, имеющие вид пологих кривых, что вызвано, по всей видимости, флуктуацией свойств активной среды.

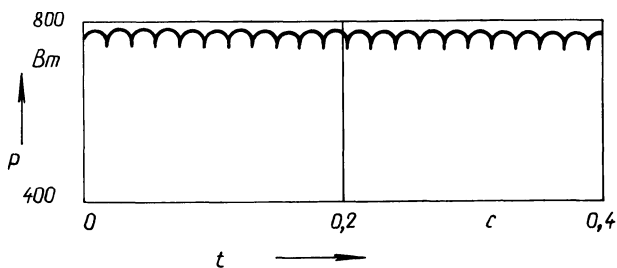


Рис. 3. Периодические флуктуации средней мощности лазерного излучения

В целом можно сделать вывод, что данный лазер имеет достаточно высокую стабильность излучения. Наибольшую погрешность в результате лазерного термоупрочнения могут иметь флуктуации диапазона 1...100 Гц. Однако существенного влияния на микрогеометрию обработанной поверхности они оказать не могут.

Таким образом, большее влияние на выходные параметры, в том числе и на параметры шероховатости, могут оказывать нестабильность химического состава обрабатываемой детали и конкретные условия взаимодействия лазерного излучения и поверхности детали. Поэтому одной из необходимых мер по повышению качества упрочненного слоя может быть введение перед операцией лазерного упрочнения входного контроля химического состава исходного материала детали.

МЕТАЛЛОРЕЖУЩИЕ СТАНКИ

УДК 621.913.3-131.1:621.833

В.А. ТЕРЕНТЬЕВ, А.И. ТРОФИМОВ (НПИ)

РОТОРНЫЙ ЗУБОДОЛБЕЖНЫЙ СТАНОК

Французской фирмой Automobiles Peugeot в 1969 г. был предложен новый способ врезания при зубодолблении, названный тангенциальным [1]. Его особенность заключается в том, что прямая относительного перемещения долбяка и нарезаемого колеса при врезании является касательной к их начальным окружностям. При этом либо долбяку, либо нарезаемому колесу сообщают дополнительный поворот, пропорциональный величине относительного перемещения. По утверждениям фирмы, данный способ врезания позволяет создать одинаковые условия резания на режущих кромках инструмента и тем самым повысить его стойкость по сравнению с врезанием традиционным радиальным способом, при котором условия резания на входной и выходной сторонах зубьев долбяка существенно отличаются. Фирмой предложены конструктивные решения станков, реализующих способ тангенциального врезания [2].

Некоторая потеря производительности из-за увеличения пути тангенциального врезания (в сравнении с радиальным) может компенсироваться последовательным выполнением врезания и обката [3].

Использование тангенциального врезания позволило разработать структуру высокопроизводительных зубодолбежных станков для одновременной обработки двух заготовок одним долбяком [4]. Однако этим станкам присущ существенный недостаток: геометрия срезаемых слоев, а следовательно, и условия нарезания для каждой из двух заготовок различны по причине суммирования разнонаправленных вращений на одном делительном столе и однонаправленных на другом, что и подтверждается проведенными на ЭВМ расчетами. Это приводит к нарезанию колес различного качества на разных столах.

Встречное перемещение заготовок при их тангенциальном врезании [5] решает проблему создания одинаковых условий на делительных столах, однако не позволяет разработать конструктивную схему станка, удобную в эксплуатации, из-за трудной доступности к зоне обработки.

Предложенный способ обработки зубчатых изделий [6] позволяет наиболее полно реализовать преимущества тангенциального врезания при зубодолблении. Идея заключается в том, что инструмент и заготовка в течение цикла обработки перемещаются по замкнутым эквидистантным кривым, например концентрическим окружностям. Следовательно, и врезание осуществляется по кривой, в частности по дуге окружности. На основании известных принципов компонования роторного оборудования и предложенного способа был

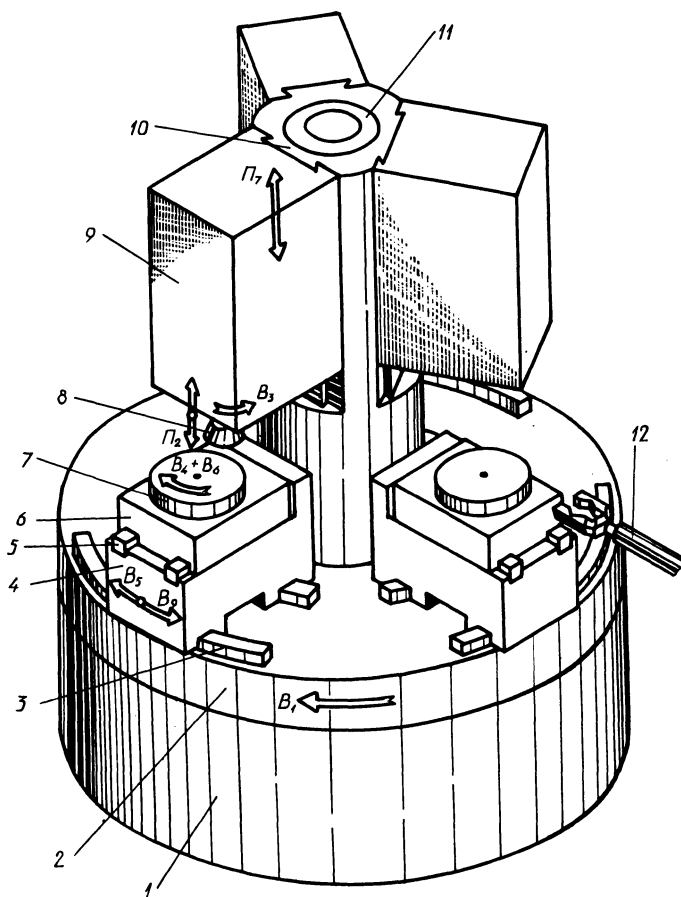


Рис. 1. Компоновочная схема станка

разработан ряд конструктивных схем роторных зубодолбежных станков высокой производительности.

На рис. 1 представлена компоновочная, а на рис. 2 — структурно-кинематическая схемы роторного зубодолбежного станка [7] в модернизированном варианте.

На станине 1 (рис. 1) с колонной 11 монтируется ротор 2, имеющий форму двухступенчатого полого цилиндра. На круговых направляющих 3 торцевой поверхности ступени большего диаметра установлены три тангенциальных стола 4, на радиальных направляющих 5 которых базируются делительные столы 6. На шпинделях 7 делительных столов крепятся заготовки зубчатых колес. На вертикальных направляющих 10, расположенных на цилиндрической поверхности ротора, установлены инструментальные суппорты 9. Зуборезные долбяки 8 крепятся на шпинделях инструментальных суппортов.

В станке (рис. 2) имеются цепи кинематические возвратно-поступательно-го движения долбяка, вращения инструмента, обката, тангенциальных пере-

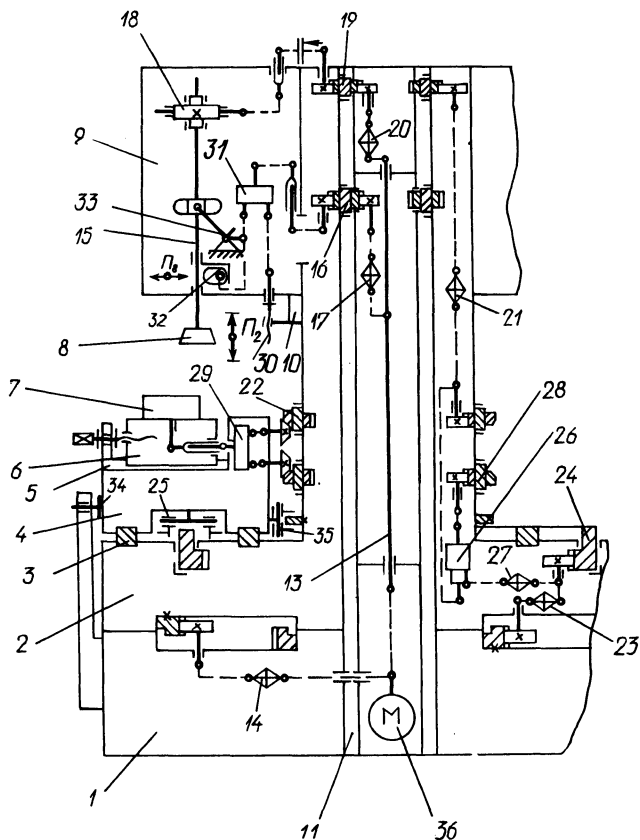


Рис. 2. Структурно-кинематическая схема станка

мещений и тангенциального обката, цепь вращения ротора, цепь вертикальных перемещений инструментальных суппортов. Рабочие органы получают движение от электродвигателя 36 и от связанного с ним приводного распределительно-синхронизирующего вала 13.

Кинематическая цепь вращения ротора с органом настройки 14 обеспечивает постоянное по скорости и направлению перемещение ротора и установленных на нем столов и суппортов (движение B_1), являющееся транспортно-цикловым.

Кинематическая цепь возвратно-поступательных движений инструмента (движение P_2) связывает приводной вал 13 со шпинделями 15 инструментальных суппортов. Она включает распределительный механизм 16 и орган настройки на скорость 17.

Кинематическая цепь вращения инструмента (движение B_3), связывающая распределительный вал 13 и шпиндель 15 через делительную пару 18, имеет в своем составе распределительный механизм 19 и орган настройки круговой подачи долбяка 20.

По цепи обката шпиндели 7 делительных столов получают согласованные с вращением инструментов повороты — движение B_4 . Согласование производится при помощи органа настройки 21. Кинематическая цепь включает распределительный механизм 22.

Тангенциальное движение врезания B_5 обеспечивается по цепи тангенциальных перемещений, включающей орган настройки на скорость врезания 23, вращающееся колесо 24 и механизмы связи 25 с тангенциальными столами 4.

Цепь тангенциального обката обеспечивает согласованный с движением B_5 поворот шпинделей 7 делительных столов (движение B_6) при врезании инструмента. Суммирование вращательных движений, осуществляемых по обеим цепям обката, на шпинделях делительных столов производится при помощи суммирующего механизма 26, а настройки — при помощи органа настройки 27. Распределительные механизмы 28 и 29 позволяют осуществлять цикл обработки как при совместном, так и при раздельном выполнении врезания и обката.

Цепь вертикальных перемещений (движение Π_7) связывает тяговую передачу 30 каждого суппорта через распределительно-переключающий механизм 31 с приводным валом 13. Движение Π_8 отвода инструмента при его холостом ходе осуществляется кулачковым механизмом 32, связанным с механизмом возвратно-поступательных движений 33.

Фиксирование тангенциальных столов 4 относительно станины 1 (в позиции загрузки) и ротора 2 осуществляется зажимными автоматизированными механизмами 34 и 35.

Полный цикл обработки колеса на каждом из столов осуществляется за время одного оборота ротора. Заготовка на шпиндель стола устанавливается при помощи автоматизированного загрузочного устройства 12 (см. рис. 1). Цикл начинается этапом врезания, на котором тангенциальный стол получает тангенциальное перемещение (движение B_5) по круговым направляющим ротора. Стол с заготовкой "догоняет" инструмент. После врезания долбняка в заготовку на высоту зуба (при включенных движениях Π_2, B_3, B_4, B_6) тангенциальный стол останавливается, фиксируясь на роторе.

На следующем этапе производится нарезание зубчатого венца колеса, при этом находящиеся на неизменном межосевом расстоянии в станочном зацеплении инструмент и заготовка перемещаются ротором по окружности.

По завершении нарезания зубьев колеса инструментальный суппорт выводится в верхнее положение, а тангенциальному столу вновь сообщается перемещение, по направлению и скорости совпадающее с движением B_5 . Тангенциальный стол, достигнув позиции выгрузка—загрузка, останавливается, фиксируясь относительно станины. После окончания загрузки цикл обработки на этом столе следующего колеса повторяется.

Циклы обработки колес на других делительных столах аналогичны рассмотренному, но смещены по времени друг относительно друга на интервал, равный повороту ротора на угол 120° . Таким образом, на станке одновременно обрабатываются колеса на двух делительных столах, третий стол находится в загрузочной позиции.

Таким образом, роторный зубодолбежный станок, на котором реализо-

ван способ тангенциального врезания, позволяет повысить производительность и качество обработки и с наибольшим эффектом может быть использован в крупносерийном производстве.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пат. 475761 (СССР). М. Тиксье. Способ нарезания цилиндрических колес. 2. Пат. 2098683 (Франция). Усовершенствованный тангенциальный зуборезный станок. 3. Г о л е м б и е в с к и й А.И., Т е р е н ь е в В.А., Т р о ф и м о в А.И. Повышение производительности зубодолбления // Машиностроитель. — 1979. — № 3. — С. 26. 4. А. с. 751532 (СССР). А.И. Голембиевский, В.А. Терентьев, А.И. Трофимов. Зубодолбежный станок. 5. А. с. 1265017 (СССР). А.И. Голембиевский. Способ одновременного долбления двух зубчатых колес. 6. А. с. 1291311 (СССР), В.А. Терентьев, А.И. Трофимов. Способ нарезания зубчатых изделий. 7. А. с. 1324778 (СССР). В.А. Терентьев, А.И. Трофимов. Роторный зубодолбежный станок.

УДК 621.913.3.012:621.833

А.И. ТРОФИМОВ, О.А. АЛЕКСЕЕВ,
В.А. ТЕРЕНТЬЕВ (НПИ)

ОБ ЭФФЕКТИВНОСТИ УСТРАНЕНИЯ ЗАТИРАНИЯ ПРИ ОБКАТНОМ ЗУБОДОЛБЛЕНИИ

Повышение эффективности зубодолбления многими исследованиями связывается с устранением затирания инструмента на холостых ходах за счет замедления [1, 2] или остановки [3, 4] движения обката, а также изменения его направления [1, 5].

На рис. 1 приведены графики подач обката s постоянной скоростью, с замедлением, остановкой и обратной подкруткой (на $1/3$ от подачи рабочего хода) на холостом ходу. При этом для сопоставимости результатов для всех вариантов принята одинаковая средняя подача обката на один двойной ход инструмента.

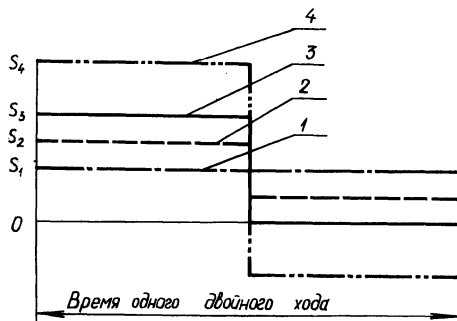


Рис. 1. Подача обката при зубодолблении:

1 — с постоянной скоростью; 2 — по [1, 2]; 3 — по [3, 4]; 4 — по [1, 5]

На рис. 2 приведены соответствующие вариантам рис. 1 траектории перемещения за один двойной ход точки зуба инструмента, лежащей на делительной окружности.

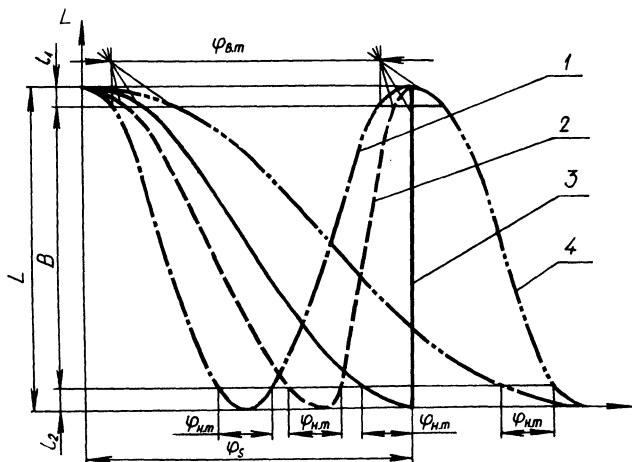


Рис. 2. Траектории перемещения точки зуба инструмента за 1 двойной ход:
 L – ход инструмента; B – высота заготовки; l_1 и l_2 – перебеги инструмента; φ – угловая подача; 1 – с постоянной скоростью; 2 – по [1, 2]; 3 – по [3, 4]; 4 – по [1, 5]

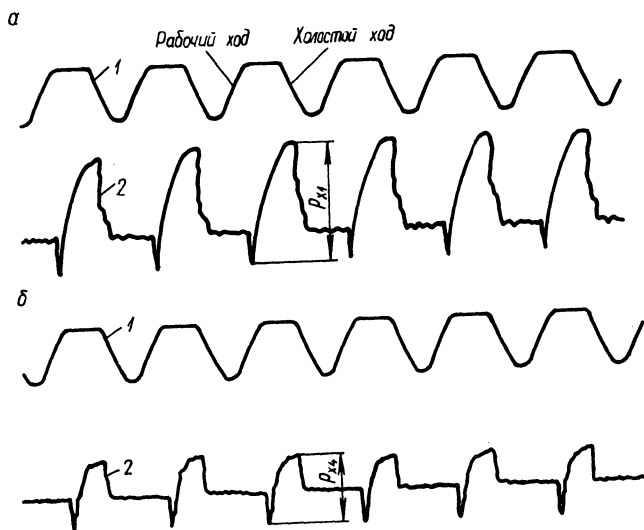


Рис. 3. Голограммы зубодолбления 1 зубом инструмента (участок профилирования):
 а – с постоянной подачей обката; б – по [1, 5]; 1 – перемещение суппортов с инструментом в движении отскока; 2 – окружная составляющая силы резания

На рис. 3 приведен пример годограмм при исследовании зубодолбления одним зубом зуборезного долбяка с $m = 3$ мм и $z = 34$ цилиндрического зубчатого колеса с $z = 48$ и $B = 18$ мм при числе двойных ходов инструмента $n = 200$ 2 х./мин и подаче обката $S_k = 0,3285$ мм/2 х., постоянной по величине и с обратной подкруткой.

Известно, что шероховатость поверхности зубьев находится в прямой зависимости от составляющей подачи обката на рабочих ходах. При одинаковой производительности эта составляющая для второго, третьего и четвертого вариантов должна быть выше средней (т.е. первого варианта) в 1,5; 2 и 3 раза соответственно (см. рис. 1).

Инструмент участвует одновременно как в обкатном движении, так и в поступательно-возвратном вдоль оси зубчатой детали, в результате чего его режущие кромки совершают сложное пространственное движение. Это создает различные условия профилирования по длине обрабатываемых зубьев, т.е. с ростом составляющей подачи обката на рабочих ходах параметры шероховатости поверхности зубьев будут возрастать не только по величине, но и в направлении от верхнего торца детали к нижнему, что подтверждается разным наклоном кривых на рис. 2.

Таким образом, предложенные приемы устранения затирания приведут к ухудшению параметров шероховатости зубьев зубчатых деталей, и, следовательно, они не могут быть использованы при чистовом зубодолблении. Кроме того, угол поворота инструмента за время прохождения его в поступательно-возвратном движении от заданного сечения до нижней мертвой точки и обратно будет оставаться для анализируемых вариантов измерения подачи постоянным, но возрастающим от нижнего торца детали к верхнему ($\varphi_{н.т} < \varphi_{в.т}$) (рис. 2). Постоянство $\varphi_{н.т}$ и особенно $\varphi_{в.т}$ указывает на то, что известные приемы не исключают затирания практически на всех скоростях обката.

Данное обстоятельство получило экспериментальное подтверждение при исследовании явления затирания на разработанном по [6] зубодолбежном станке мод. КН30, позволяющем реализовывать различные способы зубодолбления. В частности, при зубодолблении на вышеуказанных режимах число контактов оказалось одинаковым для всех вариантов. Эффективность приемов устранения затирания оценивалась также и по окружной составляющей сил резания. При этом было установлено, что при зубодолблении с изменяемой скоростью обката происходит снижение окружных усилий резания (рис. 3), особенно при профилирующих резах, а наибольшее их снижение (примерно в 2 раза) достигается при четвертом варианте подачи обката. Наличие же окружных составляющих сил резания в фазах холостых ходов зафиксировано не было, что свидетельствует о несиловом характере контактов инструмента с заготовкой и необходимости пересмотра известных гипотез затирания.

На основании вышеизложенного можно сделать следующие выводы.

Предложенные способы устранения затирания одинаково неэффективны.

Влияние изменения скорости обката на качество обрабатываемой поверхности противоречиво: с одной стороны, способствует ухудшению параметров шероховатости поверхности зубьев, с другой, через снижение усилий резания способствует снижению погрешностей обработки.

Одним из путей дальнейшего совершенствования процесса обкатного зу-

бодолбления является поиск оптимального закона изменения скорости обката.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А.с. 1119796 (СССР). А.И. Голембиевский. Зубодолбежный станок. 2. Г о л е м б и е в с к и й А.И. Основы системологии способов формообразующей обработки в машиностроении / Под ред. В.А. Петрова. — Мн., 1986. — 250 с. 3. А.с. 698732 (СССР). А.И. Голембиевский. Способ долбления цилиндрических зубчатых колес. 4. А.с. 797849 (СССР). Б.А. Удалов. Устройство для устранения затирания режущего инструмента на зубодолбежном станке. 5. Пат. 123494 (ЧССР). Й. Питра, Й. Паулик, К. Ветровец. Устройство для дополнительного поворота инструмента зубодолбежных станков. 6. А.с. 778961 (СССР). А.И. Голембиевский, А.И. Трофимов. Зубодолбежный станок.

УДК 621.0.06-529:621.833.05

А.И. ГОЛЕМБИЕВСКИЙ, канд.техн.наук (НПИ)

СИСТЕМА СИНХРОНИЗАЦИИ ПРИВодОВ ЗУБОДОЛБЕЖНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ ДЛЯ ОБРАБОТКИ КОСОЗУБЫХ КОЛЕС

Кинематическая структура зубодолбежных станков, как правило, объединяет две частные структуры: для обработки прямозубых колес и для обработки косозубых колес. Первая структура содержит простую группу $\Phi_v (П_1)$ воспроизведения направления линии зубьев и сложную группу $\Phi_s (B_2 B_3)$ воспроизведения профиля зубьев обрабатываемого колеса. Вторую структуру получают посредством преобразования простой группы $\Phi_v (П_1)$ в сложную $\Phi_v (П_1 B_4)$ за счет введения функциональной связи между штосселем 1 долбяка в поступательно-возвратном движении $П_1$ и штосселем 1 или делительным столом 2 во вращательно-возвратном движении B_4 (на рис. 1, а движение B_4 сообщается делительному столу). Таким образом, обе частные структуры имеют одну общую формообразующую группу и одну перестраиваемую группу. При этом в более сложной структуре один из исполнительных органов одновременно участвует в двух качественно различных движениях — вращательном и вращательно-возвратном. Поэтому наиболее рационально в качестве ведомой координаты выбирать именно этот исполнительный орган (на рис. 1, а делительный стол 2), а в качестве задающих координат — два других исполнительных органа: штоссель 1 в движении $П_1$ и штоссель 1 в движении B_2 , входящие в различные кинематические группы. В этом случае система синхронизации, функционально связывающая приводы исполнительных органов, для обеих частных структур будет иметь максимум общих блоков.

Привод обеих задающих координат осуществляется от электродвигателей 3 и 4, управляемых от устройства ЧПУ 17 (рис. 1, б) соответственно через блоки управления 18 и 19, а привод ведомой координаты — от электродвигателя 5, для которого управляющий сигнал вырабатывается системой синхро-

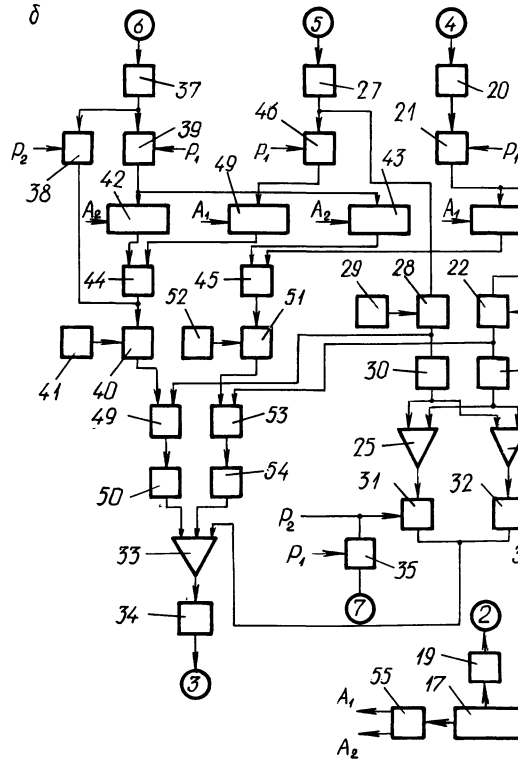
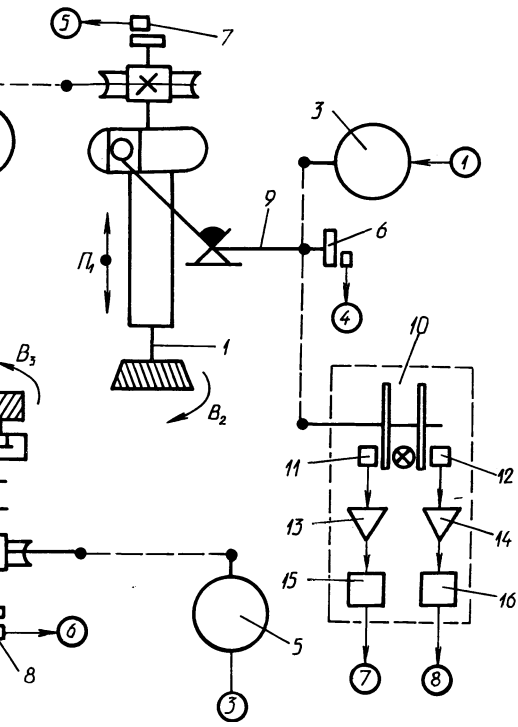


Рис. 1. Зубодолбежный станок для обработки косозубых колес:

а — структурная схема; б — схема системы синхронизации функционально связанных приводов

низации. В качестве электродвигателей 3–5 необходимо использовать высокомоментные машины постоянного тока, позволяющие осуществлять бесступенчатое регулирование круговой частоты при настройке станка на режим обработки.

Связь между исполнительными органами станка и системой синхронизации осуществляется посредством импульсных измерительных преобразователей 6–8, установленных соответственно на приводном валу 9 кулисного механизма и делительных передачах штосселя 1 и делительного стола 2. Для обеспечения синфазности движений Π_1 и B_4 используется датчик 10 положения штосселя в движении Π_1 , кинематически связанный с приводным валом 9. Этот датчик состоит из импульсных измерительных преобразователей 11 и 12, соединенных соответственно с усилителями 13, 14 и выпрямителями 15, 16. Фотоэлектрические маски измерительных преобразователей 11 и 12 выполнены на одной половине их дисков за счет затемнения половины фотоэлектрической маски стандартного импульсного измерительного преобразователя. На общей оси диски измерительных преобразователей 11 и 12 смещены друг относительно друга на 180° . В итоге при рабочем ходе штосселя долбика в движении Π_1 управляющий сигнал формируется на одном выходе датчика 10, а при свободном ходе такой же сигнал формируется на втором выходе этого датчика.

Задающая часть системы синхронизации для группы $\Phi_v (\Pi_1 B_4)$ содержит импульсный измерительный преобразователь 6, соединенный через электронный блок 20 и элемент И 21 со счетчиком 22, к которому присоединен также блок задания коэффициента передаточных отношений 23. Выход счетчика 22 соединен с блоком задания круговой подачи 24 делительного стола 2 в движении B_4 , выход которого соединен с первыми входами блока суммирования 25 и блока вычитания 26. Задающая часть системы синхронизации для группы $\Phi_S (B_2 B_3)$ содержит импульсный измерительный преобразователь 7, соединенный через электронный блок 27 со счетчиком 28, к которому присоединен также блок задания коэффициента передаточных отношений 29. Выход счетчика 28 соединен с блоком задания круговой подачи 30 делительного стола 2 в движении B_3 , выход которого соединен с вторыми входами блока суммирования 25 и блока вычитания 26. Выходы блоков 25 и 26 через ключи соответственно 31 и 32 соединены с первым входом суммирующего усилителя 33, выход которого в свою очередь соединен через усилитель мощности 34 с электродвигателем 5 привода делительного стола 2. С управляющим входом ключа 31 соединен выход элемента И 35, связанный одним из входов с первым выходом датчика 10, а с управляющим входом ключа 32 соединен выход элемента И 36, связанный одним из входов с вторым выходом датчика 10.

Корректирующая часть системы синхронизации имеет импульсный измерительный преобразователь 8, соединенный через электронный блок 37 и элементы И 38 и 39 соответственно с входом счетчика 40, к которому присоединен также блок задания коэффициента передаточных отношений 41, и с входами синхронизаторов 42 и 43, выходы которых соединены с входами сложения реверсивных счетчиков соответственно 44 и 45. Вход вычитания реверсивного счетчика 44 соединен с электронным блоком 27 через элемент И 46 и синхронизатор 47, а вход вычитания реверсивного счетчика 45 — с выходом

элемента I 21 через синхронизатор 48. Выход реверсивного счетчика 44 соединен с входом счетчика 40, который своим выходом соединен с одним из входов фазового дискриминатора 49, второй вход которого соединен с выходом счетчика 28, а выход через импульсно-аналоговый преобразователь 50 — с вторым входом суммирующего усилителя 33. Аналогично выход реверсивного счетчика 45 соединен с входом счетчика 51, к которому присоединен блок задания передаточных отношений 52. Своим выходом счетчик 51 соединен с одним из входов фазового дискриминатора 53, второй вход которого соединен с выходом счетчика 22, а выход через импульсно-аналоговый преобразователь 54 — с третьим входом суммирующего усилителя 33.

Для обеспечения функционирования синхронизаторов 42, 43, 47, 48 устройство ЧПУ 17 имеет генератор тактовых импульсов 55, вырабатывающий две одинаковые последовательности A_1 и A_2 тактовых импульсов, смещенных по фазе относительно друг друга.

При настройке станка передаточные отношения функциональных связей устанавливаются блоками 23, 41 для кинематической группы Φ_v и блоками 29, 52 для кинематической группы Φ_S .

Для обработки косозубых колес на управляющие входы элементов I 21, 35, 36, 39, 46 подается потенциал P_1 и включается генератор тактовых импульсов 55.

От устройства ЧПУ по программе включаются привод поступательно-возвратного движения $П_1$ долбяка и привод его круговой подачи B_2 .

Высокочастотные импульсные сигналы, вырабатываемые измерительными преобразователями 6 и 7 обеих задающих координат, частоты которых соответственно пропорциональны частоте двойных ходов долбяка и его круговой частоте, после деления в счетчиках 22 и 28 запускают блок 24 движения круговой подачи B_4 и блок 30 круговой подачи B_3 делительного стола 2. Блоки 24 и 30 вырабатывают аналоговые сигналы, которые непрерывно складываются в блоке суммирования 25 и вычитаются в блоке вычитания 26. Суммарный и разностный сигналы поочередно поступают на первый вход суммирующего усилителя 33 в периоды действия на управляющих входах ключей 31 и 32 сигналов, вырабатываемых датчиком 10 положения штосселя долбяка в движении $П_1$. Сигнал с выхода суммирующего усилителя 33 после прохождения усилителя мощности 34 включает электродвигатель 5 привода ведомой координаты — делительного стола 2, круговая подача которого при рабочем ходе долбяка будет равна сумме круговых подач B_3 и B_4 , а при свободном ходе — их разности. Одновременно измерительный преобразователь 8 вырабатывает сигнал, пропорциональный результирующей круговой частоте делительного стола 2, который поступает через синхронизаторы 42 и 43 на входы сложения реверсивных счетчиков 44 и 45. На входы вычитания этих счетчиков через синхронизаторы 47 и 48 поступают сигналы, пропорциональные частоте двойных ходов долбяка и его круговой подаче. Последовательное прохождение сигналов на входы реверсивных счетчиков обеспечивается последовательностями тактовых импульсов A_1 и A_2 , поступающими на синхронизаторы от генератора тактовых импульсов 55. На выходе реверсивного счетчика 44 образуется сигнал, пропорциональный круговой подаче B_3 . Этот сигнал после деления в счетчике 40 поступает на вход фазового дискриминатора 49,

где сравнивается с сигналом задающей координаты, поступающим на другой вход со счетчика 28. Сигнал ошибки на выходе фазового дискриминатора преобразуется в импульсно-аналоговом преобразователе 50 и поступает на второй вход суммирующего усилителя 33. Аналогично на выходе реверсивного счетчика 45 образуется сигнал, пропорциональный круговой подаче B_4 . Этот сигнал после деления в счетчике 51 поступает на вход фазового дискриминатора 53, где сравнивается с сигналом задающей координаты, поступающим на другой вход со счетчика 22. Сигнал ошибки после преобразования в импульсно-аналоговом преобразователе 54 поступает на третий вход суммирующего усилителя 33. Сигналы ошибки обеспечивают коррекцию скорости ведомой координаты по обоим задающим координатам.

Для обработки прямозубых колес с управляющих входов элементов И 21, 35, 36, 39, 46 снимается потенциал P_1 и отключается генератор 55, а на управляющие входы ключа 31 и элемента И 38 подается потенциал P_2 . В итоге отключаются задающая и корректирующая части системы синхронизации сложной формообразующей группы $\Phi_v (П_1 B_4)$, что равносильно ее преобразованию в простую группу $\Phi_v (П_1)$.

УДК 621.923:531.3

Е.С. ЯЦУРА (БПИ),

И.А. КИРПИЧЕНКО (АН БССР), кандидаты техн.наук

МЕТОД СНИЖЕНИЯ УПРУГОЙ ДЕФОРМАЦИИ ШПИНДЕЛЯ ШЛИФОВАЛЬНОГО СТАНКА

Необходимым условием решения проблем повышения производительности и точности обработки резанием является создание адаптивных систем управления металлорежущими станками. Целевая функция управления таких систем заключается в минимизации отклонений положения инструмент—деталь в рабочем пространстве станка в условиях действия переменных силовых факторов процесса резания. Разработан ряд алгоритмов адаптивного управления, обеспечивающих автоматическое повышение точности станка путем формирования специальных силовых воздействий на элементы его несущей системы [1–3]. Многомерность объекта управления — упругой системы металлорежущего станка — обуславливает требование многомерности адаптивной системы компенсации силовых деформаций, что значительно усложняет задачу ее синтеза. Существенным препятствием для создания адаптивных систем являются также трудности технической реализации адаптивных связей, связанные с требованием наличия достаточно полной модели объектов управления, соответствующих измерительных и исполнительных устройств, ограничениями, накладываемыми конструкцией несущей системы и исполнительных устройств.

Результаты исследований [4] показали, что существует возможность существенного снижения упругой деформации формообразующих узлов шлифовального станка за счет синтеза упругой системы с учетом компоновочных факторов.

Целью настоящего исследования является разработка метода синтеза компоновки шлифовального станка, при которой упругая деформация шпинделя от возмущающих воздействий, возникающих в зоне резания (изменение припуска на обработку и твердости материала заготовки, колебания скорости резания и подачи, изменение режущей способности инструмента и т.д.), достигает минимума.

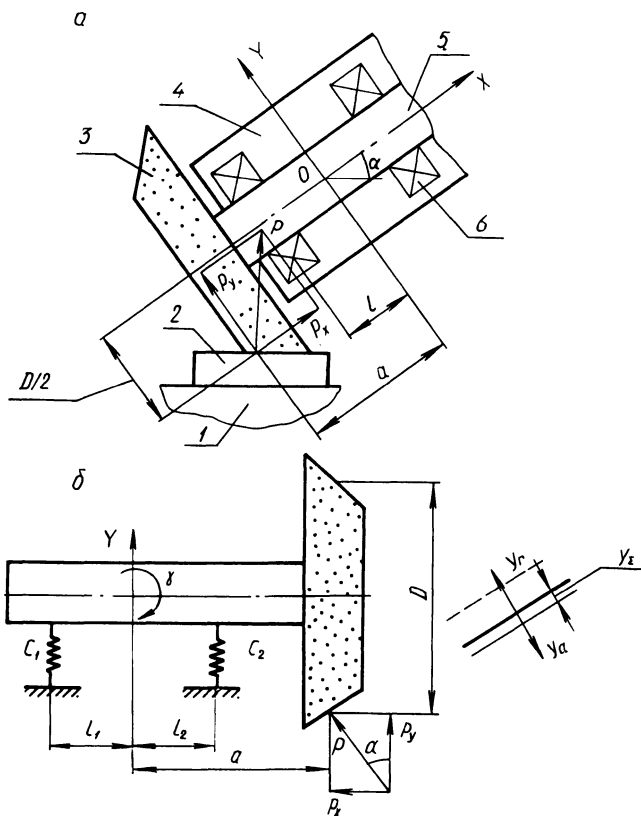


Рис. 1. Динамическая система плоскошлифовального станка новой компоновки: а – схема действия составляющих силы резания; б – динамическая схема шпиндельного узла; 1 – стол; 2 – обрабатываемая деталь; 3 – шлифовальный круг; 4 – шпиндельный узел; 5 – шпиндель; 6 – опора шпинделя

В работе [4] предложен способ плоского шлифования, при котором ось шпинделя и обрабатываемая поверхность детали составляют некоторый угол α . В этом случае, помимо радиальной P_y и касательной P_z составляющих силы

резания, возникает осевая составляющая P_x [5], вызывающая изгиб шпинделя в плоскости XOY (рис. 1, а). Под влиянием изгиба возникают смещения шпинделя в осевом и радиальном направлениях. Деформации от радиальной P_y и осевой P_x составляющих силы шлифования можно рассматривать независимо [5], что позволяет представить суммарную упругую деформацию шпинделя в виде

$$y_{\Sigma} = y_r + y_a ,$$

где y_r, y_a — составляющие деформации, вызываемые действием сил P_y и P_x соответственно.

Установлено [5], что результирующая P силы резания, равная векторной сумме радиальной P_y и осевой P_x составляющих, перпендикулярна к образующей профиля шлифовального круга, а соотношение P_y и P_x не зависит от глубины резания и скорости движения подачи и соответствует условию

$$P_x = P_y \operatorname{tg} \alpha . \quad (1)$$

Из выражения (1) следует, что изменение угла α приводит к изменению составляющих P_y и P_x и, следовательно, позволяет управлять деформациями y_r и y_a таким образом, чтобы выполнялось условие минимума упругой деформации шпинделя в направлении, перпендикулярном к обрабатываемой поверхности:

$$y_{\Sigma} \rightarrow \min . \quad (2)$$

Для определения угла α , при котором выполняется условие (2), рассмотрим уравнение движения шпинделя. На рис. 1, б приведена эквивалентная расчетная схема. Введем обобщенные координаты y и γ . Уравнения движения шпинделя можно представить в виде:

$$m\ddot{y} + (k_1 + k_2)\dot{y} + (c_1 + c_2)y + (k_1 l_1 - k_2 l_2)\dot{\gamma} + (c_1 l_1 - c_2 l_2)\gamma = P \cos \alpha \sin \omega \tau ; \quad (3)$$

$$J_2 \ddot{\gamma} + (k_1 l_1^2 + k_2 l_2^2)\dot{\gamma} + (c_1 l_1^2 + c_2 l_2^2)\gamma + (k_1 l_1 - k_2 l_2)\dot{y} + (c_1 l_1 - c_2 l_2)y = (0,5 PD \sin \alpha - Pa \cos \alpha) \sin \omega \tau , \quad (4)$$

где m — масса шпинделя; k_1, k_2 — коэффициенты сопротивления опор шпинделя; c_1, c_2 — коэффициенты жесткости опор шпинделя; J_2 — момент инерции шпинделя относительно поперечной оси; D — диаметр шлифовального круга в зоне резания; $P \sin \omega \tau$ — возмущающее воздействие в зоне резания.

Решения уравнений (3), (4) имеют вид

$$\begin{aligned} y &= a_1 \sin \omega \tau + b_1 \cos \omega \tau ; \\ \gamma &= a_2 \sin \omega \tau + b_2 \cos \omega \tau . \end{aligned} \quad (5)$$

Условие (2) с учетом выбранных обобщенных координат y, γ можно представить в виде

$$y - \gamma a \rightarrow \min . \quad (6)$$

Совместное решение уравнений (3)–(6) позволяет получить зависимости для определения угла α при различных параметрах конструкции шпиндельного узла, в частности при условии $k_1 = k_2 = 0, c_1 = c_2 = c$ и $l_1 = l_2 = l$, угол α определяется следующим образом:

$$\alpha = \arctg \frac{2}{D} \left(a + \frac{|2cl^2 - J_z \omega^2|}{a |2c - m\omega^2|} \right).$$

Экспериментальная проверка полученных результатов осуществлялась на плоскошлифовальном станке мод. 3Е711В при обработке заготовок из стали 45 (40...45 HRC₃) шлифовальным кругом 24А40ПСМ26К5. Скорость движения подачи составляла 12 м/мин, глубина резания – 10 мкм. Схема обработки приведена на рис. 2. Эффективность предложенного метода снижения упругой деформации шпинделя оценивали по фактической интенсивности съема металла, определяемой отношением объема снимаемого при шлифовании

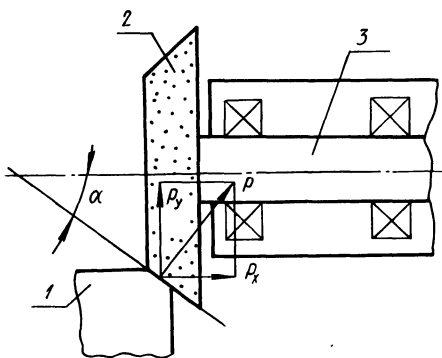


Рис. 2. Схема шлифования при проведении эксперимента на станке мод. 3Е711В: 1 – обрабатываемая деталь; 2 – шлифовальный круг; 3 – шпиндель

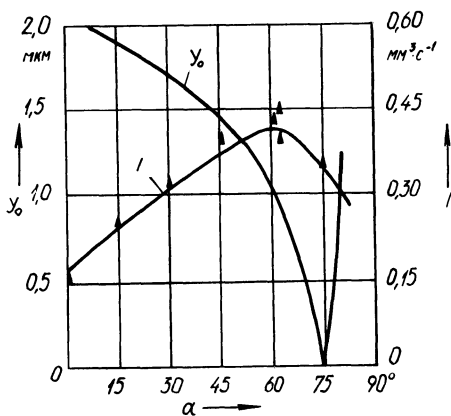


Рис. 3. Зависимость статической составляющей y_0 относительной упругой деформации и фактической интенсивности съема металла I от угла наклона шпинделя α

металла к основному (машинному) времени (рис. 3). Установлено, что при $\alpha = 62^\circ$ фактическая интенсивность съема металла достигает максимума за счет резкого снижения продолжительности выхаживания в связи с уменьшением статической составляющей упругой деформации шпинделя. Отклонение фактического значения угла α от расчетного (74°) составляет 16 %, что свидетельствует о достаточной точности разработанной модели.

Таким образом, предложенный метод синтеза упругой системы шлифовального станка обеспечивает минимизацию упругой деформации шпинделя.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ш а т о х и н С.Н., П и к а л о в Ю.А., Я р о ш е н к о С.А. Шпиндельные узлы с отрицательной податливостью и динамометрическими преобразователями в адаптивных и диагностирующих системах станков // Динамика станоч. систем гиб. автоматизир. пр-в. — Тольятти, 1988. — С. 323–324.
2. С и в а к о в А.Н., М е щ е р я к о в Г.Н. Адаптивная компенсация отжаты базовых узлов РСС и КСС с ЧПУ // Динамика станоч. систем гиб. автоматизир. пр-в. — Тольятти, 1988. — С. 356–357.
3. Г а л и ц к о в С.Я. Автоматическое управление несущими системами станков // Динамика станоч. систем гиб. автоматизир. пр-в. — Тольятти, 1988. — С. 359–360.
4. А.с. 1393598 (СССР). Способ плоского шлифования / И.А. Кирпиченко, Г.В. Тилигузов, П.Ф. Лобков и др.
5. Глубинное и маятниковое профильное шлифование // Режущие инструменты: Экспресс-инфор. — 1983. — № 42. — С. 19–26.

УДК 621.91.01

М.И. МИХАЙЛОВ, канд.техн.наук (ГПИ)

РАСЧЕТ ВМЕСТИМОСТИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО МАГАЗИНА МНОГОЦЕЛЕВОГО СТАНКА

Инструментообеспечение многоцелевых станков, работающих в гибких производственных системах (ГПС), может решаться на основе трех концепций [1].

1. Общий инструментальный склад на группу станков. Такой подход предусматривает постоянный поток деталей, контролируемый для всей группы станков. Этот подход диктует принципиально новые требования к конструкции ГПС: наличие инструментальных магазинов большой вместимости и системы автоматического транспортирования инструмента от станка к станку и от инструментального склада. Необходимое условие успешной работы такой ГПС — разработка соответствующей системы программного обеспечения.

2. Одна группа инструментов на несколько партий деталей. Такой подход базируется на групповой технологии. При этом вместимость инструментального магазина составляет 80–140 инструментов. Число выполняемых на станке операций увеличивается, однако растет количество резервного инструмента, что значительно удорожает эту систему.

3. Партия деталей — группа инструментов. Этот подход аналогичен подходу, используемому обычно в серийном производстве, когда для обработки партии деталей к станку подают определенный набор инструментов. Переход на обработку новых деталей требует автоматической смены инструментального магазина с помощью робокары или трансманипулятора (для ГПМ, имеющих накопители магазинов).

Вместимость инструментального магазина в случае реализации третьей концепции установим поэтапно.

На первом этапе определение минимальной вместимости магазина M произведем с использованием понятия детали-представителя, которую проекти-

руют в зависимости от условий назначения станка. Например, если станок предназначен для обработки корпусных деталей, вначале необходимо произвести разбивку всех деталей каждой партии на технологические элементы, т.е. отверстия, канавки, выточки, фаски и т.д. На каждый из выделенных элементов представляются характерные размеры, например для отверстий d_1 и l_1 , d_2 и l_2 и т.д. Затем определяется диапазон выделенных размеров по каждому элементу, например $d_1 = 5 \dots 35$ мм, $l_1 = 20 \dots 100$ мм. Выделенные диапазоны разделяются на интервалы, например диапазон $d_1 = 5 \dots 35$ мм на $5 \dots 10$, $10 \dots 15$, $15 \dots 20$, $20 \dots 25$, $25 \dots 30$, $30 \dots 35$, и определяется общее количество элементов в таких интервалах. Затем определяется частота (%) применяемости выделенных элементов по каждому интервалу диапазона:

$$P_{ij} = \frac{A_{ij}}{A_i} \cdot 100,$$

где A_{ij} и A_i – применяемость i -го элемента с j -м интервалом и общая применяемость i -го элемента во всех партиях деталей: $A_i = \sum_{j=1}^n A_{ij}$; n – количество интервалов.

По полученным результатам строят гистограмму применяемости по каждому из размеров выделенных элементов. По данным гистограммы выбирают элементы с наибольшей применяемостью и из них проектируется деталь-представитель, для которой составляется развернутая технология обработки. Из технологии определяются размеры и количество необходимого инструмента.

Укомплектованный таким образом инструментальный магазин содержит инструменты, обладающие различной стойкостью T_i . Для обеспечения работоспособности ГПС в условиях безлюдного производства необходима синхронизация стойкости каждого из инструментов. Ее можно обеспечить путем рационального выбора T_i и введения в инструментальный магазин необходимого количества резервного инструмента. Примем условия, что каждый инструмент работает в таком диапазоне скоростей, при котором выполняется соот-

ношение $v_i = C_{T_i} / T_i^{m_i}$.

Для реализации второго этапа, т.е. выбора оптимального количества резервного инструмента, примем в качестве функции оптимизации переменную часть полной себестоимости обработки партии деталей за период стойкости инструментальной наладки магазина T_k . Переменная часть себестоимости обработки деталей при условии резания одним инструментом определяется по формуле

$$C = \sum_{i=1}^M t_{oi} E + t_{cm1} E \sum_{i=1}^M N_i \eta_i + t_{cm2} E \frac{t_{ok}}{T_k} + \frac{t_{ok}}{T_k} \sum_{i=1}^M Z_{инi}, \quad (1)$$

где M – количество инструментов из расчетов по первому этапу; i – порядковый номер инструмента; t_{oi} – основное технологическое время обработки

i -м инструментом одной детали; E — себестоимость одной минуты работы оборудования и оператора (наладчика); $t_{см1}$ — время замены инструмента (между шпинделем и магазином); N_i — количество циклов замены i -го инструмента за время обработки одной детали; η_i — коэффициент резерва инструмента; $\eta_i = T_i/T_k$; $t_{см2}$ — время смены инструментального магазина; $t_{ок}$ — основное технологическое время обработки детали базовым инструментом;

$Z_{инi}$ — затраты на инструмент; $Z_{инi} = Z_{з.инi} + \frac{C_{инi} - C_{отхi}}{j+1} K_y$; $Z_{з.инi}$ — стоимость заточки (наладки) и настройки инструмента; $C_{инi}$ — первоначальная стоимость инструмента; j — количество переточек или переналадок инструмента до предельного его состояния; K_y — коэффициент случайной убыли инструмента.

Так как

$$t_{oi} = \frac{L_i}{n_i S_i}, n_i = \frac{100v_i}{\pi D_i}, v_i = \frac{C_{Ti}}{T_i},$$

где S_i — подача i -го инструмента, мм/об; L_i — длина рабочего хода при обработке i -м инструментом диаметра D_i ; C_{Ti} — постоянный коэффициент, учитывающий все факторы процесса обработки i -м инструментом, кроме

скорости v_i , а $\mu_i = \frac{\pi D_i L_i}{1000 C_{Ti} S_i}$, то

$$t_{oi} = \mu_i T_i^{m_i}, t_{ок} = \mu T_k^{m_k}. \quad (2)$$

Подставив (2) в (1), с учетом вышеизложенного получим

$$C = \sum_{i=1}^M \mu_i T_i^{m_i} E + t_{см1} E \sum_{i=1}^M N_i \eta_i + t_{см2} E T^{m_k-1} \mu + \mu T_k^{m_k-1} \sum_{i=1}^M Z_{инi}. \quad (3)$$

Решение уравнения (3) можно произвести графически или численно на ЭВМ. При этом коэффициент η_i может принимать значения 1 или 2, а T_k должен быть равен одному из значений T_i . Проанализировав решения, необходимо найти T_{imin} и T_{kmax} , при которых функция C будет минимальной.

Тогда вместимость инструментального магазина $F = M + K + (2...3)$.

Таким образом, вышеприведенная методика позволяет определить вместимость инструментального магазина, работающего в условиях ГПС.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Хартли Дж. ГПС в действии. — М., 1987. — 328 с.

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

УДК 621.835

В.И. МОЛОЧКО, канд.техн.наук (БПИ)

О СТРУКТУРНЫХ ЭКВИВАЛЕНТАХ ОБЫЧНЫХ И МОДИФИЦИРОВАННЫХ ЭКСЦЕНТРИКОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

Эксцентрикковые механизмы (ЭМ) обеспечивают движение ведомого звена по закону, близкому к синусоидальному, исключая жесткие удары в начале и конце перемещения толкателя. Указанное свойство ЭМ широко используется при создании высокочастотных реверсивных механизмов, предназначенных, например, для различного рода вибрационных установок и устройств.

Простейшие эксцентрикковые механизмы — трехзвенные. Их достоинством является предельная простота конструкции, а недостатком — повышенный износ профиля кулачка. В связи с этим широкое применение на практике получили ЭМ с роликовыми толкателями, поскольку они, несмотря на некоторое усложнение конструкции, обеспечивают существенное снижение трения в высшей паре и повышение износостойкости кулачка.

Введение дополнительных звеньев в механизм, как правило, приводит к изменению его расчетной степени подвижности W_p . Так, введение в трехзвенный ЭМ одного промежуточного ролика приводит к возрастанию W_p до двух; при введении же в исходный механизм двух промежуточных роликов расчетная степень подвижности становится равной трем. В то же время действительная степень подвижности ЭМ с роликовыми толкателями остается $W_d = 1$

Возрастание расчетных значений W_p эксцентрикковых механизмов с роликовыми толкателями по сравнению с их действительной степенью подвижности W_d связывается с вращением промежуточных цилиндрических роликов относительно своих осей, поскольку такие вращения не оказывают влияния на характер перемещения ведомого толкателя. На этом основании промежуточные ролики рассматриваются как кинематически лишние звенья (их мысленно жестко скрепляют с толкателями), и, несмотря на фактическое увеличение общего числа звеньев, в механизме до четырех и даже до пяти ЭМ с роликовыми толкателями относят к группе неподвижных трехзвенных кулачковых механизмов [1].

Одной из важнейших задач исследования механизмов является их кинематический анализ. Из существующих методов такого анализа наиболее распространенным в настоящее время является аналитический. Применение этого метода предполагает при рассмотрении механизмов с высшими парами, в частности кулачковых (эксцентрикковых), использование их структурных

эквивалентов (заменяющих механизмов). Обычно переход от исходных к заменяющим механизмам производится на основе замены высшей пары одним стержневым звеном с двумя низшими неподвижными парами. Применение обычного метода структурного преобразования к трехзвенным ЭМ, например с качающимся (рис. 1, *а*) толкателем, обеспечивает переход к заменяющим четырехзвенным шарнирно-рычажным механизмам (в данном случае — к кривошипно-коромысловому механизму (рис. 1, *з*). Что касается ЭМ с роликовыми толкателями, то при замене высшей пары необходимо исключить подвижность цилиндрического ролика. Метод структурного преобразования, связанный с устранением относительного перемещения некоторых звеньев механизма, назовем методом исключения, а структурные эквиваленты, построенные на основе этого метода, будем называть упрощенными. Применительно к ЭМ с роликовыми толкателями метод исключения позволяет в качестве заменяющих механизмов использовать те же структурные эквиваленты, что и для трехзвенных ЭМ. Так, для ЭМ с качающимся однороликовым толкателем (рис. 1, *б, в*) заменяющим будет общий для обоих типов ЭМ структурный эквивалент в виде кривошипно-коромыслового механизма (рис. 1, *з*). Таким образом, один и тот же структурный эквивалент может быть обычным, если он относится к трехзвенному ЭМ (рис. 1, *а*), или упрощенным, если он относится к ЭМ с роликовыми толкателями (рис. 1, *б, в*).

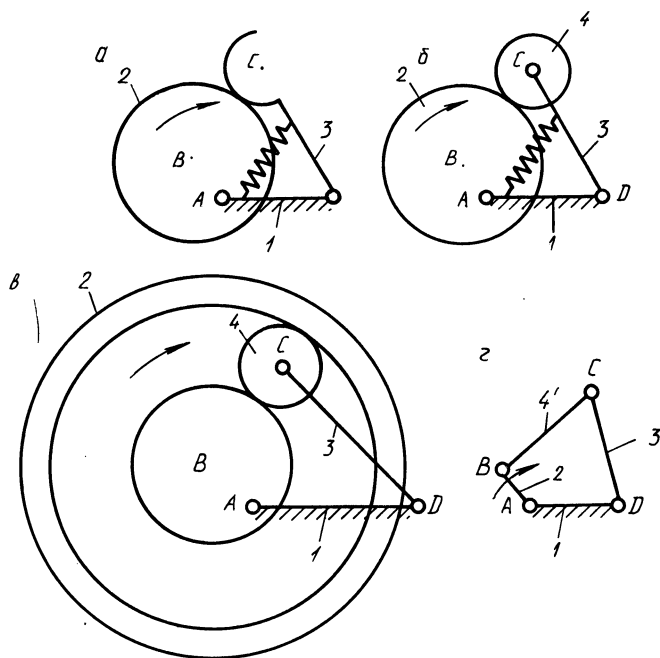


Рис. 1. Обычные эксцентровые механизмы с качающимся толкателем (*а, б, в*) и их структурный эквивалент (*з*)

Применение упрощенных структурных эквивалентов позволяет при кинематическом анализе ЭМ с роликовыми толкателями использовать известные методы кинематического исследования, характерные для плоских шарнирно-рычажных четырехзвенников. Метод исключения, однако, не является универсальным, область его применения ограничена, что выявляется при анализе движения звеньев модифицированных ЭМ.

Известно, что поочередно, закрепляя звенья некоторого базового механизма, можно получить ряд его структурных модификаций, общее число которых (без учета базового механизма) будет равно n — числу подвижных звеньев механизма. Применительно к эксцентриковым механизмам с однороликовым толкателем, число подвижных звеньев которых равно трем ($n = 3$), число полученных на их основе модифицированных ЭМ будет также равно трем. Соответственно число модифицированных эксцентриковых механизмов, построенных на базе ЭМ с двухроликовым толкателем ($n = 4$), будет равно четырем.

Переход от базового к модифицированным механизмам всегда сопровождается обнаружением дополнительных свойств устройств данного класса, расширяющих область их возможного практического использования. Не являются исключением и семейства механизмов, представленных на рис. 2. Так, например, модифицированные ЭМ с ведущим промежуточным роликом (рис. 2, а) оказались более удобными, чем базовые при модернизации действующего оборудования и оснащении его дополнительными устройствами [2], модифицированные ЭМ с качающимся толкателем и подвижной осью качания (рис. 2, б, в), а также не представленные на рисунке модифицированные ЭМ с поступательно перемещающимся относительно вращающихся направляющих толкателем могут обеспечить движение ведомого звена по сложной траектории.

При переходе от базового к модифицированным механизмам такие параметры, как число подвижных звеньев и кинематических пар соответствующего класса, действительная и расчетная степени подвижности, остаются неизменными. Это, очевидно, относится и к модифицированным механизмам, построенным на базе ЭМ с роликовыми толкателями.

Анализ движений звеньев семейства механизмов с качающимся коромыслом, показанных на рис. 2, а, б и в, приводит к выводу, что метод исключения

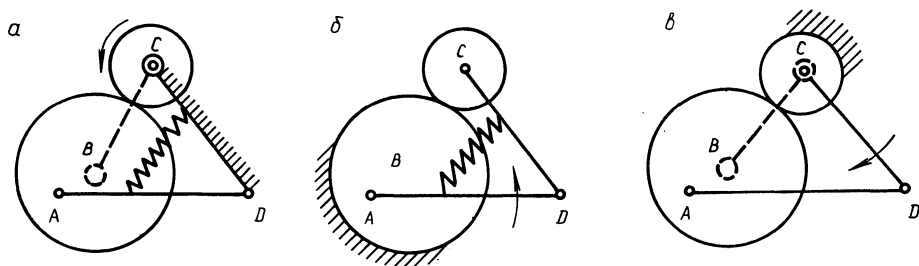


Рис. 2. Семейство модифицированных ЭМ на базе механизма с качающимся однороликовым толкателем:
 а — с неподвижным толкателем и качающейся стойкой; б — с неподвижным эксцентриком; в — с неподвижным цилиндрическим роликом

(помимо изображенного на рис. 1, б базового механизма) применим лишь к одному модифицированному ЭМ с неподвижным эксцентриком (рис. 2, б), так как в этом случае вращение цилиндрического ролика не оказывает влияния на характер относительного перемещения других звеньев. Поэтому в качестве структурного эквивалента такого механизма может выступать четырехшарнирный механизм (рис. 3), содержащий только низшие неподвижные кинематические пары. Для двух других модификаций рассматриваемого семейства механизмов, где ролик является ведущим (рис. 2, а) или неподвижным (рис. 2, в) звеном, исключение из рассмотрения какого-нибудь из звеньев механизма невозможно, так как движение каждого из них влияет на характер относительного перемещения сопряженных звеньев.

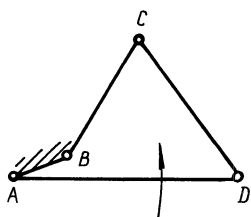


Рис. 3. Структурный эквивалент механизма с неподвижным эксцентриком

Следовательно, для нахождения приемлемого структурного эквивалента, приводящего в соответствие расчетную и действительную степень подвижности модифицированных ЭМ с неподвижным толкателем (рис. 2, а) или неподвижным роликом (рис. 2, в), необходим иной структурный подход.

Известно, что геометрическое замыкание высшей пары может быть обеспечено не только с помощью наложения на нее двусторонней связи в виде двухпрофильных кулачков, рамочных толкателей и т.д. В том случае, когда расстояние между центрами кривизны соприкасающихся элементов звеньев остается неизменным, возможен и такой способ обеспечения контакта между элементами высшей пары, как введение в механизм шарнирного соединения с примыкающими звеньями дополнительного "центрального" звена (по типу валида в дифференциальных фрикционных или зубчатых механизмах).

Метод структурного преобразования механизмов с высшими парами, основанный на введении в их состав дополнительных "центральных" звеньев, назовем методом дополнения, а структурные эквиваленты, построенные на основе этого метода, — усложненными или дополненными. При использовании усложненных (дополненных) структурных эквивалентов замена высших кинематических пар низшими не производится, в связи с чем число p_4 кинематических пар четвертого класса в заменяющем механизме остается таким же, как в реальном. В то же время число n подвижных звеньев и число p_5 кинематических пар пятого класса заменяющего механизма увеличиваются по сравнению с реальным механизмом на одну и две единицы соответственно.

После включения дополнительных звеньев в состав механизма расчетная степень подвижности как однорольковых, так и двухрольковых ЭМ будет равна единице, т.е. соответствовать ее действительному значению $W_{д}$.

Обеспечение структурных условий для совпадения расчетной и действительной степеней подвижности модифицированных ЭМ с роликотолка-

телями является важным, но не единственным достоинством метода дополнения. Главным его преимуществом по сравнению с ранее рассмотренным методом исключения является потенциально большая степень информативности. Действительно, введение в состав исследуемых модифицированных ЭМ "центральных" стержневых звеньев позволяет рассматривать эти ЭМ как одну (при однороликовом толкателе) или как две (при двухроликовом толкателе) дифференциально-фрикционные передачи с замыкающими кинематическими цепями в виде шарнирно-рычажных четырехзвенников того или иного типа (в зависимости от характера движения толкателя). В свою очередь это позволяет, используя известные приемы и уравнения, характерные для исследования элементарных передач и механизмов, например уравнение Биллиса для анализа движения звеньев фрикционных передач с подвижными осями и векторные уравнения замкнутости закрытых векторных контуров для анализа движения звеньев шарнирно-рычажных четырехзвенников, охватить исследованием все звенья ЭМ с роликовыми толкателями без исключения. Использование усложненных структурных эквивалентов в принципе возможно для всех механизмов, входящих в семейство того или иного ЭМ, если возникает необходимость в определении кинематических характеристик движения всех его звеньев, включая и промежуточный цилиндрический ролик. На этом основании усложненные заменяющие механизмы можно рассматривать как универсальные, в то время как упрощенные эквиваленты, пригодные лишь для некоторых представителей семейства механизмов, — как частные заменяющие механизмы.

Если закон изменения кривизны переменного рабочего профиля кулачка плоских кулачковых механизмов (ПКМ) заранее определен, то метод структурного дополнения, использованный при анализе модифицированных ЭМ, может быть применим и при анализе модифицированных ПКМ.

В этом случае исследуемый модифицированный ПКМ (примеры таких механизмов приведены, в частности, на рис. 1.15 [3]) можно представить в виде некоторого набора мгновенных модифицированных ЭМ, каждый из которых в свою очередь может быть заменен соответствующим структурным эквивалентом. При этом размеры звеньев и вид низших кинематических пар таких заменяющих механизмов полностью определяются параметрами кривизны в данной точке рабочего профиля кулачка, как это, например, показано на рис. 4.25 [3].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Левитский Н.И. Кулачковые механизмы. — М., 1964. — 287 с. 2. Молочко В.И. Новые конструкции эксцентриковых приводов для устройств вибрационного точения // Вестн АН БССР. Сер. физ.-техн. наук. — 1985. — № 3. — С. 61–64. Юдин В.А., Петрокас Л.В. Теория механизмов и машин. — М., 1977. — 527 с.

О ПРОЕКТИРОВАНИИ СОЕДИНЕНИЙ С НАТЯГОМ

Цилиндрические соединения с натягом находят широкое применение в машиностроении. Для обеспечения надежности таких соединений имеется два направления. Первое из них связано с созданием дополнительных креплений (шпонок и т.п.), что приводит к повышению трудоемкости и технологической себестоимости производства, второе — с использованием прочностных ресурсов самого соединения. Дополнительное увеличение прочности при этом обеспечивается созданием за счет натяга (N) мощных контактных давлений (p) на поверхности соединения, достигающих в ряде случаев 300 МПа. Такой уровень давления, как правило, неизбежно приводит к образованию пластически деформированных и упрочненных поверхностных слоев металла на деталях соединения. Методика расчета подобных соединений разработана недостаточно.

Рассмотрим напряжения и деформации в деталях при условии появления в них зоны пластических деформаций с радиусами текучести r_{Ta} (охватываемая деталь) и r_{Tb} (охватываемая).

Напряженно-деформированное состояние в данном случае следует считать осесимметричным. Следовательно, уравнения равновесия в цилиндрических координатах будут описываться системой

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_r}{dr} + \frac{\partial \tau_{rz}}{dz} + \frac{\sigma_r - \sigma_t}{r} = 0; \\ \frac{\partial \tau_{rz}}{dr} + \frac{\partial \sigma_z}{dz} + \frac{\tau_{zr}}{r} = 0, \end{cases}$$

где $\sigma_r, \sigma_t, \sigma_z$ — радиальная, окружная и осевая компоненты напряжений; τ_{rz}, τ_{zr} — касательные напряжения в плоскостях, параллельных и перпендикулярных к оси Z .

Решение данной системы с учетом характера распределения касательных напряжений по длине контакта и степенной зависимости между напряжениями и деформациями за пределом упругости материалов деталей вида

$$\sigma_i = \sigma_T \left(\frac{\epsilon_i}{\epsilon_T} \right)^m$$

(где σ_i, ϵ_i — интенсивность напряжений и деформаций; σ_T, ϵ_T — предел текучести и деформация, соответствующая пределу текучести материала; m — показатель упрочнения материала [1]) позволило определить компоненты напряжений в зоне пластических деформаций соединяемых деталей:

$$\sigma_r = c_2 - \frac{0,55\sigma_T}{mr^{2m}} \left(\frac{c_1}{\epsilon_T} \right)^m \mp 0,5f_{o.c} p \ln r;$$

$$\sigma_t = c_2 + \frac{0,55 \sigma_T}{r^{2m}} \left(\frac{c_1}{\epsilon_T} \right)^m \left(2 - \frac{1}{m} \right) \pm 0,5 f_{o.c} p \ln r,$$

где c_1 и c_2 — постоянные интегрирования; $f_{o.c}$ — коэффициент трения вдоль оси соединения на поверхности контакта.

Для определения постоянных следует использовать граничные условия, заданные на поверхностях соединяемых деталей.

Располагая значением компонент напряжений, радиальные перемещения деталей при сборке можно определить из зависимости между напряжениями и деформациями. Для зон пластических деформаций с этой целью необходимо воспользоваться равенством

$$\epsilon_t = \frac{3}{2} \frac{\epsilon_i}{\sigma_i} (\sigma_t - \sigma_0).$$

С использованием предложенной схемы решения были получены формулы, позволяющие вести расчет натягов при упругом и упругопластическом характере деформирования сопрягаемых деталей соединений. Совокупность зависимостей в каноническом виде представлена в табл. 1.

В таблице приняты следующие обозначения: p_a^I и p_a^{II} — контактное давление, при котором пластические деформации соответственно только начинают появляться в охватывающей детали и распространяются на все сечения ее стенки [2]; p_b^I и p_b^{II} — соответствующие контактные давления для охватываемой детали; E_a и E_b — модуль упругости материала охватывающей и охватываемой деталей; C_a и C_a^I , C_b и C_b^I — определители радиальной податливости охватывающей и охватываемой деталей; μ_a и μ_b — коэффициент Пуассона материала охватывающей и охватываемой детали; b , R , a — радиусы соответственно наружной поверхности охватывающей детали, поверхности сопряжения, внутреннего отверстия охватываемой детали.

Значение r_{Ta} следует рассчитывать по формуле

$$\left(\frac{r_{Ta}}{R} \right)^2 = \frac{\frac{b^2}{R^2} - q_a \sqrt{\left(\frac{b^2}{R^2} - q_a \right)^2 - 2q_a^2 a (1 - m_a)}}{\frac{R^2}{b^2} q_a \frac{2m_a - 1}{m_a - 1} (1 - m_a)}, \quad (1)$$

где q_a — функция, учитывающая влияние давления, трения и упрочнения,

$$q_a = \left[m_a \frac{p}{p_a^I} \left(1 - \frac{R^2}{b^2} \right) - m_a + 1 \right] \frac{1}{m_a}^{-1}$$

Радиус границы между зоной пластических и упругих деформаций в охватываемой детали $\left(r_{Tb}/a \right)^2$ следует рассчитывать также по формуле (1), но при этом вместо отношения b/R и параметра m_a необходимо подставлять от-

Табл. 1. Зависимости для расчета упругих и упругопластических соединений с натягом

№ п.п	Характер деформирования деталей соединения	Формула для расчета натяга	Формула для расчета коэффициентов податливости
1	$p \leq p_a^I, p \leq p_b^I$ Обе детали деформируются упруго	$N = pD \left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b} \right)$	$C_a = \frac{1 + \frac{R^2}{B^2}}{1 - \frac{R^2}{b^2}} + 0,2 \frac{f_{o.c}}{\mu_a} \left(1 + \frac{R^2}{b^2} \right) + \mu_a,$ $C_b = \frac{1 + \frac{a^2}{R^2}}{1 - \frac{a^2}{R^2}} + 0,2 \frac{f_{o.c}}{\mu_a} \left(1 + \frac{a^2}{R^2} \right) - \mu_b$
2	$p_a^I < p \leq p_a^{II}, p \leq p_b^I$ Охватываемая деталь деформируется упруго-пластически, охватываемая – упруго	$N = pD \left(\frac{C_a^I}{E_a} + \frac{C_b}{E_b} \right)$	$C_a^I = 1,1 \frac{\sigma_{Ta}}{p} \left(\frac{r_{Ta}^2}{R^2} - 1 \right) - 0,5 \left[\left(\frac{r_{Ta}}{R} \right)^{2(1-m_a)} - 1 \right] + C_a$ $C_b - \text{ по п. 1}$
3	$p_a \leq p_a^{II}, p_b^I < p \leq p_b^{II}$ Охватываемая деталь деформируется упруго, а охватываемая-упруго-пластически	$N = pD \left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b^I}{E_b} \right)$	$C_a - \text{ по п. 1}$ $C_b^I = 1,1 \frac{\sigma_{Tb}}{p} \left(\frac{r_{Tb}^2 - a^2}{R^2} \right) + C_b$
4	$p_a^I < p \leq p_a^{II},$ $p_b^I < p \leq p_b^{II}$ Обе детали деформируются упругопластически	$N = pD \left(\frac{C_a^I}{E_a} + \frac{C_b^I}{E_b} \right)$	$C_a^I - \text{ по п. 2}$ $C_b^I - \text{ по п. 3}$

ношение R/a и параметр m_b и, кроме того, функцию q_a заменять функцией q_b :

$$q_b = \left[m_b \frac{p}{p_b^I} \left(1 - \frac{a^2}{R^2} \right) - m_b + 1 \right] \frac{1}{m_b}^{-1}$$

Пример расчета. Требуется определить минимальный натяг, обеспечивающий неподвижность соединения шкива с валом, если при пуске агрегата крутящий момент достигает $4 \cdot 10^2$ Н·м.

Запас прочности принят равным 2 ($n = 2$). Материал вала — сталь 45 (нормализованная), $\sigma_{\tau b} = 360$ МПа, $E_b = 2,04 \cdot 10^5$ МПа; материал шкива — сталь 35 (нормализованная), $\sigma_{\tau a} = 310$ МПа, $\sigma_{ba} = 250$ МПа, $E_a = 2 \cdot 10^5$ МПа, $m_a = 0,17$, $m_b = 0,189$.

Коэффициент трения $f_{o,c} = 0,1$; коэффициент трения на скручивание $f_{кр} = 0,07$; геометрические размеры соединения: $b = 37,5$ мм, $R = 15$ мм, $a \approx 5$ мм, длина соединения $l = 40$ мм.

Решение. Для того чтобы соединение обладало заданным запасом прочности, на поверхности контакта с помощью натяга следует создать давление $p = 202,2$ МПа.

Определяем характер деформирования деталей соединения:

1) для охватывающей детали $p_a^I = 150,8$ МПа, $p_a^{II} = 282,4$ МПа. Следовательно, $p_a^I < p < p_a^{II}$;

2) для охватываемой $p_b^I = 172,5$ МПа, $p_b^{II} = 630$ МПа. Следовательно, $p_b^I < p < p_b^{II}$.

Таким образом, охватывающая и охватываемая детали деформируются упругопластически.

Следовательно, для расчета натяга необходимо использовать формулу из таблицы (см. п. 4). Для расчета C_a^I и C_b^I , входящих в формулу, следует прежде определить $r_{\tau a}/R$ и $r_{\tau b}/R$.

Пользуясь формулой (1), найдем: $(r_{\tau a}/R)^2 = 1,406$; $(r_{\tau b}/R)^2 = 0,0785$. Рассчитываем определители податливости деталей по формулам в графе 4 таблицы: $C_a^I = 2,173$, $C_b^I = 0,898$. Таким образом, эффективный натяг

$$N = \frac{202,2 \cdot 30}{10^5} \left(\frac{2,173}{2,00} + \frac{0,898}{2,04} \right) = 95 \text{ мкм.}$$

Расчет по формуле Ламэ дает результат $N = 72$ мкм.

Здесь не рассматривается расчет поправок к натягу, связанных с концентрацией давления у торцов втулки и со смятием микронеровностей при сборке. Эти вопросы достаточно освещены в работе [3].

Экспериментальная проверка разработанной методики проектирования проводилась путем оценки радиуса зоны пластических деформаций охватывающей детали по измерению интенсивности микронапряжений с помощью рентгенографической установки Дрон 1. Сравнение расчетных и экспериментально полученных значений $r_{\tau a}$ приведено на рис. 1. Отклонение экспериментальных значений от расчетных составило в среднем 11%. Расхождение значе-

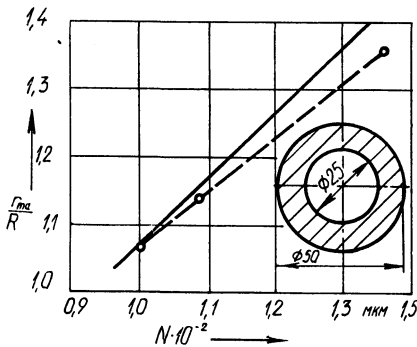


Рис. 1. Сравнение расчетных и экспериментальных значений радиуса текучести r_{Ta} в соединении сплошного вала (сталь 45) с цилиндрической охватывающей деталью (сталь 45, $m_a = m_b = 0,19$; $\sigma_{Ta} = \sigma_{Tb} = 380$ МПа, $\sigma_{bd} = \sigma_{bb} = 650$ МПа)

ний обусловлено, с одной стороны, погрешностями расчета, с другой, погрешностями экспериментальных измерений.

Разработанная методика расчета соединений с натягом была использована на ряде предприятий текстильного машиностроения, двигателестроения, арматуростроения и т.д. Это позволило расширить допуски на ряд деталей, входящих в соединения с натягом указанных изделий, исключить дополнительные крепления, повысить надежность и снизить трудоемкость изготовления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Когаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. — М., 1985. — 223 с.
2. Тютюков Г.Ф., Скворцов А.С. Исследование прочности цилиндрических соединений с натягом при упругопластическом характере деформирования сопрягаемых деталей // Двигателестроение. — 1986. — № 8. — С. 21–23.
3. Берникер Е.И. Посадки с натягом в машиностроении. — М.; Л., 1966. — 167 с.

УДК 621.787.4

П.И. ЯЩЕРИЦЫН, д-р техн.наук (АН БССР),
А.А. БУГАЕВ (МТЗ)

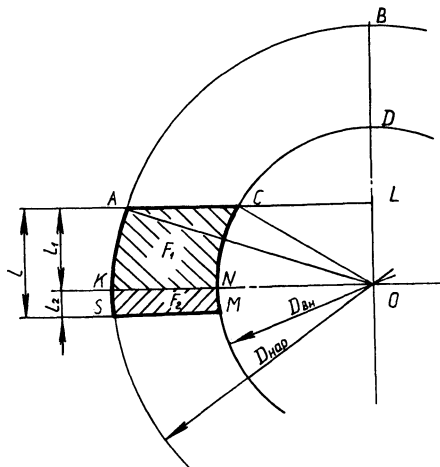
ПЛОЩАДЬ КОНТАКТА И УСИЛИЯ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ТОРЦОВОЙ РАСКАТКЕ КОЛЬЦЕВЫХ ДЕТАЛЕЙ

Основными показателями, которые используют при определении усилия формообразования P в процессах обработки металлов давлением, являются площадь контакта A и давление p , необходимое для заполнения полости матрицы [1]: $P = Ap$. При прокатке [2] A определяют по зависимости

$$A = Bl, \quad (1)$$

где B — ширина прокатываемой полосы; l — длина очага деформации.

Рис. 1. Схема очага деформации при торцевой раскатке



В отличие от прокатки при торцевой раскатке в качестве заготовки используют кольцо. Поэтому расчет площади очага деформации по формуле (1) может привести к погрешностям, так как при этом не учитывается влияние габаритных размеров и кривизны кольца.

Значение l при холодной торцевой раскатке зависит от диаметра ролика d_p , единичного обжатия Δh , давления p и материала ролика [2]. Давление зависит от факторов, определяющих механические свойства обрабатываемого металла (сопротивления деформации) и характер напряженного состояния (контактных сил трения, внешних зон и др.).

Рассмотрим контакт цилиндрического раскатного ролика с кольцевой заготовкой. Площадь давления очага деформации $ACMS$ (рис. 1)

$$A = A_1 + A_2, \quad (2)$$

где A_1 — площадь очага деформации $ACNK$ на входе металла в зону деформирования; A_2 — приращение площади очага деформации $KNMS$ на выходе металла из зоны деформирования.

Приращение площади очага A_2 образуется за счет упругого сжатия раскатного ролика.

Площадь A_1 можно выразить через площади элементов кольца $BDNK$ (A_k) и $BDCA$ (A_c):

$$A_1 = A_k - A_c,$$

где

$$A_k = \frac{\pi}{16} (D_{нар}^2 - D_{вн}^2); \quad (3)$$

$$A_c = A_{c1} - A_{c2}; \quad (4)$$

$D_{нар}$ — наружный диаметр кольца; $D_{вн}$ — внутренний диаметр кольца; A_{c1} — площадь сегмента ALB ; A_{c2} — площадь сегмента CLD .

В свою очередь площади сегментов ALB и CLD

$$A_{c1} = A_1 - A_{\Delta 1};$$

$$A_{c2} = A_2 - A_{\Delta 2},$$

где A_1 – площадь сектора AOB ; A_2 – площадь сектора COD ; $A_{\Delta 1}$ – площадь треугольника AOL ; $A_{\Delta 2}$ – площадь треугольника COL .

После преобразований получим:

$$A_{c1} = \frac{D_{нар}^2}{8} \left(\frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{2l_1}{D_{нар}} \right) - \frac{l_1}{2} \sqrt{\frac{D_{нар}^2}{4} - l_1^2}; \quad (5)$$

$$A_{c2} = \frac{D_{вн}^2}{8} \left(\frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{2l_1}{D_{вн}} \right) - \frac{l_1}{2} \sqrt{\frac{D_{вн}^2}{4} - l_1^2}. \quad (6)$$

В формулах (5) и (6) l_1 – длина очага деформации на входе металла в зону деформирования.

С учетом зависимостей (3)–(6) выражение площади очага деформации A_1 можно записать как

$$A_1 = A_k - A_c = \frac{\pi}{16} (D_{нар}^2 - D_{вн}^2) - \frac{D_{нар}^2}{8} \left(\frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{2l_1}{D_{нар}} \right) + \\ + \frac{D_{вн}^2}{8} \left(\frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{2l_1}{D_{вн}} \right) + \frac{l_1}{2} \left(\sqrt{\frac{D_{нар}^2}{4} - l_1^2} - \sqrt{\frac{D_{вн}^2}{4} - l_1^2} \right). \quad (7)$$

После упрощений выражение (7) принимает вид

$$A_1 = \frac{D_{нар}^2}{8} \arcsin \frac{2l_1}{D_{нар}} - \frac{D_{вн}^2}{8} \arcsin \frac{2l_1}{D_{вн}} + K_1,$$

где

$$K_1 = \frac{l_1^2}{2} \left(\sqrt{\frac{D_{нар}^2}{4} - l_1^2} - \sqrt{\frac{D_{вн}^2}{4} - l_1^2} \right).$$

Аналогично

$$F_2 = \frac{D_{нар}^2}{8} \arcsin \frac{2l_2}{D_{нар}} - \frac{D_{вн}^2}{8} \arcsin \frac{2l_2}{D_{вн}} + K_2,$$

где

$$K_2 = \frac{l_2}{2} \left(\sqrt{\frac{D_{\text{нар}}^2}{4} - l_2^2} - \sqrt{\frac{D_{\text{вн}}^2}{4} - l_2^2} \right);$$

l_2 – приращение длины очага деформации на выходе металла из зоны деформирования, образуемое за счет упругого сжатия раскатного ролика.

Тогда выражение (2) для площади очага деформации $ACMS$ примет вид

$$A = A_1 + A_2 = \frac{D_{\text{нар}}^2}{8} \left(\arcsin \frac{2l_1}{D_{\text{нар}}} + \arcsin \frac{2l_2}{D_{\text{нар}}} \right) - \frac{D_{\text{вн}}^2}{8} \left(\arcsin \frac{2l_1}{D_{\text{вн}}} + \arcsin \frac{2l_2}{D_{\text{вн}}} \right) + K, \quad (8)$$

где

$$K = \frac{l_1}{2} \left(\sqrt{\frac{D_{\text{нар}}^2}{4} - l_1^2} - \sqrt{\frac{D_{\text{вн}}^2}{4} - l_1^2} \right) + \frac{l_2}{2} \left(\sqrt{\frac{D_{\text{нар}}^2}{4} - l_2^2} - \sqrt{\frac{D_{\text{вн}}^2}{4} - l_2^2} \right).$$

Используя зависимость для определения длины очага деформации [2] для случая раскатки цилиндрическим роликом и с учетом его упругого сжатия, определяем l_1 и l_2 :

$$l_1 = \sqrt{d_p \Delta h + l_2^2};$$

$$l_2 = 4 \left(\frac{1 - \nu^2}{\pi E} \right) d_p p,$$

где d_p – диаметр раскатного ролика, мм; Δh – единичное обжатие, мм; ν – коэффициент Пуассона ролика; E – модуль упругости ролика, Н/мм².

Принимая для стали $E = 212 \cdot 10^4$ Н/мм² и $\nu = 0,3$, получим

$$l_1 = \sqrt{d_p (\Delta h + 28,73 \cdot 10^{-12} d_p p^2)};$$

$$l_2 = 5,36 \cdot 10^{-6} d_p p.$$

Без учета упругого сжатия раскатного ролика длина очага деформации для случая раскатки цилиндрическим роликом [2]

$$l = \sqrt{d_p \Delta h}.$$

Выражение (8) примет окончательный вид

$$A = \frac{D_{\text{нар}}^2}{8} \arcsin \frac{2\sqrt{d_p \Delta h}}{D_{\text{нар}}} - \frac{D_{\text{вн}}^2}{8} \arcsin \frac{2\sqrt{d_p \Delta h}}{D_{\text{вн}}} + K, \quad (9)$$

где

$$K = \frac{\sqrt{d_p \Delta h}}{2} \left(\sqrt{\frac{D_{\text{нар}}^2}{4} - d_p \Delta h} - \sqrt{\frac{D_{\text{вн}}^2}{4} - d_p \Delta h} \right).$$

Для сравнения площадей очага деформации, рассчитанных по формулам (1) и (9), и соответствующих усилий формообразования рассмотрим пример. Осуществляется торцовая раскатка колец с внутренними диаметрами

$D_{\text{вн}} = 50 \dots 150$ мм, шириной $B = \frac{D_{\text{нар}} + D_{\text{вн}}}{2} = 10 \dots 50$ мм, раскатными роликами диаметрами $d_p = 100 \dots 250$ мм. Раскатка ведется с единичным обжатием $\Delta h = 0,2$ мм и давлением $p = 1200$ Н/мм². Результаты расчетов приведены на рис. 2.

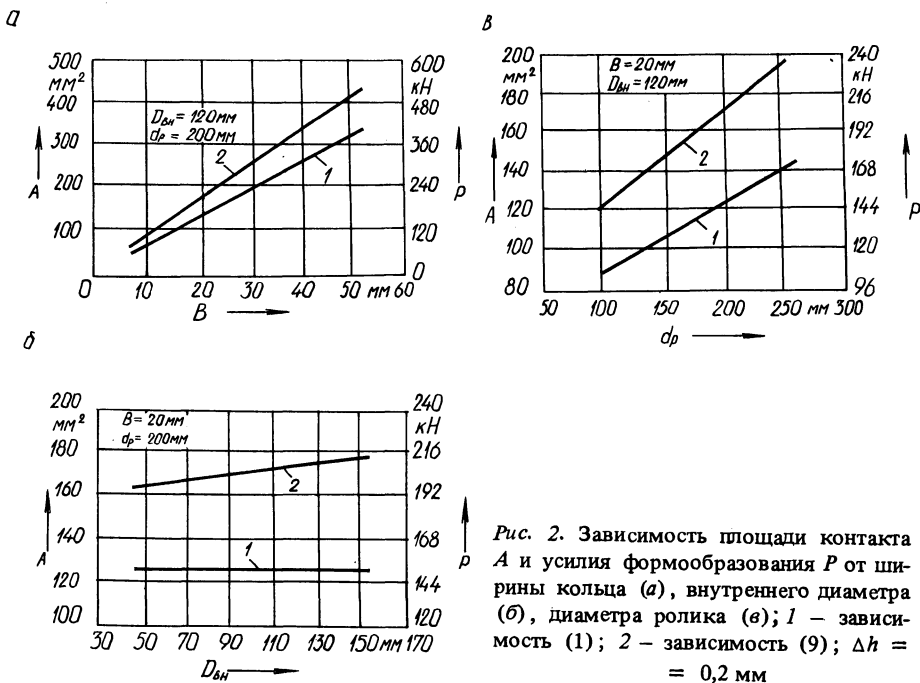


Рис. 2. Зависимость площади контакта A и усилия формообразования P от ширины кольца (а), внутреннего диаметра (б), диаметра ролика (в); 1 – зависимость (1); 2 – зависимость (9); $\Delta h = 0,2$ мм

Как видно из рис. 2, площадь очага деформации, рассчитанная по зависимости (1), на 20...40 % меньше соответствующих значений, полученных по зависимости (9). Аналогичная разница и между усилиями формообразования,

причем с увеличением габаритных размеров кольца и диаметра раскатного ролика она увеличивается. Отмеченное расхождение определяет необходимость использования уточненных расчетов площади очага деформации на основе формулы (9). Экспериментальная проверка показывает, что в этих случаях обеспечиваются гарантированное заполнение закрытой полости матрицы и высокое качество полученных деталей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. — М., 1977. — 423 с. 2. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. — М., 1980. — 320 с.

УДК 621.771.8

В.В. КУРАШ, Н.В. СПИРИДОНОВ, канд.техн.наук,
А.Ф. ПРИСЕВОК, канд. техн.наук (БПИ)

ВОДОРОДНОЕ ИЗНАШИВАНИЕ ДЕТАЛЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРОИЗВОДСТВ МИКРОБИОЛОГИЧЕСКОГО СИНТЕЗА

Практика эксплуатации технологического оборудования производства белково-витаминных концентратов (БВК) показывает, что состав рабочей среды (культуральной жидкости) способствует активному протеканию процессов электрохимической и биохимической коррозии на рабочих поверхностях деталей узлов трения. Так, защитные втулки (рис. 1) осей центробежных насосов SILVA-82, предназначенных для перекачки культуральной жидкости (КЖ), имеют срок службы 1,5—2 месяца непрерывной работы. Замена втулок требует прерывания цикла технологического процесса производства БВК, больших трудозатрат, установки дополнительного оборудования, приводит к потерям сырья для основного производства. Изыскание эффективных путей защиты деталей от воздействия эксплуатационной среды невозможно без глубокого и всестороннего исследования причин протекания процессов их разрушения.

Известно [1], что в основе коррозии лежат электро- и биохимические процессы, способствующие ускорению трибодеструкции и появлению активных частиц — радикалов. Последние легко образуют новые химические соединения как между собой, так и с металлом поверхности. Биохимические процессы коррозии протекают при активном участии микроорганизмов, которые, разрушая минеральные ингибиторы в среде, стимулируют коррозию металла, образуют агрессивные соединения (минеральные и органические кислоты и соединения) и микроцентры гальванической активности на поверхности металла; микроорганизмы удаляют электроны с поверхности металла.

На поверхности корродирующегося металла образуются вздутия (пузырьки). В них накапливаются дегидрогеназы (ферменты), дрожжи (БВК) и различные микроорганизмы. Дегидрогеназы катализируют реакции дегидрогене-

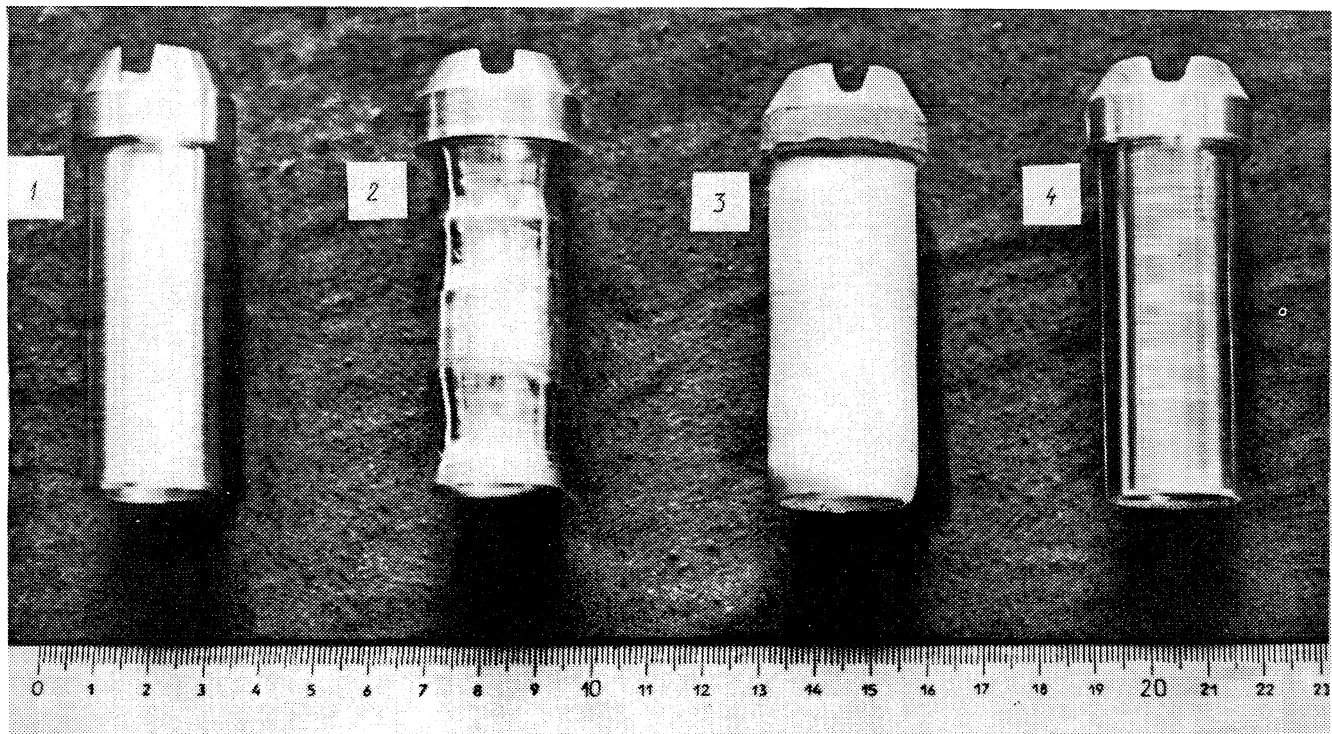
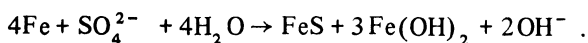


Рис. 1. Серийные втулки, изготовленные из стали 12Х18Н9Т, до эксплуатации (1) и после 2 месяцев эксплуатации (2); опытные втулки, упрочненные сплавом ПГ-12Н-02, до эксплуатации (3) и после 6 месяцев эксплуатации (4)

рирования органических соединений с отщеплением водорода. Отнятый водород передается какому-либо другому веществу – временному или конечному акцептору водорода. Дегидрогеназы специфичны по отношению к донору водорода и к акцептору водорода. Их делят на аэробные и анаэробные, т.е. ферменты, живущие только при наличии свободного кислорода, и организмы, существующие без него.

Анаэробные (первичные) дегидрогеназы передают отнятый от окисляемого субстрата (основы) водород другим дегидрогеназам или молекулам каких-либо органических веществ. Аэробные (вторичные) дегидрогеназы передают активированный водород, отнятый у окисляемого вещества, кислороду воздуха непосредственно либо через промежуточных переносчиков. Анаэробная зона над вздутиями становится анодом и корродируется, в то время как зона на краях пузырьков в контакте с кислородом имеет тенденцию становиться катодом. При анодном растворении железа происходит восстановление H_2O с образованием Fe^{2+} и H_2 . Содержание в культуральной жидкости сульфатов и сульфаторедуцирующих бактерий вызывает процесс коррозии стали. Сульфаторедуцирующие бактерии, содержащие гидрогеназу, катодно деполяризуют Fe:



На поверхности металла образуется пленка сульфида. Дальнейшее превращение в пленке FeS в Fe_3S_4 сопровождается большим напряжением, что приводит к распаду пленки и обнажению поверхности металла. В обнаженные (ювенильные) участки металлической поверхности беспрепятственно адсорбирует водород.

Изыскание и исследование металлов и сплавов, обладающих малой водопроницаемостью, в различных эксплуатационных средах осуществлялось в лабораторных условиях на специально изготовленной установке, моделирующей работу деталей в узлах трения центробежных насосов при перекачке культуральной жидкости, при форсированных режимах.

В качестве исследуемых материалов были приняты нержавеющая сталь 12Х18Н9Т, применяемая для изготовления серийных деталей, а также рекомендуемые опытные сплавы типа ПГ-19Н-01 и ПГ-12Н-02. Исследуемые образцы из указанных материалов испытывались в техногенных средах микробиологических производств (парафине, культуральной жидкости) и в дистиллированной воде при постоянной скорости скольжения $v = 4$ м/с и давлении $p = 200$ МПа.

Результаты испытаний, приведенные на рис. 2, показывают, что величина и скорость износа исследуемых материалов в различных средах носят постоянный характер с четко выраженными зонами приработки, рабочего изнашивания и катастрофического износа. Во всех случаях скорость износа опытных сплавов значительно ниже, чем эталонной нержавеющей стали.

Объяснить такое поведение исследуемых материалов можно их различным структурным состоянием [2]. Изменения, происходящие в поверхностном слое металлов при трении, приводят к сложным структурным превращениям и возрастанию дефектности, что оказывает влияние на поведение водорода в этой зоне. Диффузия водорода по различным структурным элементам метал-

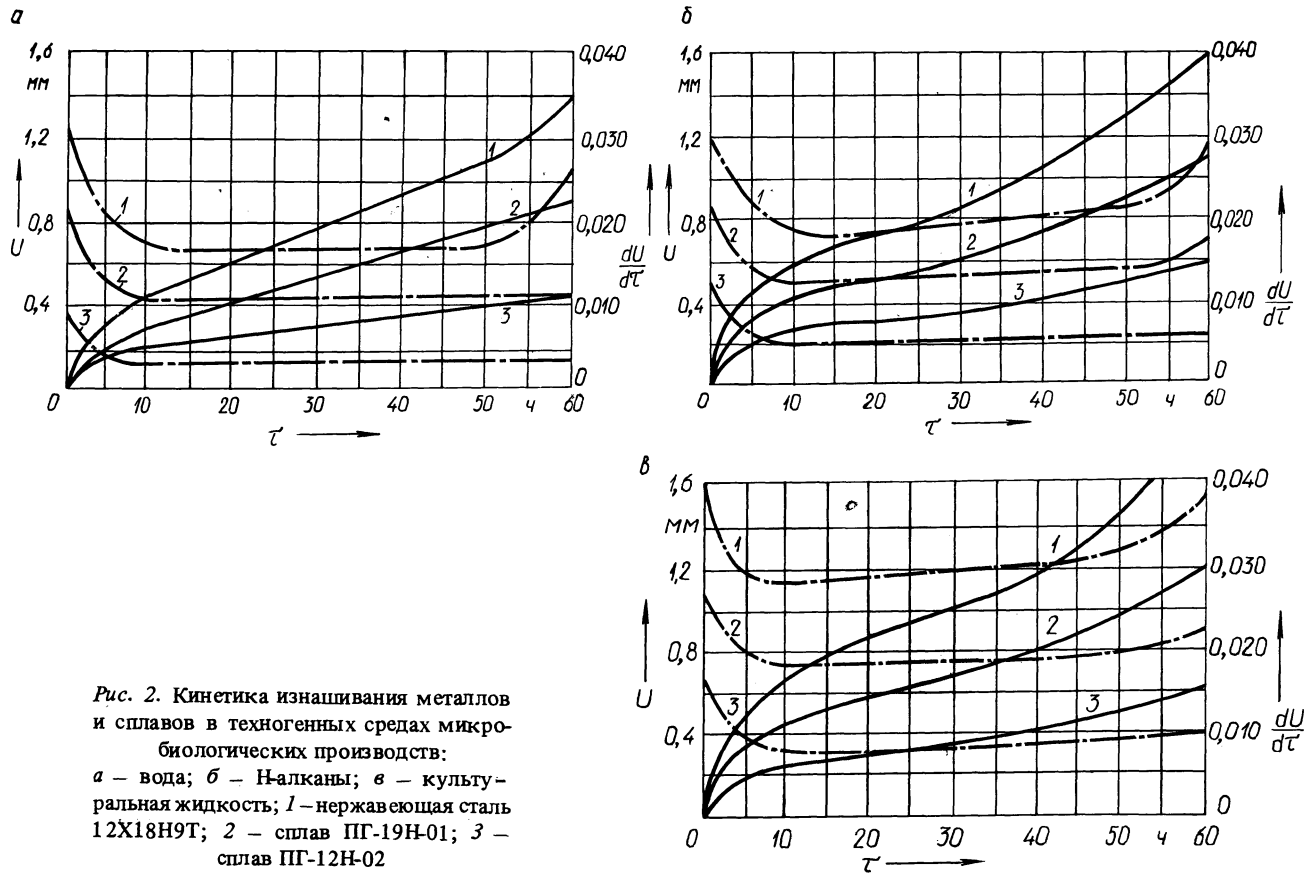


Рис. 2. Кинетика изнашивания металлов и сплавов в техногенных средах микробиологических производств:
 а – вода; б – N-алканы; в – культуральная жидкость; 1 – нержавеющая сталь 12X18H9T; 2 – сплав ПГ-19Н-01; 3 – сплав ПГ-12Н-02

лов протекает неравномерно, поэтому подбор материалов необходимо проводить исходя из наименьших показателей сродства их легирующих элементов к водороду. Как показали испытания, такими свойствами обладают вышеназванные сплавы, входящие в класс самофлюсующихся сплавов на никелевой основе с высоким содержанием хрома, бора и кремния. Эти легирующие элементы образуют особую структуру нанесенного защитного покрытия, которое в различных эксплуатационных средах может противостоять активной коррозии, интенсивному изнашиванию, высокотемпературному воздействию среды и их совместному действию. Наиболее благоприятная структура сплава, предназначенного для защиты деталей от микробиологической коррозии, определяется следующим соотношением легирующих элементов: хрома 8...10 %, бора 1,5...2,8 %, кремния 1,5...3,2 %, остальное — никель. Такая структура состоит из твердого раствора никеля и сложной эвтектики первичных кристаллов карбидов и боридов хрома и характерна для самофлюсующихся сплавов типа ПГ-12Н-02 и ПГ-19Н-01.

Этими сплавами упрочнились рабочие поверхности опытной партии защитных втулок осей насосов. После двух месяцев эксплуатационных испытаний серийные втулки (см. рис. 1) были изношены до предельной величины и заменены новыми. На опытных деталях, испытываемых более 6 месяцев, следов износа не наблюдалось.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Защита от водородного износа в узлах трения / Под ред. А.А. Полякова. — М., 1980. — 135 с. 2. П р и с е в о к А.Ф., Б о й к о Л.В. Исследование механизма изнашивания металлов и сплавов при производстве химических волокон и нитей // Трение и износ. — 1982. — Т. 3, № 4. — С. 728–733.

УДК 621.9.06.004

И.Г. ПОПОВА (БПИ)

ОПТИМАЛЬНАЯ ПЕРИОДИЧНОСТЬ РАБОТ ПО РЕГЛАМЕНТИРОВАННОМУ ТЕХНИЧЕСКОМУ ОБСЛУЖИВАНИЮ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Эффективность регламентированного технического обслуживания (РТО) технологического оборудования зависит от периодичности проведения операций, составляющих его. При увеличении объемов работ по РТО и сокращению периодичности их проведения возрастают трудовые и материальные затраты, но количество случайных отказов, как показывает производственная практика, снижается. Если же объемы указанных работ уменьшаются, а периодичность их проведения возрастает, трудовые и материальные затраты на РТО снижаются, но возрастает вероятность появления случайных отказов оборудования. Отсюда возникает задача определения оптимальной периодичности проведения работ по РТО оборудования.

В зарубежной практике (например, фирма "Георг Фишер" (ФРГ)) при решении указанной задачи учитываются расходы на проведение РТО оборудования и убытки основного производства от его простоя. Для описания рассматриваемых расходов и убытков приняты соответственно следующие уравнения:

$$Y_1 = a_0 (ax^2 + bx + c); Y_2 = k(m + \frac{n}{x}),$$

где a_0, a, b, c, k, m, n – параметры функций.

Однако кроме перечисленных расходов имеют место также затраты на проведение текущих ремонтов и на неплановые ремонты. Принятые уравнения оправданно усложнены, что привело к сложности результирующей формулы для определения оптимальной периодичности РТО.

Как показали исследования, проведенные на оборудовании механического цеха Минского мотороводезавода (ММВЗ), в системе координат Y (затраты, уб./ЕРС*) – X (периодичность, недели) кривые, описывающие затраты на проведение текущих ремонтов и затраты на проведение работ по РТО, расположены близко одна к другой и являются монотонно убывающими. Также близко расположены две монотонно возрастающие кривые, описывающие затраты на проведение неплановых ремонтов и убытки основного производства вследствие простоев оборудования из-за его случайных отказов. В свете изложенного целесообразно при решении рассматриваемой задачи оперировать двумя зависимостями: отражающей изменение затрат на проведение плановых ремонтов и убытков основного производства из-за простоев оборудования; описывающей изменение затрат на проведение осмотровых работ и текущие ремонты оборудования. Первая зависимость графически изобразится монотонно возрастающей кривой, а вторая – монотонно убывающей. Результирующая этих двух кривых имеет точку минимума, которая в проекции на ось абсцисс выражает оптимальное значение периода РТО.

Убытки от проведения неплановых ремонтов и простоев основного производства в зависимости от периодичности РТО описываются уравнением вида

$$Z_1 = b_0 \tau^{b_1},$$

где b_0, b_1 – параметры функции; τ – периодичность РТО.

Уравнение, описывающее зависимость затрат на проведение осмотров и текущих ремонтов оборудования, имеет вид

$$Z_2 = a + c/\tau,$$

где a, c – параметры функции.

Тогда функция суммарных затрат $Z = Z_1 + Z_2 = b_0 \tau^{b_1} + a + c/\tau$.

Взяв первую производную по τ и приравняв ее к нулю, определяем оптимальное значение искомой величины:

$$\tau_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{b_1 + 1}{b_0 b_1} \frac{c}{a}} \quad (1)$$

ЕРС – единица ремонтной сложности.

Проиллюстрируем изложенную методику определения оптимальной периодичности проведения РТО на примере оборудования механического цеха ММВЗ.

Прежде всего необходимо сгруппировать оборудование цеха в соответствии с признаками по табл. 1, затем выбрать представительную группу, по которой производится расчет указанных выше затрат и производственных потерь на протяжении определенного промежутка времени. В данном случае это I группа оборудования. Исходные данные для расчетов представлены в табл. 2, а результаты расчетов — в табл. 3.

Табл. 1. Группировка металлорежущего оборудования, подлежащего охвату системой РТО (по рекомендациям Волгоградского ПКТИремонт)

Группа оборудования	Классификация оборудования по признакам
I	Крупное, тяжелое, особо тяжелое и уникальное Высокопроизводительное, не имеющее дублеров, простои которого ведут к существенным потерям в основном производстве Работающее в 3 смены с коэффициентом загрузки $K_3 > 0,5$ Работающее в 2–3 смены с коэффициентом загрузки $K_3 > 0,75$ Особо сложное и дорогостоящее Оборудование автоматических и поточных линий Оборудование, выход из строя которого влечет за собой поломку других машин или создает опасные условия работы
II	Оборудование, работающее на основных технологических операциях, не относящиеся к I группе. Его простои в течение 1–2 ч не вызывают нарушения хода дальнейшего процесса. Эта группа охватывает наибольший удельный вес станков в общем парке. Коэффициент загрузки $0,5 < K_3 < 0,75$
III	Малонагруженное, работающее в 1–2 смены с коэффициентом загрузки $K_3 < 0,5$

Табл. 2. Простои станков при неплановых ремонтах и затраты на проведение текущих ремонтов в зависимости от периодичности проведения работ по РТО

Станок	Коэффициент загрузки станка	Периодичность проведения работ по РТО, нед.	Простои станков при неплановых ремонтах, ч	Затраты на проведение текущих ремонтов, руб./ЕПС
Вертикально-сверильный 2Б125	1	1	1,1	16,5
Зубофрезерный БК301П	0,93	2	1,3	10,6
Токарный копировальный полуавтомат 1М7134	0,89	3	1,5	5,4
Бесцентрово-шлифовальный 697	0,86	4	2	3,7

1	2	3	4	5
Горизонтально-фрезерный 6Н80Г	0,83	5	2,8	2,22
Шестишпиндельный токарный полуавтомат 1Б240	0,8	6	3,9	1,67
Гайконарезной 2063	0,77	7	5	1,38
Вертикально-протяжной 774НВ6	0,76	8	6,5	1,12

При расчете убытков от проведения неплановых ремонтов и затрат на проведение работ по РТО учитывались следующие статьи: заработная плата и премия ремонтников (тарифная ставка рабочего-повременщика 4-го разряда при нормальных условиях труда, премия в размере 40 %), затраты на материалы (35 % от основной заработной платы, как для малых ремонтов), цеховые расходы. Трудоемкость работ по РТО принята по данным МАЗа (0,22 нормо-часа на 1 ЕРС для металлорежущего оборудования в месяц),

Табл. 3. Затраты на проведение работ по РТО, неплановых ремонтов и убытки основного производства от простоев оборудования при неплановых ремонтах

Наименование затрат	Периодичность проведения работ по РТО, нед.							
	1	2	3	4	5	6	7	8
На выполнение работ по РТО, руб./ЕРС	14,26	7,13	4,75	3,56	2,85	2,37	2,03	1,78
На проведение неплановых ремонтов, руб./ЕРС	3,02	3,56	4,11	5,48	7,68	10,69	13,71	17,82
Убытки основного производства от простоев станков при неплановых ремонтах, руб./ЕРС	3,278	3,87	4,47	5,96	8,34	11,62	14,9	19,37

Табл. 4. Убытки от неплановых ремонтов и простоев основного производства и затраты на осмотры и текущие ремонты оборудования механического цеха ММВЗ в зависимости от периодичности РТО

Зависимость	Критерий тесноты связи		
	корреляционное отношение	критерий Стьюдента	погрешность аппроксимации
$z_1 = 4,57\tau^{0,86}$	0,89	12,11	0,21
$z_2 = \frac{36,03}{\tau} - 2,076$	0,88	11,03	0,3

Потери основного производства от простоев при неплановых ремонтах равны произведению длительности простоя на стоимость продукции, произведенной за час. По данным ММВЗ, эта величина, приходящаяся на 1 ЕРС, для рассматриваемой группы оборудования составляет 2,98 руб./ч.

В результате обработки данных по методу наименьших квадратов получены формулы, приведенные в табл. 4.

Подставив приведенные в таблице данные в формулу (1), находим $\tau_{\text{опт}} = 3,3$ недели. Полученный результат округляется в сторону уменьшения.

Таким образом, оптимальная периодичность технического обслуживания рассматриваемой группы оборудования равна 3 неделям.

СОДЕРЖАНИЕ

Резание материалов и режущий инструмент

Д о в н а р С.С. Влияние сил инерции на напряжения и деформации в обрабатываемом металле при высокоскоростном резании.	3
К у ц е р В.М. Определение угла схода стружки при косоугольном резании.	9
Д а н и л о в В.А. Схемы ротационного резания металлов комбинированными инструментами.	12
П о п о к Н.Н. Шероховатость поверхности детали при обработке ротационным инструментом с прерывистой режущей кромкой.	18
К о р н и е в и ч М.А., Н и ч и п о р В.В., З у б р я к о в А.А. Чистовое точение стали 95X18 резами из сверхтвердого материала.	22
С е р е н к о в П.С., Ф е л ь д ш т е й н Е.Э., Л ы с е н к о В.Г., Г р а б а р В.В. Повышение эффективности сверления глубоких отверстий спиральными сверлами.	25
Ф е л ь д ш т е й н Е.Э., К о л я д и н А.В., А р т а м о н о в а И.Н. Работоспособность торцовых фрез блочной конструкции.	30
В о р о н о в В.Н., Ж и г а л к о Н.И., К у з ь м и н Ю.П. Затылование режущих инструментов фрезоточением.	35
М и х а й л о в М.И. Экспериментальное исследование жесткости сборных резцов.	39
С к р я б и н В.А., П ш е н и ч н ы й О.Ф. Субмикрорезание при обработке поверхностей деталей незакрепленным абразивом, уплотненным инерционными силами.	42
С к р я б и н В.А., П ш е н и ч н ы й О.Ф. Производительность процесса субмикрорезания при обработке деталей уплотненным слоем незакрепленного абразива.	46
К о ч е р г и н А.И., К л ы г и н Ф.А. Определение сил при резании единичным алмазным зерном.	51
Т у р о м ш а В.И., П а р х у т и к А.П., Б и ч а н и н С.В. Влияние податливости системы СПИД и износа инструмента на скорость съема материала при шлифовании.	54
Т и л и г у з о в Г.В., К и р п и ч е н к о И.А., Я ц у р а Е.С. Методы обеспечения рационального макропрофиля рабочей поверхности шлифовальных кругов.	58
Г о л о в к и н а Е.Я., С и н ь к е в и ч Ю.В., Р о м а н ч у к С.И. Устройство для исследования парогазовой оболочки при электроимпульсном полировании.	60
Ш п е к т о р В.Б. Использование винтовых поверхностей переменного шага при проектировании режущих инструментов.	63
А б у г о в А.Л., Б а р ш а й И.Л. Качество поверхностей цилиндрических деталей при иглофрезеровании.	68

Технология машиностроения

Ш а г у н В.И. Влияние параметров метчика на отклонения шага резьбы в чугуне.	72
М а л я р е н к о А.Д., К а с п е р Ю.В. Давление в зоне контакта инструмента с деталью при обработке сферических линз.	77
Д ь я к о в И.И., Я к и м о в и ч А.М., Б е л и ц к а я А.И., Д м и т р и е в О.Л. Обезотходной технологии изготовления оребренных поверхностей теплообменников.	81
И в а ш и н Э.Я., С м и р н о в С.А., Ш е л е г В.К. Правка и формирование капиллярно-пористой структуры тепловых труб в условиях автоматизированного производства.	85
А к у л о в и ч Л.М., Р о д и о н о в а О.Л., С к р о б В.Н. Метод автоматизированной разработки программ для станков с ЧПУ.	89

Технология нанесения покрытий

- Спирidonov Н.В., Панчишных А.С. Физико-механические свойства интерметаллидных плазменных покрытий при различных способах их формирования 93
- Макаревич Е.В., Иващенко С.А., Фролов И.С., Самаль А.М. Формирование внутренних напряжений в ионно-вакуумных покрытиях из нитрида титана и алмазоподобной пленке 95
- Блюме Ф., Беляев Г.Я., Ярмач Ю.Ю., Еженков Г.Г., Вершина Е.А. Исследование влияния плакирующей оболочки порошка на состав и структуру покрытий из карбида титана 98
- Сакович А.А. Влияние термомеханической обработки металлопокрытий на коэффициент трения 102
- Беляев Г.Я., Колчанов Э.А., Солодкин А.А. Исследование технологических параметров лазерной установки 104

Металлорежущие станки

- Терентьев В.А., Трофимов А.И. Роторный зубодолбежный станок 107
- Трофимов А.И., Алексеев О.А., Терентьев В.А. Об эффективности устранения затирания при обкатном зубодолблении 111
- Голембиевский А.И. Система синхронизации приводов зубодолбежных станков с ЧПУ для обработки косозубых колес 114
- Яцура Е.С., Кирпиченко И.А. Метод снижения упругой деформации шпинделя шлифовального станка 118
- Михайлов М.И. Расчет вместимости инструментального магазина многоцелевого станка 122

Краткие сообщения

- Молочко В.И. О структурных эквивалентах обычных и модифицированных эксцентриковых механизмов 125
- Тютиков Г.Ф. О проектировании соединений с натягом 130
- Ящерицын П.И., Бугаев А.А. Площадь контакта и усилия формообразования при холодной торцовой раскатке кольцевых деталей 134
- Кураш В.В., Спирidonov Н.В., Присевок А.Ф. Водородное изнашивание деталей технологического оборудования производств микробиологического синтеза 139
- Попова И.Г. Оптимальная периодичность работ по регламентированному техническому обслуживанию технологического оборудования 143

Научное издание

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Выпуск 15

Заведующий редакцией А.Ф. Зиновьев

Редактор Э.Н. Капрова

Младшие редакторы А.П. Берлина, Т.И. Крючкова

Художественный редактор В.Н. Валентович

Технический редактор Н.А. Лебедевич

Корректоры Г.В. Вагабова, Н.И. Бондаренко

Оператор И.В. Скубий

ИБ № 2936

Подписано в печать с оригинала-макета 06.03.90 . АТ 03537. Формат 60х90/16. Бумага кн.журн. Офсет. печать. Гарнитура Пресс Роман. Усл. печл. 9,5. Усл. кр.-отт. 10. Уч.-изд.л. 10,16. Зак. 5563. Тираж 720 экз. Цена 2 р . 10 к.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по печати. 220048, Минск, проспект Машерова, 11.
Типография "Победа". 222310. Молодечно, ул. Тавлая, 11.