

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

# МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ  
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Основан в 1976 году

ВЫПУСК 14

Минск  
"Вышэйшая школа"  
1989

75  
УДК 621.002(082)  
М 38

Редакционная коллегия:

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

Приведены результаты исследования наклепа обрабатываемого резанием металла как фактора стимулирования поверхностных разрушений. Дана теоретическая оценка сил при ортогональном резании. Изложены результаты исследования температуры резания при модулированном изменении подачи. Рассмотрены способы оценки и улучшения обрабатываемости металлов. Даны рекомендации по рациональной обработке резанием: иглофрезерованием, резбонарезанием, шлифованием. Рассмотрены вопросы технологии нанесения износостойких покрытий: снижение трещинообразования при локальной обработке с плавлением поверхности, влияние процесса плакирования высокодисперсных частиц на свойства порошка и плазменных покрытий, применение лазерного излучения при электронно-сварочном легировании. Изложены новые методы расчета базовых деталей и приводов станков.

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

## РЕЗАНИЕ МАТЕРИАЛОВ И РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ

УДК 621.9.011:517.962.1

С.С. ДОВНАР

### НАКЛЕП ОБРАБАТЫВАЕМОГО РЕЗАНИЕМ МЕТАЛЛА КАК ФАКТОР СТИМУЛИРОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ РАЗРУШЕНИЙ

Исследование напряжений и деформаций в металле проводилось путем численно-математического моделирования методом конечных элементов (МКЭ). При этом использовалась конечноэлементная модель [1], предназначенная для случая ортогонального резания. Расчеты были выполнены при следующих условиях: начальный предел текучести обрабатываемого металла  $\sigma_{Т0} = 750$  МПа, коэффициент Пуассона  $\mu = 0,3$ , глубина резания  $t = 0,2$  мм, передний угол реза  $\gamma = 0$ , радиус закругления режущей кромки  $\rho = 0,06$  мм. Рассматривался этап врезания при условии, что резец имеет высокоэффективное антифрикционное покрытие, обработка низкоскоростная и поэтому температурные и динамические эффекты не моделируются. Деформационное упрочнение задавалось по степенной зависимости

$$\sigma_T = \sigma_{Т0} + B \epsilon_i^C,$$

где  $\epsilon_i$  — накопленная пластическая деформация в данной точке зоны резания;  $B$  и  $C$  — коэффициенты упрочнения.

Решение, выполненное для идеально пластичного материала [1], показало, что в зоне резания существуют три характерные области напряжений. К режущей кромке примыкает область объемного сжатия, а ниже линии среза располагаются передняя и задняя области растяжения. Последние две области являются местами возможного трещинообразования. Напряженное состояние в зоне резания стабилизируется при очень малом врезании инструмента (порядка  $u = 10$  мкм).

Трудность изучения фактора упрочнения заключается в том, что его действие на процесс резания проявляется медленно. Ходы инструмента  $u = 10$  мкм оказываются уже недостаточно для выявления стабилизировавшегося напряженно-деформированного состояния металла в зоне резания. Так, при коэффициентах упрочнения  $B = 750$  МПа и  $C = 0,8$ , соответствующих темпам наклепа высокоуглеродистых сталей [2], наибольшие главные напряжения  $\sigma_1$  отличались от напряжений, полученных для идеально пластичного решения [1], не более чем на 11 %. Это объясняется тем, что из-за небольших перемещений  $u$  предел текучести металла в зоне стружкообразования по расчету повышается только на 15 %. В то же время в действительности в ходе резания металл упрочняется в 2–3 раза [3].

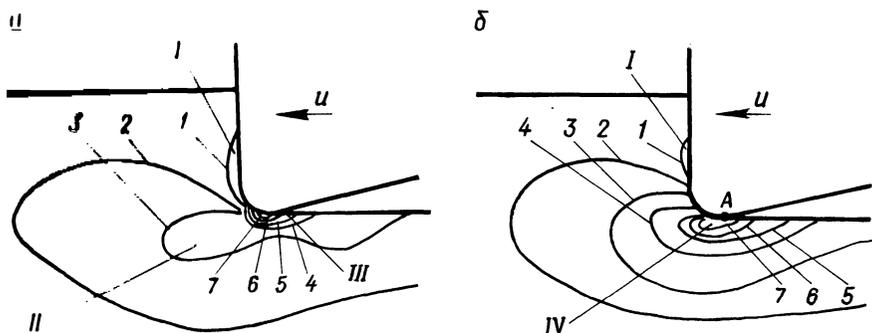


Рис. 1. Изолинии напряжений  $\sigma_1$  :

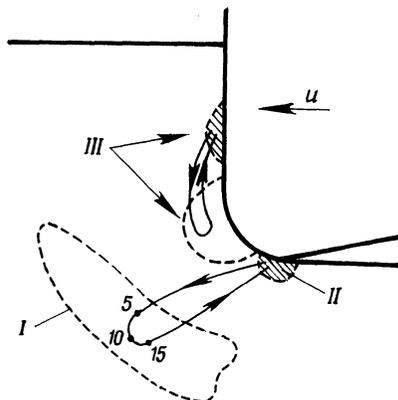
1 – 100 МПа; 2 – 200; 3 – 300; 4 – 500; 5 – 700; 6 – 1100; 7 – 1500 МПа; I – область объемного сжатия; II, III – передняя и задняя области растяжения; IV – вновь образованная единая область растяжения

Роль фактора упрочнения необходимо было выявить, избегая моделирования больших перемещений реза  $u$ , что привело бы к значительной геометрической нелинейности в МКЭ-расчетах. Поэтому пришлось обратиться к приближенному решению. Коэффициент  $B$  был искусственно завышен, что обеспечило в расчетах ускорение наклепа металла при постоянном ходе реза  $u = 10$  мкм. На рис. 1, а, б представлены картины напряжений  $\sigma_1$  в зоне резания упрочняющегося материала соответственно для  $B = 7500$  МПа и  $B = 15000$  МПа. Ориентировочно их можно отнести к перемещениям реза  $u = 100$  мкм и  $u = 200$  мкм при нормальном темпе упрочнения. При  $B = 15000$  МПа предел текучести по зоне стружкообразования повысился в среднем в 2 раза, а возле режущей кромки – до 4 раз. Такие расчетные уровни  $\sigma_T$  уже соответствуют реальным.

По сравнению с базовым решением [1], упрочнение приводит к существенному ослаблению области объемного сжатия I (рис. 1, а, б). Эта область по мере развития наклепа при врезании уменьшается в размерах и перемещается от закругления режущей кромки на переднюю поверхность инструмента. Экстремальные значения  $\sigma_1$  в рассматриваемой области составляют –210 и –170 МПа соответственно для рис. 1, а и б. Таким образом, происходит падение напряжений по абсолютному значению на 79 и 82 % по сравнению с базовым уровнем  $\sigma_1 = -970$  МПа.

Области растяжения по мере развития упрочнения стремятся слиться друг с другом. Точнее, перемещается только передняя область растяжения, которая отходит назад под режущую кромку. Переднюю II и заднюю III области растяжения (рис. 1, а) еще можно различить по изгибам изолинии 3. Однако при  $B = 15000$  МПа (рис. 1, б) их слияние уже завершено и сформирована единая область растяжения IV с центром (точка А) на границе контакта между резцом и вновь образованной поверхностью детали. Процесс упрочнения многократно усилит растягивающие напряжения в зоне резания. Максимальные значения  $\sigma_1$  в МКЭ-расчетах по рис. 1, а, б составляли соответственно 1500 и

Рис. 2. Перемещения области объемного сжатия III и области растяжения I относительно задней II области растяжения в процессе врезания реза в упрочняющийся материал (цифры на траектории ход реза  $u$ , мкм)



2600 МПа, в то время как базовое решение характеризовалось  $\sigma_1 = 570$  МПа для передней и  $\sigma_1 = 680$  МПа для задней областей растяжения.

Рассмотрим последовательность формирования напряженного состояния в упрочняющемся материале во время врезания. Передняя область растяжения и область объемного сжатия перемещаются по петлеобразным траекториям (рис. 2). Картина напряжений  $\sigma_1$ , представленная на рис. 1, б, является принципиально такой же, как и на этапе чисто упругого деформирования обрабатываемого металла. При ходе реза  $u = 0,7$  мкм, когда в зоне резания для данных условий еще не началось пластическое течение, существует единственная область растяжения под режущей кромкой, а область объемного сжатия мала и базируется вблизи передней поверхности реза. Во время перемещения инструмента в диапазоне  $u = 1...3$  мкм передняя область растяжения выдвигается вперед, несколько обгоняя резец. Одновременно область объемного сжатия, расширяясь, захватывает пространство перед закруглением режущей кромки реза. Эта фаза перемещения областей растяжения завершается примерно при  $u = 10$  мкм [1] и практически одинакова как для идеально пластичного, так и для упрочняющегося материалов. Лишь далее развивается действие фактора наклепа и начинается квазиупругий возврат на свои места областей напряжений, как было описано ранее. Эта вторая часть миграционного процесса, более продолжительная, заканчивается, как позволяют оценить МКЭ-расчеты, при ходе инструмента, сопоставимом с толщиной срезаемого слоя.

Деформированное состояние идеально пластичного и упрочняющегося материалов в зоне резания оказалось подобным. Оно характеризуется [4] примерно постоянной интенсивностью деформаций вдоль зоны стружкообразования и концентрацией пластического течения возле режущей кромки, где интенсивность деформаций  $\epsilon_1$  локально повышается в 3–4 раза.

Достоверность МКЭ-расчетов подтверждается при сравнении с известным решением [5], выполненным методом конечных элементов на базе иной модели резания. В упрочняющемся материале также выявлена только одна область растяжения, расположенная под режущей кромкой, как на рис. 1, а.

Влияние фактора упрочнения на напряженно-деформированное состояние материала в зоне резания следует оценить как весьма неблагоприятное для целостности вновь образуемого поверхностного слоя детали. Вероятным местом

развития разрушений является центр единой области растяжения (район точки *A* на рис. 1, б). Зарождение трещин стимулируется по трем причинам.

Во-первых, в 3–4 раза по сравнению с неупрочняющимся материалом повышаются растягивающие напряжения. При этом состояние объемного растяжения в районе точки *A* дополнительно усиливает вероятность хрупкого разрушения.

Во-вторых, формирование единой области растяжения приводит к концентрации в одном месте всей упругой энергии растяжения зоны резания. Это должно увеличивать масштаб возможных разрушений.

В-третьих, область объемного сжатия, ослабевающая и смещаясь в сторону, перестает защищать зону интенсивных деформаций возле режущей кромки. Поэтому пластическое течение будет проходить в условиях растяжения, что означает ускоренное расходование ресурса пластичности и накопление в металле микрповреждений. Часть дефектного металла из-под режущей кромки попадает во вновь образуемый поверхностный слой изделия и подвергается экстремальному растяжению около точки *A* (рис. 1, б). Если явные макроскопические разрушения при этом не произойдут, то возникшие микротрещины все равно приведут к повреждениям позже, на стадии эксплуатации детали.

Из результатов МКЭ-расчетов следует, что фактор упрочнения должен играть существенную роль в формировании рельефов разрушений на обработанной поверхности, характерных для низких скоростей резания. При донаротных скоростях – это рельеф трещин и вырывов ("муар") [6], при скоростях наростообразования – общеизвестный рельеф наротных гребешков (чешуйчатость).

По-видимому, далеко не сразу теряется отрицательное воздействие фактора упрочнения и при переходе в посленаротный диапазон скоростей. Например, при резании углеродистой стали с  $\sigma_v = 850$  МПа со скоростью  $v = 60$  м/мин в зоне стружкообразования была экспериментально зафиксирована температура не выше 380 °С [7]. Этого явно не достаточно для термического разупрочнения стали и снятия наклепа. Как свидетельствуют электронно-микроскопические исследования [8], микротрещины типичны для деталей из различных металлических материалов, обработанных точением, фрезерованием, строганием.

Защитой от опасного воздействия упрочнения может служить наложение на зону резания высокого гидростатического давления, компенсирующего растягивающие напряжения. Однако пока возможно ограниченное применение этого способа, например при чистовом прошивании рабочих отверстий матриц разделительных штампов [9]. Общим средством блокирования фактора упрочнения является сильный нагрев, обеспечивающий превалирование процессов разупрочнения над наклепом. В первую очередь разогрев необходим для металла под режущей кромкой в зоне интенсивного пластического течения и растягивающих напряжений. Кроме того, разупрочнение желательно вдоль всей зоны стружкообразования для снижения сил резания и уменьшения упругой энергии растяжения. Этим условиям лучше всего отвечает нагрев при пластической деформации. Реализация такого метода нагрева возможна при переходе к высокоскоростному адиабатическому резанию.

Это было подтверждено опытами по ударному скальпированию на механическом копре образцов из стали У10 диаметром 16 мм и длиной 10 мм. Инструмент — режущая матрица с углами  $\alpha = \gamma = 0$ , имеющая антифрикционное покрытие из меди. Глубина резания  $t = 0,1 \dots 0,4$  мм. Диапазон скоростей резания от 190 до 530 м/мин обеспечивает для углеродистых сталей приближение к адиабатическим условиям обработки [10]. Во всем диапазоне скоростей достигнуто высокое качество поверхности с параметром шероховатости не более 0,06 мкм. Обследование образцов на растровом электронном микроскопе с увеличением до 2000 раз не выявило на них следов поверхностных разрушений.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Д о в н а р С.С. Численно-математическая модель для определения напряжений, возникающих при обработке металлов резанием // Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук. — 1985. — № 2. — С. 10–13.
2. П о л у х и н П.И., Г у н Г.Я., Г а л к и н А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. — М., 1983. — 352 с.
3. 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.
4. Я щ е р и ц ы н П.И., Д о в н а р С.С. Напряженно-деформированное состояние зоны стружкообразования в процессе врезания реза в металл // Машиностроение. — Вып. 10. — С. 3–6.
5. И в а т а, О с а к а д а, Т э р а с а к а. Моделирование процесса ортогонального резания методом конечных элементов для жестко-пластичного тела // Тр. АОИМ. Теоретические основы инженерных расчетов. — 1984. — № 2. — С. 24–31.
6. В е д м е д о в с к и й В.А. Исследование неровностей на обработанной поверхности при резании в условиях образования элементной стружки // Вопр. точности протягивания. — Рига, 1969. — С. 73–92.
7. Справочник по технологии резания материалов. — М., 1985. — Т. 1. — 616 с.
8. B l a c k J.T., R a m a l i n g a m S. Fine Structure of Machined Surfaces // Int. J. of Machine Tool Design and Research. — 1970. — Vol. 10, No 4. — P. 439–463.
9. А.с. 980900 (СССР). Ящерицын П.И., Довнар С.С. Способ чистовой обработки отверстий.
10. Б о б р о в В.Ф. Основы теории резания металлов. — М., 1975. — 344 с.

УДК 621.9:539.374

В.М. КУЦЕР

#### ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА СИЛ ПРИ ОРТОГОНАЛЬНОМ РЕЗАНИИ

Определение уровня сил резания по результатам механических испытаний при минимальном количестве экспериментов имеет важное значение для оценки обрабатываемости новых материалов. Н.Н. Зорев получил теоретическую оценку для проекций сил резания при сверхнизких скоростях обработки [1]. Актуальной является задача определения сил при высоких скоростях резания, характерных для большинства видов механической обработки.

В работе [2] предложено решение этой задачи на основе поля линий скольжения Ли–Шаффера (рис. 1) [3], причем пластические свойства обрабатываемого материала описываются зависимостью

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

сомножители которой учитывают влияние деформационного упрочнения, а также температуры ( $T$ ) на предел текучести  $k$  обрабатываемого материала. Здесь  $\Gamma$  – интенсивность сдвиговых деформаций;  $k_0$  – предел текучести при сдвиге в состоянии  $\Gamma = 0, T = 0$ , относительно которого отсчитывается изменение параметров  $\Gamma$  и  $T$ ;  $A$  и  $m$  – коэффициенты кривой упрочнения;  $F(0) = 1$ .

Граничные условия на передней поверхности резца определяются тонким термическим слоем толщиной  $\delta_T$ , в котором локализуется тепловой эффект трения. Эквивалентный коэффициент пластического трения  $\bar{\mu}$  зависит только от свойств обрабатываемого материала и максимальной температуры в крайней точке пластического контакта  $T_K(s)$ , где  $s$  – длина площадки контакта:

$$\bar{\mu} = \frac{\mu}{F(T_c)} \int_{T_c}^{T_K(s)} \frac{T_K - T_c}{F(T_K)} dT_K / \int_{T_c}^{T_K(s)} \frac{T_K - T_c}{F^2(T_K)} dT_K. \quad (2)$$

Коэффициент прандтлева трения  $\mu$ , определяемый парой трения "инструмент–стружка", учитывает влияние микронеровностей и адгезии в месте контакта инструмента и обрабатываемого металла и в условиях высоких локализации деформаций и давления на переднюю поверхность может быть принят равным единице.

Температура  $T_c$  обрабатываемого материала после прохождения линии сдвига определяется из уравнения [2]

$$\int_0^{T_c} \frac{dT}{F(T)} = \frac{k_0 \Gamma}{c\rho} \left( 1 + \frac{A\Gamma^m}{m+1} \right), \quad (3)$$

где  $c$  и  $\rho$  – соответственно удельная теплоемкость и плотность обрабатываемого материала.

Поскольку известно, что температура обрабатываемого материала после линии сдвига обычно не превышает 300...400 °С [4], а в этих пределах свойства сталей меняются незначительно [5], значит,  $F(T) \approx 1$ , и из формулы (3) получим приближенное выражение для вычисления температуры стружки:

$$T_c = \frac{k_0 \Gamma}{c\rho} \left( 1 + \frac{A\Gamma^m}{m+1} \right). \quad (4)$$

Из годографа (рис. 1, б) следует, что интенсивность сдвиговой деформации после прохождения линии разрыва

$$\Gamma = \sin \gamma / [ \cos \bar{\eta} \cdot \cos (\gamma - \bar{\eta}) ]. \quad (5)$$

Угол  $\bar{\eta}$  наклона  $a$ -линий скольжения определяется через приведенный коэффициент трения:  $\bar{\eta} = 1/2 \cdot \arccos \bar{\mu}$ . Из рис. 1, а, б следует

$$v_1 s = va / [ \cos \bar{\eta} ( \cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta} ) ]. \quad (6)$$

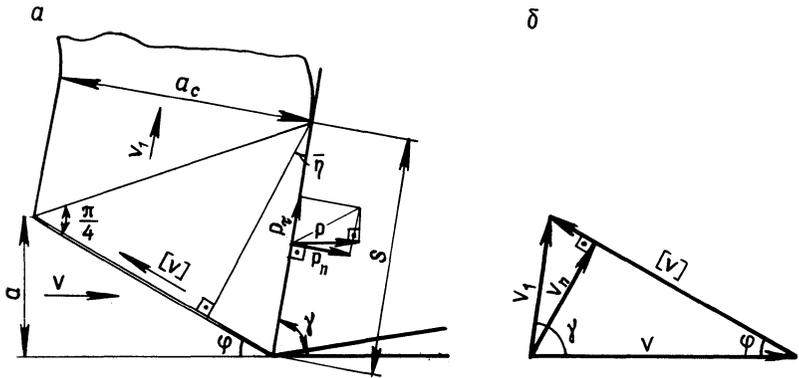


Рис. 1. Поле линий скольжения (а) и годограф скоростей (б) для решения Ли-Шаффера

Дадим верхнеграничную оценку составляющих силы резания. Для этого будем считать, что вся энергия деформирования превращается в теплоту.

Энергия, выделившаяся на линии сдвига в единицу времени, определит мощность сил резания, затраченную на этот сдвиг (на единицу ширины среза):

$$N_{\Gamma} = c\rho T_c v a .$$

Мощность сил трения на передней грани резца

$$N_s = \bar{\tau}_k s v_1 .$$

Эквивалентное касательное напряжение на передней поверхности инструмента пропорционально эквивалентному коэффициенту трения:  $\bar{\tau}_k = \bar{\mu}k$ .

Полная мощность резания на единицу ширины резца определится как сумма  $N_{\Gamma}$  и  $N_s$ . С учетом (6) будем иметь

$$N_{\Sigma} = v a \left\{ c\rho T_c + \bar{\mu}k / [\cos \bar{\eta} (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta})] \right\} .$$

Тогда усилие на резце в направлении резания

$$P = N_{\Sigma} / v = a \left\{ c\rho T_c + \bar{\mu}k / [\cos \bar{\eta} (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta})] \right\} . \quad (7)$$

Относительное значение силы резания с учетом (1) на единицу толщины среза

$$P_{уд} = c\rho T_c / k_0 + \bar{\mu} (1 + A\Gamma^m) F(T_c) / [\cos \bar{\eta} (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta})] . \quad (8)$$

(оставляющая силы резания, направленная вдоль передней грани резца,

$$P_{\tau} = \bar{\mu} k s = \bar{\mu} k a / [\cos (\gamma - \bar{\eta}) (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta})] \quad (9)$$

и ее относительное значение

$$P_{\tau} / (k_0 a) = \bar{\mu} (1 + A\Gamma^m) F(T_c) / [\cos (\gamma - \eta) (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta})] . \quad (10)$$

Поскольку составляющая в направлении движения резания является гео-

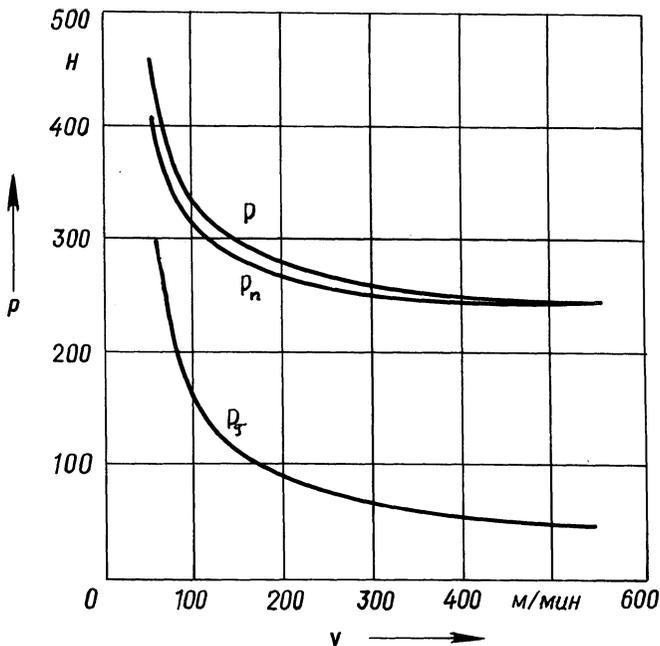


Рис. 2. Зависимости силы резания и ее составляющих от скорости резания

метрической суммой соответствующих нормальной и касательной проекций

$$P = P_n \sin \gamma + P_\tau \cos \gamma ,$$

то нормальная составляющая силы резания

$$P_n = (P - P_\tau) \cos \gamma / \sin \gamma . \quad (11)$$

Поскольку все основные параметры поля линий скольжения можно выразить через угол  $\bar{\eta}$  или коэффициент  $\bar{\mu} = \cos(2\bar{\eta})$ , то, если заданы физико-механические свойства обрабатываемого материала, возможна следующая методика расчета верхнеграницных значений составляющих силы резания.

Задаем значения коэффициента трения  $\bar{\mu}$  в интервале от 0 до 1 с шагом, например, 0,05 и определим для них  $\bar{\eta} = 1/2 \cdot \arccos \bar{\mu}$ . По формуле (5) найдем интенсивность сдвига  $\Gamma$  для каждого  $\bar{\eta}$  и угла  $\gamma$ . Затем, используя формулы (4) и (1), вычисляем соответственно температуру  $T_c$  и предел текучести  $k$  обрабатываемого материала после прохождения плоскости сдвига. Далее из уравнений (7)–(11) можно определить силу резания и ее составляющие для толщины срезаемого слоя  $a$ , а также их удельные значения. Максимальную температуру в зоне контакта "инструмент–стружка"  $T_k(s)$  получаем из нелинейного уравнения (2). Скорости резания, соответствующие заданным коэффициентам  $\bar{\mu}$ , рассчитываются по формуле [3]

$$v = \rho c \lambda / (2k^2 a) \cos \bar{\eta} (\cos \bar{\eta} + \sin \bar{\eta}) \int_{T_c}^{T_k(s)} \frac{T_k - T_c}{F^2(T_k)} dT_k . \quad (12)$$

Здесь учтено, что  $F(T_c) \approx \mu \approx 1$ . Получив с использованием выражения (12) значение  $\bar{\mu}$  для заданной скорости резания, выбираем силу и ее составляющие, которые соответствуют этому  $\bar{\mu}$  (на единицу ширины срезаемого слоя).

Расчет по предложенной методике удобно осуществлять с применением ЭВМ, используя стандартные подпрограммы для численного интегрирования и решения нелинейных уравнений. Приведенные на графике (рис. 2) зависимости силы резания и ее составляющих от скорости резания при обработке детали из стали 45 (толщина среза  $a = 0,2$  мм, ширина среза  $b = 2$  мм) достаточно близки к реальному процессу.

#### ЛИТЕРАТУРА

- Зорев Н.Н. Расчет проекций сил резания. — М., 1958. — 56 с.
- Куцер В.М. Анализ процесса ортогонального резания с учетом переменных свойств обрабатываемого материала // Машиностроение. — Мн., 1988. — Вып. 13. — С. 8–15.
- Lee E.H., Shaf fer V.W. The theory of plasticity applied to a problem of machining // Trans. ASME: J. Appl. Mech. — 1951. — No 18. — P. 405–413.
- Резников А.Н. Теплофизика резания. — М., 1969. — 288 с.
- Третьяков А.В., Трофимов Г.К., Гурьянова М.К. Механические свойства сталей и сплавов при пластическом деформировании. — М., 1971. — 64 с.

УДК 621.941.025

М.И. МИХАЙЛОВ

### КОНТАКТНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ НА ОПОРНОЙ ГРАНИ РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНЫ СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА

Дальнейшая автоматизация машиностроительного производства невозможна без автоматизации проектирования оснастки и режущего инструмента, которая требует совершенствования и разработки математических моделей, описывающих показатели прочности и жесткости сборных инструментов. Анализ работ [1, 2] по расчету контактных напряжений в сборном инструменте показывает, что еще недостаточно уделяется внимания анализу связи контактных напряжений с конструктивными и технологическими особенностями инструмента. Кроме того, использованные методики не позволяют учесть всех особенностей сборного инструмента. В настоящее время находит применение численный метод расчета контактных напряжений [3].

Рассмотрим методику расчета на примере канавочного резца. С целью упрощения он проводился по этапам: расчет контактных напряжений между ложементам (подкладкой) и державкой; расчет контактных напряжений между режущей пластиной и ложементам с заменой действия державки контактными напряжениями, полученными из расчетов предыдущего этапа.

Эти расчеты производились по единой математической модели. Для их реализации были разработаны расчетные схемы (рис. 1).

На рис. 1, *a* представлена схема для реализации расчетов первого этапа с выступающей из резцедержателя частью державки 3 (продольное сечение), ложементам 2 и режущей пластиной 1.

В левой части рис. 1, *a* изображена схема закрепленного резца, действие прихвата заменено распределенной нагрузкой  $q_1$ , а зажимных винтов резцедержки — силами  $P_1 - P_4$ . В процессе резания под влиянием внешней силовой нагрузки ( $P_z$  и  $P_y$ ) все элементы системы крепления получают относительные

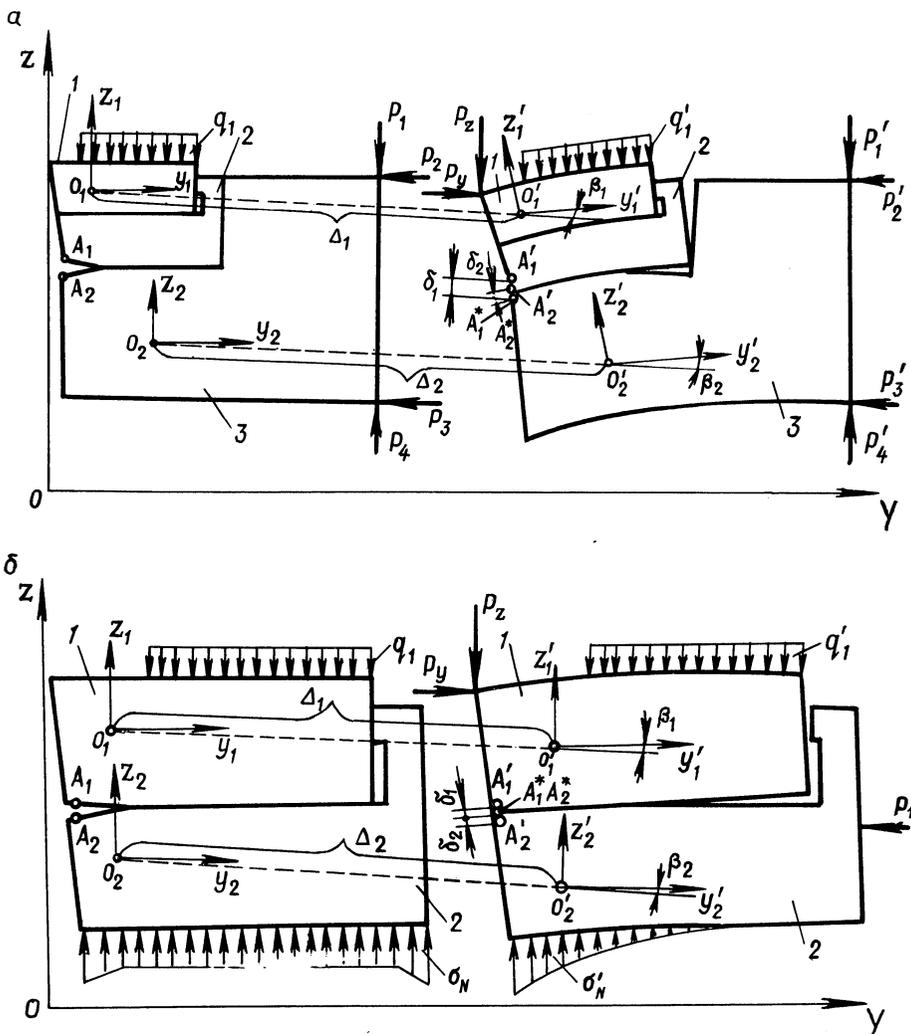


Рис. 1. Схема к расчету контактных напряжений:

*a* — между державкой и ложементам; *b* — между режущей пластиной и ложементам

перемещения от деформаций и относительных поворотов (правая часть рис. 1, а). Для определения относительных перемещений на ложементе и державке были выбраны точки  $A_1$  и  $A_2$ , которые под действием сил резания в результате координатных поворотов и смещений займут положения  $A'_1$  и  $A'_2$ , а за счет деформаций системы крепления перейдут соответственно в точки  $A_1^*$  и  $A_2^*$ . Проекция перемещений, вызванных координатными поворотами и смещениями, на оси общей системы координат  $ZOY$  выражаются следующим образом:

$$Z(A'_i) = Z(A_i) + \Delta_{iz};$$

$$Y(A'_i) = Y(A_i) + \Delta_{iy},$$

где  $\Delta_{iy}$  и  $\Delta_{iz}$  – проекции перемещений  $\Delta$  соответственно на оси  $Y$  и  $Z$ ;  $\Delta_{iz} = \Delta_i \cos \beta_j$ ;  $\Delta_{iy} = \Delta_i \sin \beta_j$ ;  $\beta_j$  – угол поворота системы координат  $Z_j O_j Y_j$  относительно общей системы координат  $ZOY$ ;  $i$  – порядковый номер рассматриваемых точек ( $i = 1, 2$ ).

Проекция перемещений, вызванных деформациями системы крепления пластин, на оси общей системы координат можно выразить следующим образом:

$$Z(A_i^*) = Z(A'_i) - u_i;$$

$$Y(A_i^*) = Y(A'_i) - v_i,$$

где  $u_i$  и  $v_i$  – компоненты перемещений  $\delta_i$  соответственно вдоль осей  $Z_j$  и  $Y_j$ .

Принимая во внимание, что условия касания точек имеют вид  $Y(A_1^*) = Y(A_2^*)$ ,  $Z(A_1^*) = Z(A_2^*)$ , и учитывая связь между системами координат, получим условия совместности перемещений для контактирующих точек державки и ложемента:

$$\begin{cases} Y(A_1) - Y(A_2) = \Delta_{1y} - \Delta_{2y} - \sum_{i=1}^2 (-1)^i (v_i \cos \beta_j) - u_i \sin \beta_j; \\ Z(A_1) - Z(A_2) = \Delta_{1z} - \Delta_{2z} - \sum_{i=1}^2 (-1)^i (-v_i \sin \beta_j + u_i \cos \beta_j), \end{cases} \quad (1)$$

где  $Y(A_i)$  и  $Z(A_i)$  – координаты точек тел в ненагруженном состоянии.

Так как система сил, действующих на резец, известна, перемещения точки  $A_j$  на его поверхности можно определить с помощью функций влияния (функции Грина):

$$\int v_i = \int_{\xi_a}^{\xi_b} K_{\sigma}^{(v)}(A, \xi) \sigma(\xi) d\xi + \sum_{m=1}^n K_P^{(v)}(A, y_P) P_{jm}; \quad (2)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} u_i \\ \xi_a \end{array} \right. = \int_{\xi_a}^{\xi_b} K_{\sigma}^{(u)}(A, \xi) \sigma(\xi) d\xi + \sum_{m=1}^n K_P^{(u)}(A, z_P) P_{jm} ,$$

где  $K_{\sigma}^{(v)}(A, \xi), K_{\sigma}^{(u)}(A, \xi)$  – функции влияния напряжений  $\sigma_N$  на перемещения точек  $A_i$  соответственно в направлениях осей  $Y$  и  $Z$  под действием силы, приложенной в точке  $\xi$ ;  $K_P^{(v)}(A, y_P), K_P^{(u)}(A, z_P)$  – функции влияния сил  $P_{jm}$ , отображающие перемещения точек  $A_i$  соответственно в направлениях осей  $Z$  и  $Y$  от единичной силы, приложенной в этих же точках.

Уравнения равновесия системы будут иметь вид (силы трения не учитываются):

$$\sum_{m=1}^n P_{jmy} = e \int_{z_{ja}}^{z_{jb}} \sigma_N dz ;$$

$$\sum_{m=1}^n P_{j mz} = e \int_{y_{ja}}^{y_{jb}} \sigma_N dy ;$$

$$\sum_{m=1}^n M_j(P_{jm}) = e \int_{y_{ja}}^{y_{jb}} \sigma_N y dy + e \int_{z_{ja}}^{z_{jb}} \sigma_N z dz ,$$

где  $P_{jmy}$  и  $P_{j mz}$  – проекции внешних сил  $P_{jm}$  на оси  $Y$  и  $Z$ ;  $j, m$  – соответственно номер тела и силы;  $\sigma_N$  – контактные напряжения;  $y_{ja}$  и  $z_{ja}$  – координаты начала площадки контакта в системе координат  $Z_j O_j Y_j$ ;  $y_{jb}$  и  $z_{jb}$  – координаты конца площадки контакта;  $e$  – ширина пластины.

Подставив соотношения (2) в условия (1), получим систему интегральных уравнений. С помощью этой системы и уравнений равновесия можно найти неизвестные напряжения в зонах контакта, размеры этих зон, координатные повороты и перемещения резца. При определении этих параметров в условиях различия площадей касания полученная система интегральных уравнений может быть решена только численно. Для этого примем допущения о наличии дискретного контакта между пластиной и ложементом и разделим зону контакта на ряд одинаковых зон  $\Delta t_i$  ( $i = 1, 2, \dots, k$ ), а неизвестную функцию распределения контактных напряжений аппроксимируем ступенчатым законом с постоянными напряжениями в зоне  $i$ -й точки контакта. В этом случае уравнения примут вид ( $j = 1, 2$ ):

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{m=1}^n P_{jmy} = e \sum_{i=1}^k \sigma_i \Delta t_{iz}; \\ \sum_{m=1}^n P_{j mz} = e \sum_{i=1}^n \sigma_i \Delta t_{iy}; \\ \sum_{m=1}^n M_j(P_{jm}) = e \sum_{i=1}^k (z_i \Delta t_{iz} + y_i \Delta t_{iy}). \end{array} \right. \quad (3)$$

Уравнения (2) можно переписать в виде ( $l = 1, 2, \dots, k$ )

$$\begin{aligned} v_{ji} &= \sum_{i=1}^k K_{jil}^{(v)} \sigma_{il} \Delta t_l + \sum_{m=1}^n K_{jip}^{(v)} P_{jm}; \\ u_{ji} &= \sum_{i=1}^k K_{jil}^{(u)} \sigma_{il} \Delta t_l + \sum_{m=1}^n K_{jip}^{(u)} P_{jm}, \end{aligned} \quad (4)$$

где  $K_{jil}^{(u)}$  и  $K_{jil}^{(v)}$  — функции влияния, отображающие перемещения соответственно в направлении осей  $Z_j$  и  $Y_j$  точки тела  $j$  в сечении  $i$  от единичной силы, приложенной в сечении  $l$ .

Эти функции определялись методом конечных элементов. Записывая уравнения (1) с учетом равенства (4) для  $i$  площадок ( $i = 1, 2, \dots, k$ ), получим систему из  $k$  уравнений с  $k + 1$  неизвестными. Решая эту систему совместно с уравнениями равновесия (3), определяем неизвестные контактные напряжения, которые будут использованы при расчете второго этапа — определении контактных напряжений между режущей пластиной и ложементом (рис. 1, б).

В левой части рис. 1, б ложемент 2 и режущая пластина 1 находятся в условиях зажима, а в правой — в условиях резания, т.е. нагружения силами резания. На них выбраны точки  $A_1$  и  $A_2$  при условии несплошного контакта (при сплошном контакте эти точки можно выбрать на задней поверхности режущей пластины и ложемента). Расчет был произведен по методике, описанной выше.

При исследовании контактных напряжений устанавливалось влияние толщины срезаемого слоя и модуля упругости ложемента на значения и характер этих напряжений. В первом случае к режущей кромке резца прикладывались силы резания, полученные по известной методике [4]. Анализ рис. 2, а показывает, что от толщины срезаемого слоя зависят значение и характер изменения контактных напряжений, а также длина  $l$  контактирующего участка. При малых толщинах срезаемого слоя ( $a = 0,1; 0,2$  мм) длина контакта режущей пластины и ложемента увеличивается, что объясняется большим влиянием на контактные напряжения сил зажима пластины. С увеличением толщины срезаемого слоя ( $a = 1 \dots 1,6$  мм) контактные напряжения со стороны режущей

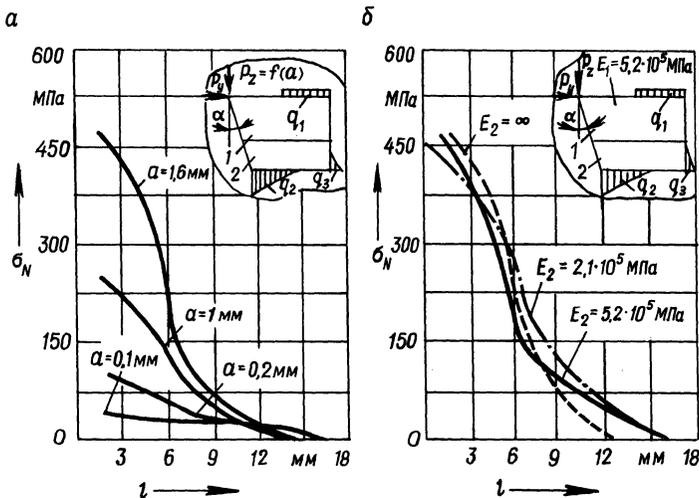


Рис. 2. Распределение контактных напряжений по длине контакта в зависимости от толщины срезаемого слоя (а) и модуля упругости материала (б)

кромки резко возрастают, а с обратной стороны от режущей кромки уменьшаются до нуля из-за координатных поворотов, перемещений и деформаций режущей пластины с ложементом. Это связано с различием физико-механических характеристик режущей пластины и ложемент, а также с характером и местом приложения нагрузки. При определении влияния физико-механических характеристик ложемент на контактные напряжения в расчетной схеме (рис. 1, а, б) модуль упругости ложемент должен иметь значения  $E_2 = 2,1 \cdot 10^5$  МПа (для конструкционной стали),  $E_2 = 5,2 \cdot 10^5$  МПа (для твердого сплава) и  $E_2 = \infty$ . Анализ рис. 2, б позволяет заключить, что такое изменение модуля упругости приводит к незначительному изменению контактных напряжений, благодаря чему можно использовать ложемент из термообработанной конструкционной стали.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Новоселов Ю.А., Михайлов М.И. Расчет контактных напряжений на опорных площадках режущей пластины сборных резцов // Машиностроение. – Мн., 1983. – Вып. 8. – С. 3–5.
2. Хает Г.Л. Прочность режущего инструмента. – М., 1975. – 164 с.
3. Жемочкин Б.Н., Синицын А.П. Практические методы расчета фундаментных балок и плит на упругом основании. – М., 1962. – 284 с.
4. Зорев Н.Н. Исследование элементов механики процесса резания. – М., 1952. – 178 с.

### УСТРОЙСТВО ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПЛАСТИНЧАТЫХ ТЕРМОЭЛЕКТРОДОВ

Для измерения средней температуры резания при абразивной обработке деталей используются фольговые термопары [1, 2], обладающие рядом преимуществ по сравнению с термопарами других типов. С целью оценки возможности применения фольговых термопар при лезвийной обработке для различных видов резания было разработано устройство (рис. 1, *a-z*), включающее заготовку, состоящую из двух частей 1 и 5, соединенных болтом 4, термоэлектроды в виде разнородных металлических пластин 3 с изолирующей

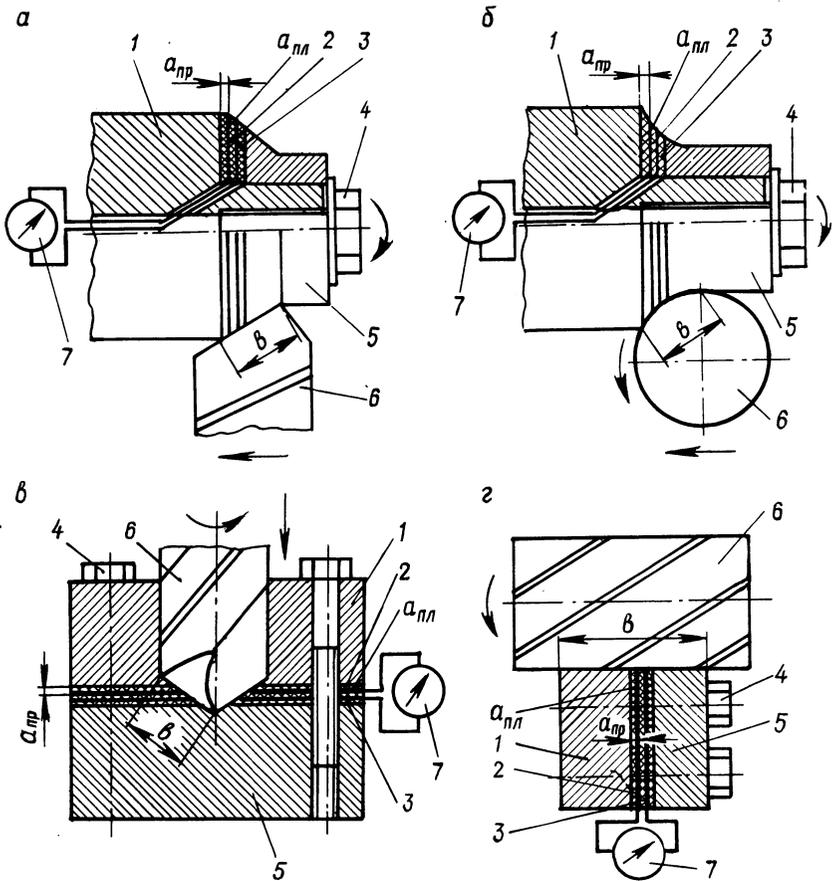


Рис. 1. Устройство для измерения температуры резания:  
*a* – при точении; *б* – ротационном точении; *в* – сверлении; *г* – фрезеровании

Табл. 1. Результаты измерения температуры резания

Номер опыта	$a_{пл}$ , мм	$a_{пр}$ , мм	$b$ , мм	Соотношение $a_{пл} : a_{пр} : b$	$\theta$ , °С
1	0,005	0,1	10	1 : 20 : 2000	—
2	0,01	0,1	10	1 : 10 : 1000	300
3	0,1	0,1	10	1 : 1 : 100	345
4	0,01	1	10	1 : 100 : 1000	260

щими прокладками 2, которые установлены на поверхности разъема заготовки перпендикулярно или наклонно к режущей кромке инструмента  $b$  и соединены с регистрирующим прибором 7. При такой установке термоэлектродов обеспечивается длительный контакт инструмента с ними в процессе обработки.

С помощью этого устройства были проведены исследования, позволившие сделать правильный выбор материалов, толщины пластин и изолирующих прокладок. Обработка заготовок с установленными термоэлектродами производилась по трем вариантам: 1) термоэлектрод 1 (рис. 2, а) совместно с материалом заготовки, находящимся с двух сторон; 2) термоэлектрод 2 с материалом с одной стороны; 3) термоэлектрод 3. При этом варьировалось соотношение толщин пластины  $a_{пл}$ , изолирующей прокладки  $a_{пр}$  и ширины контакта  $b$  (см. рис. 1). Результаты измерения температуры резания (табл. 1) показывают, что при малой толщине пластин (опыт 1) происходит не резание, а их сминание, и температуру зарегистрировать не удастся. При увеличении толщины пластин (опыт 2) отклонения температуры при резании только пластин и пластин с материалом заготовки — не более 6...8%. Отсутствие влияния теплоты при перерезании пластины на точность измерения температуры в зоне резания подтверждает приведенный фрагмент осциллограммы (рис. 2, б): при резании термоэлектрода 1 температура наибольшая, а термоэлектрода 3 — близка к нулю.

Дальнейшее увеличение толщин пластин (опыт 3) приводит к росту температуры резания (по сравнению с опытом 2), что объясняется дополнительной температурой от резания пластин. При увеличении толщины изолирующих прокладок (опыт 4) наблюдается уменьшение температуры в зоне резания. Следовательно, оптимальным соотношением толщины пластины  $a_{пл}$ , толщины изолирующих прокладок  $a_{пр}$  и ширины контакта инструмента с заготовкой  $b$  следует считать от 1:1000 до 10:1000.

Сопоставление значений температуры резания, измеренной естественной термопарой заготовка—инструмент, пластина—инструмент или заготовка — латунная и стальная пластины, показывает (рис. 2, в), что отличия в показаниях этих термопар незначительные, однако двухпластинчатые термопары дают более близкие между собой результаты. Кроме того, при двухпластинчатой термопаре обеспечивается более стабильный контакт с инструментом, исключается инерционность регистрирующей аппаратуры, возможно проведение расшифровки получаемых осциллограмм по стандартной или однократной тарифовке

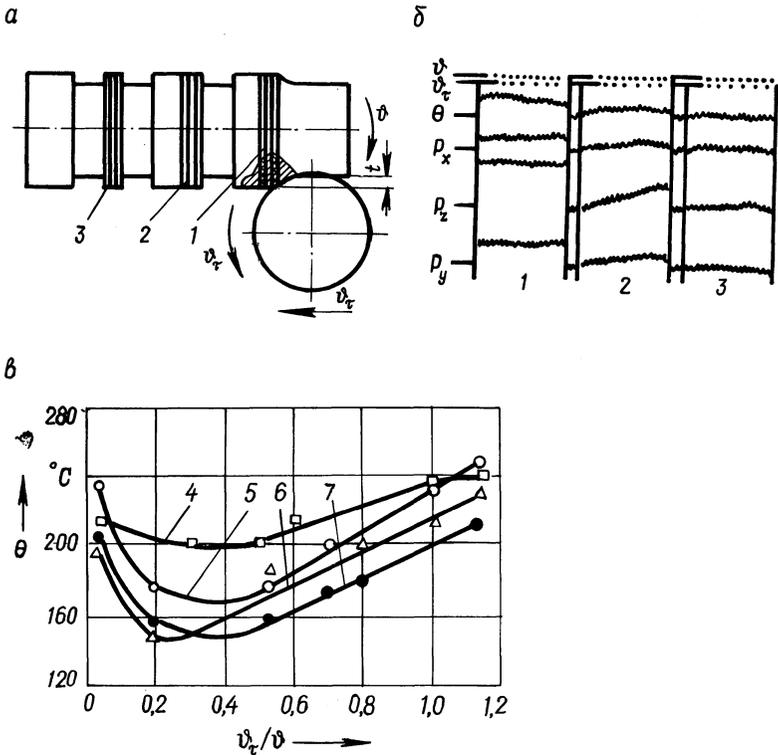


Рис. 2. К контролю погрешностей измерения температуры резания:

*a* – схема опыта; *б* – вид осциллограммы; *в* – зависимость температуры резания от соотношения скорости вращения реза  $v_T$  и заготовки  $v$ , полученная с помощью различных термопар ( $\gamma = 0$ ,  $\alpha = 12^\circ$ ,  $d = 49$  мм,  $v = 0,2$  м/с,  $S = 0,3$  мм/об,  $t = 2$  мм); 1–3 – термоэлектроды; 4 – заготовка из стали 45 – резец из стали Р6М5; 5 – латунная пластина – стальная пластина 12Х18Н10Т; 6 – латунная пластина – заготовка из стали 45; 7 – латунная пластина – резец из стали Р6М5

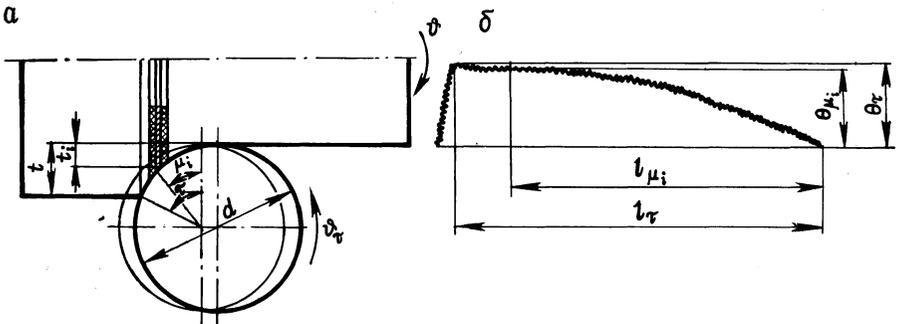


Рис. 3. К определению зависимости температуры резания от угла поворота инструмента (глубины резания):

*a* – схема перерезания термопары; *б* – вид осциллограммы

и ускоренное определение зависимости температуры резания от угла поворота инструмента.

Определение температуры резания в зависимости от угла поворота инструмента (глубины резания) основано на том, что перерезание пластинчатого электрода осуществляется при глубине  $t$ , изменяющейся от максимального значения  $t(\tau)$  до нуля (рис. 3, а). Из получаемой при этом осциллограммы (рис. 3, б) видно, что в начальный момент перерезания термоэлектрода осциллограф регистрирует наибольшую температуру  $\theta_{\tau}$ , соответствующую максимальной глубине резания  $t(\tau)$ , а затем по мере уменьшения глубины перерезания до нуля температура также уменьшается до нулевого значения.

Полученные таким путем зависимости температуры резания от угла поворота инструмента (глубины резания) проверялись по известной методике при точении образцов с различной глубиной резания и фиксации при этом максимальных значений температуры резания. Результаты проверки подтвердили правильность предложенной методики ускоренного определения зависимости температуры от угла поворота инструмента (глубины резания).

Таким образом, применение устройства с пластинчатыми термоэлектродами для измерения средней температуры лезвийной обработки расширяет возможности естественной термопары заготовка—инструмент и повышает точность измерений.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Резников А.Н., Новоселов Ю.А., Беляева Г.Н. Исследование контактной температуры хонингования при помощи фольговой термопары // Алмазы. — 1970. — № 1. — С. 39–42.
2. Резников А.Н. Теплофизика процесса механической обработки материалов. — М., 1981. — 279 с.

УДК 621.941.23

И.А. КАШТАЛЬЯН, А.И. КОЧЕРГИН

#### ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ МОДУЛИРОВАННОМ ИЗМЕНЕНИИ ПОДАЧИ

При точении с переменной подачей в широких пределах изменяются геометрические параметры сечения срезаемого слоя, скорость резания, кинематические рабочие углы инструмента. Это определяет условия протекания пластического деформирования обрабатываемого материала в зоне резания, приводит к изменению скорости сдвига и размеров зоны пластической деформации. Изменяются условия трения на передней и задних поверхностях инструмента, что отражается на силовом и температурном режимах резания.

При точении с модулированной подачей на вертикальном токарном полуавтомате температура резания определялась методом естественной термопары с использованием ртутного токосъемника, образованного медным проводником 2 (рис. 1) и ртутью, залитой в отверстие, просверленное в обрабатываемой детали 1. В качестве регистрирующего прибора использовался осциллограф 3. Для предотвращения значительной паразитной термо-ЭДС резец был изготов-

Рис. 1. Схема измерения температуры резания

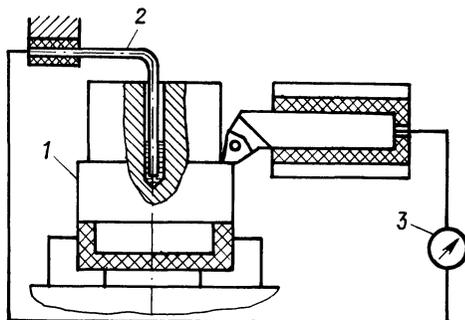
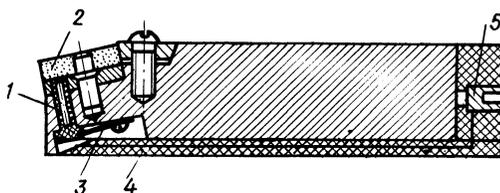


Рис. 2. Резец



лен аналогично предложенному в [1]. В его державку (рис. 2) вставлен твердосплавный стержень 1, прижимаемый пружиной 3 к твердосплавной пластине 2. Приваренный к резцу алюмелевый провод 4 выведен на штекерное гнездо 5. Твердосплавный стержень и алюмелевый провод с помощью керамических втулок и текстолитовых прокладок изолированы от державки. При работе резца паразитная ЭДС возникает только в месте сварки стержня с приводом. Это объясняется небольшой площадью контакта стержня с пластиной, невысокой температурой стержня и близостью термоэлектрических свойств алюмеля и кобальта, входящего в состав твердого сплава.

Сравнительная оценка температуры резания проводилась при точении с постоянной и модулированной подачами деталей из стали 45. Различные скорости резания  $v$  при обработке с частотой вращения шпинделя 250 об/мин достигались путем изменения диаметра деталей. Параметры модулированной подачи:  $S_{\min} = 0,2$  мм/об,  $S_{\max} = 0,4$  мм/об,  $L = 0,4$  мм,  $\Delta L = 0,01$  мм [2]. Постоянная подача задавалась на трех уровнях, соответствующих среднему и крайним значениям модулированной. В результате установлено (рис. 3), что при точении с модулированной подачей среднее значение температуры резания меньше, чем при обработке с постоянной подачей. Для нижнего значения модулированной подачи отставание изменения температуры резания от изменения площади сечения среза проявляется в меньшей степени.

Влияние частоты модулированной подачи на температуру резания исследовали при точении заготовок из стали 45 диаметром 80 мм, скорости резания 125,6 м/мин, глубине резания 2 мм. Подача изменялась от  $S_{\min} = 0,3$  мм/об до  $S_{\max} = 0,5$  мм/об. При различной частоте изменения модулированной подачи, определяемой длиной участка разгона от  $S_{\min}$  до  $S_{\max}$  (замедление от

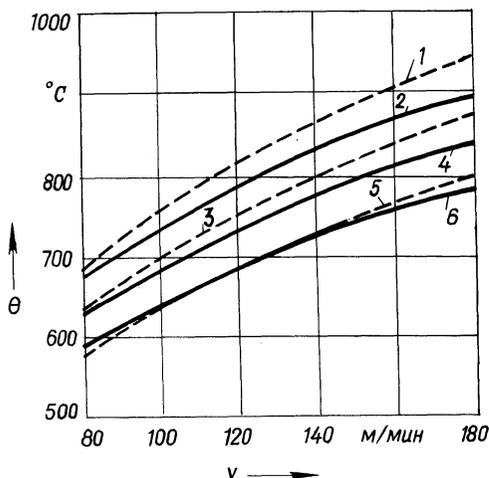


Рис. 3. Зависимость температуры резания от скорости резания при точении: 1 — с постоянной подачей 0,4 мм/об; 2 — с модулированной подачей при  $S_{\max}$ ; 3 — с постоянной подачей 0,3 мм/об; 4 — с модулированной подачей при  $S = 0,3$  мм/об; 5 — с постоянной подачей 0,2 мм/об; 6 — с модулированной подачей при  $S_{\min}$

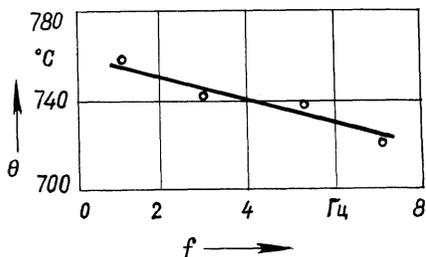


Рис. 4. Зависимость температуры резания от частоты модулированной подачи

$S_{\max}$  до  $S_{\min}$ ), обработаны четыре партии заготовок. Установлено, что уменьшение частоты  $f$  изменения подачи ведет к повышению температуры резания (рис. 4). Это явление можно объяснить отставанием изменения температуры резания от изменения площади сечения срезаемого слоя [3].

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Трусов В.В., Макаров В.Н., Солнцев Б.А. Датчики для систем автоматического регулирования процессов резания // Автомат. регулирование процессов резания по температуре. — Ярославль, 1976. — С. 28–33.
2. Каштальян И.А., Кочергин А.И. Шероховатость поверхностей, обработанных с переменной подачей на токарных станках с ЧПУ // Машиностроение. — Мн., 1981. — Вып. 6. — С. 32–35.
3. Подурьев В.Н., Валиков В.И., Чирков В.И. Кинематические и физические параметры нестационарного резания // Изв. вузов. Машиностроение. — 1973. — № 8. — С. 144–149.

## ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ ЛИТЫХ ГИЛЬЗ ИЗ ВЫСОКОХРОМИСТЫХ ЧУГУНОВ

В последнее время для изготовления деталей строительно-отделочных машин (гильз цилиндров растворонасосов, роторов винтовых насосов и др.), подвергающихся в процессе работы интенсивному гидроабразивному изнашиванию, находят применение износостойкие высокохромистые чугуны, обладающие после литья высокой твердостью (55...60 HRC<sub>3</sub>), что затрудняет их обработку резанием.

Для изготовления гильз растворонасосов на Днепрорудненском заводе строительно-отделочных машин выбраны чугуны марок ИЧ210Х30ГЗ и ИЧ280Х18, химический состав которых приведен в табл. 1.

Заготовки гильз с наружным диаметром 125 мм и длиной 250 мм изготовляли центробежным способом литья и литьем в металлический кокиль. После выбраковки и контроля качества отливки подвергали термической обработке (двухступенчатому отжигу) и механической обработке (черновому точению).

Известно, что в литом состоянии структура высокохромистого чугуна состоит из эвтектических карбидов (FeCr)<sub>7</sub>C<sub>3</sub> и металлической основы, включающей мартенсит, аустенит и продукты его распада [1].

Карбиды хрома устойчивы до температуры плавления, их твердость существенно не меняется и в результате термической обработки. Наиболее желательной для обработки резанием является структура металлической основы с максимально возможным содержанием продуктов распада аустенита, так как мартенсит практически не обрабатывается точением из-за высокой твердости, аустенит склонен к наклепу в процессе пластической деформации при обработке резанием.

Поэтому термическая обработка отливок состояла из двух этапов: на первом необходимо было преобразовать исходную литую структуру металлической основы (мартенсит + аустенит + перлит) в однородный аустенит и добыть

Табл. 1. Химический состав чугунов

Марка чугуна	Содержание элементов, % (по массе)										Твердость HRC <sub>3</sub>
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Ti	P	S	
ИЧ210Х30ГЗ	1,9...		1,5...	28...							55
	2,1		2	32							
ИЧ280Х18	2,6...	0,4...	0,3...	16...	0,3...	0,2...	0,2...	0,05...	До	До	50
	3	1	0,8	20	1	0,6	0,6	0,12	0,07	0,05	

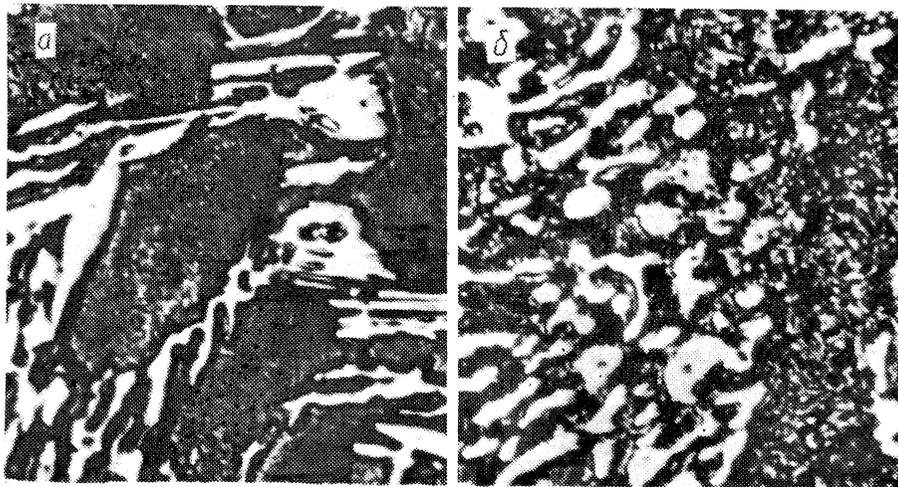


Рис. 1. Микроструктура чугуна марки ИЧ210Х30Г3:  
*a* – в литом состоянии (x1000); *б* – после двухступенчатого отжига (x1000)

ся максимального растворения в нем карбидов хрома, а на втором обеспечить благоприятные условия распада аустенита и образования зернистого перлита.

Критерием при выборе температуры и продолжительности выдержки на первом этапе являлись твердость отливок и содержание остаточного аустенита. Необходимо было обеспечить максимум содержания аустенита в основе с тем, чтобы в конце второго этапа добиться его распада на перлит. Содержание остаточного аустенита проверяли на рентгеновском дифрактометре ДРОН-3.

Микроструктура чугуна марки ИЧ210Х30Г3 в литом состоянии и после полного цикла отжига показана на рис. 1. При выборе температуры и скорости охлаждения на втором этапе термообработки критерием оптимизации являлась минимальная твердость чугуна.

На основании экспериментальных данных выбран оптимальный режим отжига: нагрев с печью до 1150 °С – выдержка 3...4 ч – охлаждение с печью до 100...200 °С, нагрев до 650...700 °С – выдержка 2 ч – охлаждение с печью со скоростью 20 °С/ч до 500 °С и далее на воздухе.

В результате двухступенчатого отжига гильз была снижена до 35...41 HRC<sub>3</sub> и получена структура, состоящая из зерен перлита и скругленных карбидов хрома (рис. 1, б), что облегчило их обрабатываемость точением.

С целью выбора оптимального режима обработки точением проведена серия опытов, в ходе которых гильзы обтачивали сборными и цельными проходными резцами с пластинками из твердого сплава марки Т15К6 и ВК8. Перед черновым точением выполнялся предварительный проход с целью удаления литейной корки, обеспечения более правильной геометрической формы и уменьшения биения обрабатываемых поверхностей. Черновое точение выполняли на токарно-винторезном станке мод. 16К20 в режиме резания  $n = 125 \text{ мин}^{-1}$ ,  $t = 1,5 \text{ мм}$ ,  $S = 0,15 \text{ мм/об}$ , с оставлением припуска на усадку

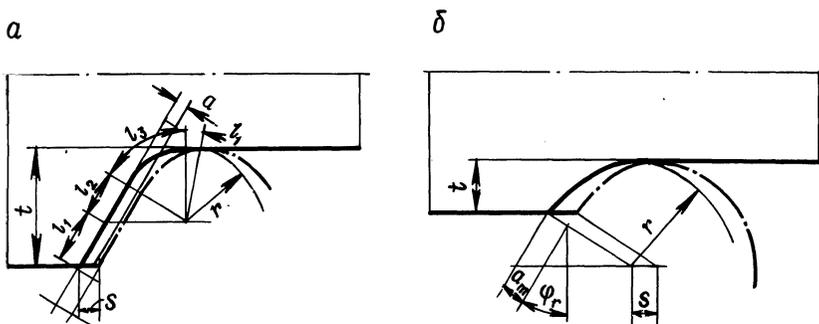


Рис. 2. Соотношение между глубиной резания и толщиной срезаемого слоя при точении гильз из чугуна:

*a* – резцом с квадратными пластинками; *б* – резцом с круглыми пластинками

при закалке и минимального припуска на чистовую обработку. В процессе исследования изучалось влияние глубины резания  $t$ , подачи  $S$  и скорости резания  $v$  на производительность обработки, скорость изнашивания и стойкость резцов, шероховатость обработанной поверхности. После черновой обработки заготовок была выполнена получистовая обработка гильз резцами из оксидной керамики ВОК-60 и затем закалка с отпуском по режиму: нагрев до  $930\text{--}950^\circ\text{C}$  со скоростью  $100^\circ\text{C}/\text{ч}$ , выдержка 2 ч и охлаждение на воздухе до  $100\text{--}200^\circ\text{C}$ , затем нагрев до  $250^\circ\text{C}$ , выдержка в течение 6 ч и охлаждение на воздухе, что позволило повысить твердость гильз до  $55\text{--}60\text{ HRC}_3$  и обеспечить высокую их износостойкость в гидроабразивной среде. Затем было выполнено чистовое точение гильз с целью повышения точности формы до  $\varnothing 100h8$  и получения параметров шероховатости поверхностей  $Ra = 0,8\text{--}1,6\text{ мкм}$ . Чистовую обработку гильз выполняли сборными резцами с механическим креплением квадратных и круглых пластинок из КНБ (композиты 01, 05, 10Д) в режиме:  $n = 500\text{ мин}^{-1}$ ;  $t = 0,5\text{--}0,1\text{ мм}$ ;  $S = 0,07\text{--}0,1\text{ мм/об}$ . Соотношение между глубиной резания  $t$  и толщиной срезаемого слоя при точении резцами с квадратными и круглыми пластинками показано на рис. 2.

При точении квадратными пластинками оптимальная толщина срезаемого слоя

$$a = \frac{A}{L} = \frac{St}{l_1 + l_2 + l_3 + l_4} = \frac{St}{1/\cos\varphi_r [t - r(1 - \sin\varphi_r)] + \frac{\pi}{180}r(90 - \varphi) + \frac{S}{2}}$$

Это уравнение справедливо в том случае, если отношение глубины резания  $t$  к радиусу при вершине резца  $r$  весьма велико, т.е.  $t/r > 1$ . В случае, если радиус закругления и глубина резания примерно одинаковы или используются круглые пластинки, максимальная толщина срезаемого слоя  $a_{\max}$  соответствует действительной толщине стружки в лучшем приближении.

Из рис. 2 видно, что

$$a_{\max} = S \cos \left\{ 1/\sin \left[ (r - a)/r \right] \right\}.$$

Для квадратной режущей пластинки  $a_{\max} = a_e$ , так как радиус закругления вершины реза  $r$  больше выбранной глубины резания. Изменение максимальной толщины срезаемого слоя осуществлялось изменением подачи  $S$  и глубины резания  $t$ . Стойкость пластинок определялась продолжительностью их работы до износа по задней поверхности  $h_3 = 0,4$  мм. Стойкость пластинок из композита 01 при чистовой обработке в указанном режиме составила  $T = 120 \dots 130$  мин, в то время как пластинок из оксидной керамики ВОК-60 –  $10 \dots 15$  мин. После чистового точения  $Ra = 0,8 \dots 1,6$  мкм.

Таким образом, с целью улучшения обрабатываемости резанием литых гильз из высокохромистых чугунов необходимо вначале провести термическую обработку заготовок, включающую двухступенчатый отжиг по специальному режиму. Черновое точение гильз после отжига целесообразно выполнять резцами с твердосплавными пластинками из сплава Т15К6 или ВК8 в режиме:  $v = 50$  м/мин;  $t = 1,5 \dots 2$  мм;  $S = 0,17$  мм/об. Чистовое точение гильз после закалки на воздухе и отпуска целесообразно выполнять сборными резцами с механическим креплением режущих вставок квадратной и круглой формы из КНБ (композиты 01, 05, 10Д). Чистовое точение позволяет заменить шлифование при обработке внутренних поверхностей гильз и снизить трудоемкость их изготовления.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Цыпин И.И. Белые износостойкие чугуны. – М., 1983. – 176 с.

УДК 621.91

В.А. ДАНИЛОВ

### ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТОВ С КРУГЛЫМИ РЕЖУЩИМИ ПЛАСТИНКАМИ

Одним из путей повышения стойкости режущего инструмента является использование прогрессивных схем резания и конструкций режущих инструментов, в частности ротационных резцов. Однако их применение не всегда возможно, например при обработке отверстий относительно небольшого диаметра. В этом случае повышение стойкости инструмента достигается периодическим поворотом круглой пластинки вокруг своей оси, осуществляемым автоматически или оператором. Такими пластинками оснащаются резцы, фрезы и другие инструменты. По сравнению с ротационными они обладают более высокой жесткостью благодаря фиксации пластинки относительно корпуса после ее поворота. Кроме того, исключается влияние на качество обработки биения непрерывно вращающейся пластинки.

Суммарная стойкость инструмента зависит от количества поворотов пластинки, поэтому его определение представляет практический интерес. Эта задача рассматривается для круглой неподвижной пластинки с торцевой передней поверхностью.

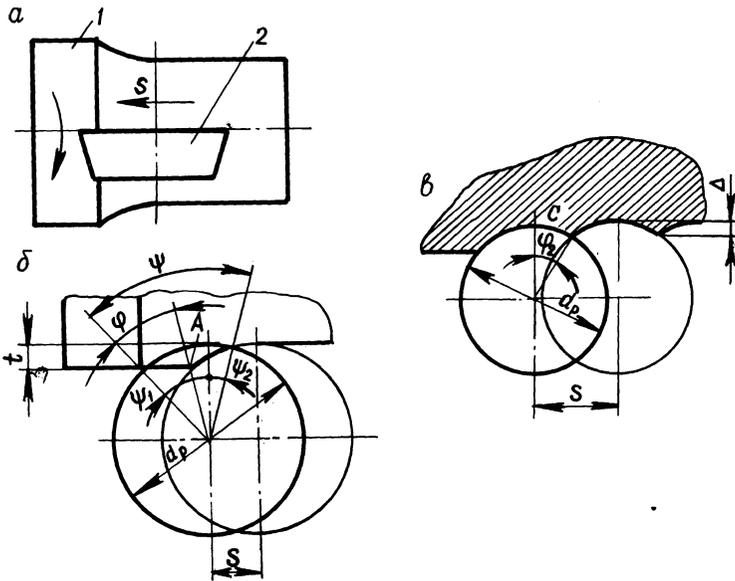


Рис. 1. Схема точения круглой пластинкой с торцовой передней поверхностью:  
 а – схема установки режущей пластинки; б – форма контакта режущей пластинки с заготовкой; в – форма винтовых гребней

Угол контакта круговой режущей кромки такой пластинки с заготовкой (рис. 1)

$$\psi = \psi_1 + \psi_2, \quad (1)$$

где  $\psi_1$  – угол между вершиной резца и обрабатываемой поверхностью,  $\psi_1 = \arccos(1 - 2t/d_p) \approx 2\sqrt{t/d_p}$ ;  $\psi_2$  – угол между вершиной резца и обработанной поверхностью,  $\psi_2 = \arccos(1 - 2\Delta/d_p) \approx 2\sqrt{\Delta d_p}$ ;  $\Delta$  – высота (расчетная) микронеровностей обработанной поверхности в виде винтового гребня,  $\Delta = 0,5d_p(1 - \sqrt{1 - (S/d_p)^2}) \approx S^2/(4d_p)$ .

Из приведенных зависимостей с достаточной точностью  $\psi_2 = S/d_p$ , поэтому

$$\psi = 2\sqrt{t/d_p} + S/d_p.$$

Поворот пластинки возможен в пределах угла  $\epsilon = 2\pi - \psi$ . Полное обновление режущей кромки достигается при повороте пластинки в любом направлении на угол  $\psi$ , поэтому возможное количество поворотов

$$N = \frac{\epsilon}{\psi} = \frac{\pi}{\sqrt{t/d_p} + S/(2d_p)} - 1. \quad (2)$$

Чем больше число поворотов пластинки, тем равномернее ее износ, тем выше суммарная стойкость инструмента. Из (2) следует, что  $N$  существенно зависит от  $t/d_p$  и инструменты с круглыми пластинками наиболее эффективны в отношении суммарной стойкости при относительно небольшой глубине резания.

Вследствие переменности толщины среза режущая кромка вдоль контакта с заготовкой нагружена и изнашивается неравномерно. Зона максимального износа расположена вокруг точки  $A$ , где толщина среза  $a$  достигает наибольшего значения  $a_{\max} = 2S \sqrt{t/d_p}$ . Поэтому при повороте пластинки на угол  $\psi$  в работе не участвуют ее участки, износ которых еще не достиг предельного значения.

В связи с этим для повышения суммарной стойкости пластинки целесообразно осуществлять ее периодический поворот на угол, меньший угла  $\psi$ . Следовательно, зависимость (1) не может быть использована для определения количества поворотов пластинки, соответствующих ее равномерному износу и максимальной суммарной стойкости.

Определим минимальное количество поворотов пластинки, при котором обеспечивается практически равномерное ее изнашивание. При этом масса изношенного материала режущей части незначительно отличается от соответствующей непрерывному повороту пластинки в пределах одного ее оборота. Так как отношение масс равно отношению объемов изношенного материала, можно рассматривать изменение объема изношенной части.

При периодическом повороте круглой пластинки с конической задней поверхностью форма ее изношенной режущей кромки в худшем случае приближается к многоугольнику с радиусом вписанной в него окружности  $r$  (рис. 2,  $a$ ). Если высота изношенной площадки по задней поверхности инструмента составляет  $h_3$ , то

$$r = R - h_3 \operatorname{tg} \alpha, \quad (3)$$

где  $R$  — радиус режущей пластинки;  $\alpha$  — задний угол пластинки.

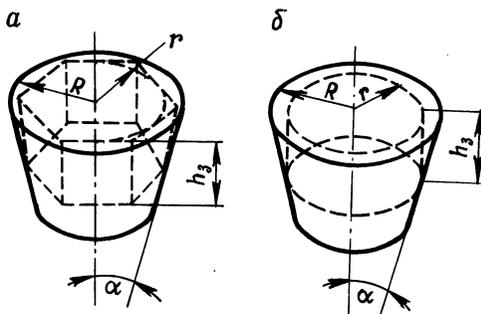


Рис. 2. Изменение формы режущей пластинки вследствие ее изнашивания:  $a$  — при периодическом повороте пластинки;  $b$  — при непрерывном повороте пластинки

В этом случае объем изношенного материала  $\Delta V_1$  определяется разностью объемов усеченного конуса высотой  $h_3$  с радиусами оснований  $R$  и  $r$  и призмы с  $N$  гранями и радиусом  $r$  вписанной в ее основание окружности, т.е.

$$\Delta V_1 = \frac{\pi h_3}{3} (R^2 + r^2 + Rr) - Nr^2 h_3 \operatorname{tg} \frac{\pi}{N}.$$

При непрерывном повороте режущей пластинки объем  $\Delta V_2$  изношенного материала максимален и равен разности объемов того же усеченного конуса и вписанного в него цилиндра с радиусом основания  $r$  (рис. 2, б), т.е.

$$\Delta V_2 = \frac{\pi h_3}{3} (R^2 + r^2 + Rr) - \pi r^2 h_3.$$

Тогда

$$\delta V = \frac{\Delta V_1}{\Delta V_2} = \frac{\pi/3 (R^2 + r^2 + Rr) - Nr^2 \operatorname{tg} (\pi/N)}{\pi/3 (R^2 + r^2 + Rr) - \pi r^2}, \quad (4)$$

где  $r$  — определяется по зависимости (3).

Решение уравнения (4) относительно  $N$  позволяет определить количество поворотов пластинки в зависимости от заданного относительного изменения объема  $\delta V$  изношенного материала. Например, при  $R = 30$  мм,  $h_3 = 2$  мм,  $\alpha = 10^\circ$  и  $\delta V \geq 0,9$ , что соответствует практически равномерному изнашиванию режущей пластинки,  $N \geq 72$ .

На рис. 3 в виде графиков для конкретных условий обработки представлены зависимости относительного изменения объема  $\delta V$  изношенного материала режущей пластинки от количества  $N$  ее поворотов. Характер этих зависимостей показывает, что с уменьшением радиуса пластинки и предельного значения ее износа по задней поверхности для обеспечения такой же равномерности износа необходимо увеличить число поворотов  $N$ . Исходя из рассчи-

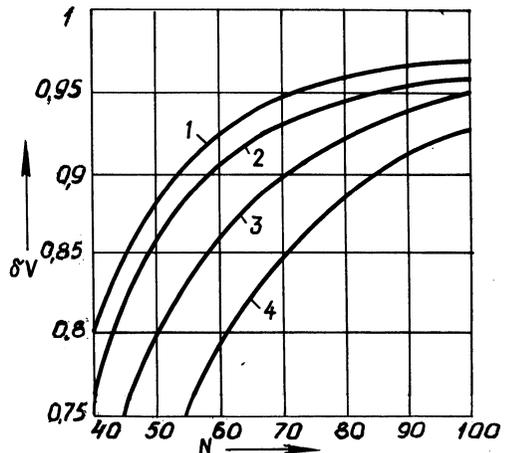


Рис. 3. Зависимость относительного изменения объема изношенного материала пластинки от количества ее поворотов:  
 1 —  $R = 40$  мм,  $h_3 = 2$  мм,  $\alpha = 10^\circ$ ;  
 2 —  $R = 30$  мм,  $h_3 = 2$  мм,  $\alpha = 10^\circ$ ;  
 3 —  $R = 40$  мм,  $h_3 = 1,5$  мм,  $\alpha = 10^\circ$ ;  
 4 —  $R = 40$  мм,  $h_3 = 1$  мм,  $\alpha = 10^\circ$

танного для заданных условий по выражению (4)  $N$  определяется максимальный угол  $\epsilon_{0\max}$  периодического поворота пластинки.

Минимальный угол поворота  $\epsilon_{0\min}$  может быть установлен исходя из следующих условий.

Во-первых, чтобы точка режущей кромки, износ которой достиг предельного значения, при повороте пластинки выводилась из контакта с заготовкой, угол  $\epsilon_0$  должен быть не меньше угла  $\varphi$  (см. рис. 1, б) :

$$\varphi = \frac{2S \sin \psi_1}{d_p},$$

где  $\sin \psi_1 = 2 \sqrt{\frac{t}{d_p} \left(1 - \frac{t}{d_p}\right)}$ .

Следовательно,

$$\epsilon_0 \geq \frac{4S}{d_p} \sqrt{\frac{t}{d_p} \left(1 - \frac{t}{d_p}\right)}.$$

Во-вторых, при чистовой обработке важно, чтобы формирование микро-рельефа обработанной поверхности после поворота пластинки осуществлялось неизношенной режущей кромкой. Поэтому угол периодического поворота пластинки должен быть не меньше удвоенного значения  $\varphi_2$  (см. рис. 1, в). Таким образом, исходя из указанных условий, минимальный угол периодического поворота пластинки должен удовлетворять условию

$$\frac{4S}{d_p} \sqrt{\frac{t}{d_p} \left(1 - \frac{t}{d_p}\right)} \leq \epsilon_{0\min} \geq 2 \frac{S}{d_p}. \quad (5)$$

Значение радикала в выражении (5) для практически возможного отношения  $t/d_p$  меньше 0,5, поэтому  $\epsilon_{0\min} = 2(S/d_p)$ . Следовательно, максимальное число поворотов пластинки

$$N_{\max} = \frac{2\pi - \psi}{\epsilon_{0\min}} = \frac{d_p}{S} (\pi - \sqrt{t/d_p}) - 0,5.$$

Для приведенного выше примера при  $S = 1$  мм/об и  $t = 2$  мм  $N_{\max} = 86$ , т.е.  $72 \leq N \leq 86$ .

Каждый периодический поворот пластинки выполняется через время  $T_0$  ее работы, определяемое экспериментально для конкретных условий резания. Поэтому суммарная стойкость инструментов, оснащенных такими пластинками, составляет  $T = T_0 N$  и многократно превышает стойкость инструментов с многогранными сменными пластинками.

## СНИЖЕНИЕ ВИБРОАКТИВНОСТИ ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ ЗА СЧЕТ ОБЕСПЕЧЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА

Шлифование кругами с прерывистой режущей поверхностью характеризуется высокой виброактивностью процесса резания, обусловленной выходом и входом режущих элементов в контакт с заготовкой. Динамическое воздействие на упругую систему станка вызывает периодические относительные перемещения инструмента и заготовки, которые приводят к повышению параметров шероховатости и волнистости, а также погрешностей формы обрабатываемых поверхностей.

Для снижения виброактивности прерывистого резания шлифование осуществляют инструментом, обеспечивающим практически постоянную площадь контакта выступов круга с обрабатываемой деталью [1]. Данному методу присущи следующие недостатки: невозможность достижения постоянства указанной площади для изделий прямоугольного сечения; сложность расчета профиля выступа для неконических исходных инструментальных поверхностей; сложность изготовления инструмента.

Режущие поверхности на каждом режущем элементе инструмента были выполнены в виде архимедовой спирали. Режущая кромка, наименее удаленная от оси вращения инструмента, расположена преимущественно по ходу вращения инструмента (рис. 1, а). Разность расстояний  $H$  от режущих кромок до оси вращения инструмента определяется из соотношения

$$H = \frac{v_S \delta_H}{v + v_S} \left[ \frac{2\sqrt{t}}{\sqrt{D}} - \frac{v_S \delta_H}{D(v + v_S)} \right], \quad (1)$$

где  $v_S$  — скорость движения подачи;  $v$  — скорость главного движения резания;  $\delta_H$  — длина промежутка между соседними режущими элементами;  $t$  — глубина резания;  $D$  — диаметр инструмента, измеренный по режущим кромкам, наиболее удаленным от оси его вращения.

При реализации предложенного метода создаются условия резания, приближающиеся к сплошному шлифованию, т.е. траектория движения режущей кромки элемента, входящего в контакт с заготовкой, пересекается на поверхности заготовки с траекторией движения режущей кромки предыдущего режущего элемента. В результате при сохранении заданной сплошности режущего контура, определяемой из условия ограничения теплового воздействия на деталь, ударный импульс, обусловленный входом режущего элемента в контакт с заготовкой, уменьшается, что приводит к снижению виброактивности процесса резания.

Срезаемый слой (рис. 1, б) представляет собой фигуру, ограниченную участком обрабатываемой поверхности и отрезками трохойдальных траекторий движения двух смежных режущих элементов ( $b'$  и  $b'_1$ ).

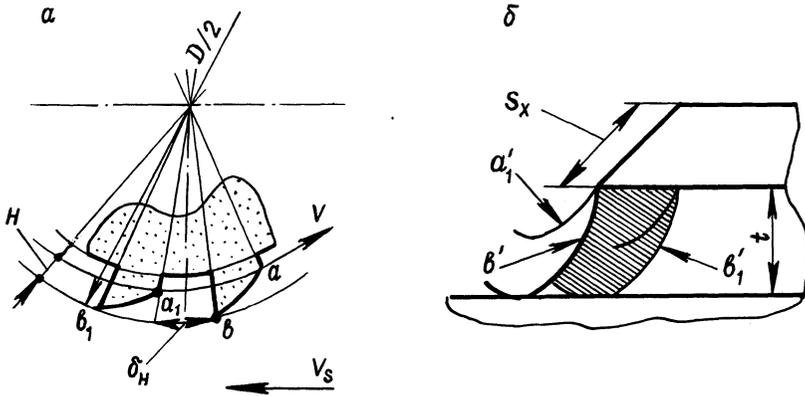


Рис. 1. Схема реализации способа шлифования инструментом с прерывистой режущей поверхностью:  
 а – схема инструмента; б – схема образования среза

При выборе  $H$  по выражению (1) обеспечивается пересечение траекторий точек  $a_1$  и  $b$  на обработанной поверхности. Расчет  $H$  осуществляется из условия  $a_1(t) = 0$ , где  $a_1(t)$  – толщина среза, приходящегося на режущую кромку при глубине резания  $t$ . Значение  $a_1(t)$  определяется [2] по выражению

$$a_1(t) = \frac{v_S \delta_H}{v + v_S} \left[ \frac{2\sqrt{t}}{\sqrt{D}} - \frac{v_S \delta_H}{D(v + v_S)} \right] - H.$$

Отсюда при  $a_1(t) = 0$  получаем  $H$  (см. выражение (1)).

Для проверки эффективности предложенного способа прерывистого шлифования осуществляли обработку образцов при следующих условиях: глубина резания  $t = 0,06$  мм; скорость движения подачи  $v_S = 20$  м/мин; скорость главного движения резания  $v = 35$  м/с; ширина шлифования  $S_x = 5$  мм; диаметр инструмента  $D = 300$  мм; длина промежутка между соседними режущими элементами  $\delta_H = 59$  мм; число режущих элементов  $n = 8$ .

Требуемое значение  $H$ , рассчитанное по формуле (1), составило 15,2 мкм. Обработку производили на плоскошлифовальном станке мод. 3Д711ВФ11 абразивным кругом 24А40ПСМ16К5 при встречном движении инструмента и детали. Формирование режущих поверхностей в виде участков архимедовой спирали и правку шлифовального круга проводили способом, при котором радиальную подачу осуществляют одновременно с возвратно-поступательными перемещениями алмазного карандаша. Эффективность предложенного способа оценивалась по амплитуде колебаний оси шпинделя при частоте 290 Гц, соответствующей частоте входа–выхода режущих элементов в контакт с заготовкой. При использовании предложенного способа обработки амплитуда колебаний уменьшается в 1,6 раза по сравнению с амплитудой колебаний при традиционном способе обработки (0,7 мкм).

Таким образом, использование предложенного метода обеспечения рацио-

ильных геометрических параметров кругов с прерывистой режущей поверхностью обеспечивает существенное снижение уровня колебаний в процессе шлифования.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Дегтяренко С.М. Расчет геометрических параметров кругов с прерывистой рабочей поверхностью // Станки и инструмент. — 1986. — № 9. С. 19–20.
2. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. — Л., 1981. — 144 с.

УДК 621.941.025.7:621.993.2

А.М. КОТОВ, И.В. ХОДЫРЕВ

### ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТОВ НЕМОНОЭНЕРГЕТИЧЕСКИМ ПОТОКОМ УСКОРЕННЫХ ИОНОВ

Существующие способы упрочнения металлорежущего инструмента в общем случае основаны на изменении структуры поверхностного слоя режущей части инструментов либо на создании износостойких покрытий на их поверхности, что в конечном счете позволяет снижать интенсивность в большинстве случаев только определенного вида изнашивания. На эффективность упрочнения оказывают влияние инструментальный материал и геометрические параметры инструмента. Поэтому не вызывает сомнения актуальность исследований, направленных на разработку более универсальных способов упрочнения, которые позволяют повысить износостойкость широкого ряда инструментальных материалов при различных видах их изнашивания.

Один из таких способов заключается в модификации поверхностного слоя инструмента немоноэнергетическим потоком ускоренных ионов, в результате чего происходит изменение энергетического запаса и структуры поверхностного слоя инструмента, обуславливающее повышение его износостойкости.

Для испытаний использовались вставки к токарным резцам с режущей частью из эльбора-Р, белбора, гексаниа-Р, АСПК со следующей геометрией:  $\alpha = 12^\circ$ ,  $\gamma = -16^\circ$ ,  $\varphi_1 = 45^\circ$ ,  $\varphi = 25^\circ$ ,  $\lambda = 5^\circ$ ; машинные метчики М8х1НЗ со шлифованным профилем из стали Р6М5.

Сравнительные испытания режущих свойств вставок, облученных и необлученных потоком ускоренных ионов, проводили при точении колец  $D = 70$  мм,  $d = 50$  мм,  $L = 18$  мм из особо твердого силицированного графита марки СГ-П (75 HRC<sub>3</sub>) со снятой коркой на станке мод. 1К62 при скорости резания  $v = 18,7$  м/мин, подаче  $S = 0,037$  мм/об, глубине резания  $t = 0,1$  мм, без применения СОЖ. Машинные метчики испытывали при нарезании резьбы в отливках 350х300х20 мм из серого чугуна СЧ 18 (187 НВ) на станке мод. 2Р135Ф2-1 при скорости резания  $v = 6,3$  м/мин с охлаждением сульфореолом.

Материалы для сравнительных стойкостных испытаний как облученных, так и необлученных инструментов подбирались такие, чтобы имелась возмож-

Табл. 1. Результаты испытания инструмента

Параметры качества инструмента	Эльбор-Р		Белбор		Гексанит-Р		АСПК	
	облученный	необлученный	облученный	необлученный	облученный	необлученный	облученный	необлученный
Стойкость, мин	7,8	1,8	5,4	2,8	0,68	0,54	4,2	3,4
Коэффициент вариации	0,22	0,36	0,18	0,24	0,52	0,46	0,45	0,32

ность реализовать при их обработке различные механизмы изнашивания (для токарных вставок – абразивный, для машинных метчиков – адгезионный) и одновременно исследовать влияние воздействия немоноэнергетического потока ускоренных ионов на изменение интенсивности того или другого вида изнашивания.

Стойкость вставок и метчиков оценивали по их износу. Режущая часть вставок изнашивается только по задней поверхности, поэтому за критерий оценки была принята ширина площадки износа по задней поверхности  $h_3 = 0,5$  мм, для метчиков – ширина фаски  $h_3 = 0,5$  мм.

При испытаниях вставок, оснащенных сверхтвердыми материалами, фиксировали время достижения указанного износа, при испытаниях метчиков – количество нарезанных отверстий. Число инструментов в сравниваемых выборках – 12 вставок и 24 машинных метчика.

Результаты сравнительных стойкостных испытаний машинных метчиков и вставок представлены в табл. 1. Анализ экспериментальных данных показал, что в результате облучения стойкость вставок и метчиков повысилась соответственно в 1,6...4,3 и 2,3...3 раза. Следует отметить, что наибольший коэффициент повышения стойкости  $K = 4,3$  среди исследованных сверхтвердых материалов имеет эльбор-Р, а изменение износостойкости вставок, оснащенных гексанитом-Р, оцененное с помощью критерия Стьюдента, незначительное при уровне доверительной вероятности  $P = 0,99$ . Сравнение выборочных дисперсий с помощью критерия Фишера показало, что изменение качества вставок после облучения статистически незначимо с уровнем  $\alpha = 0,05$ . Облучение метчиков не меняет характера их изнашивания и вида гистограммы распределения стойкости. При этом облученные метчики имеют стойкость в 2,3...3 раза выше. Однако сравнение выборочных дисперсий  $s_y^2 = 567$  и  $s_H^2 = 98$  соответственно для упрочненных и неупрочненных метчиков показало некоторое ухудшение качества инструмента с уровнем значимости  $\alpha = 0,01$  при практически неизменном коэффициенте вариации стойкости  $\text{var} = 0,042$  для облученных и  $\text{var} = 0,046$  – для необлученных метчиков.

Облучение немоноэнергетическим потоком ускоренных ионов позволяет повышать стойкость инструментов из сверхтвердых материалов и сложнопрофильных инструментов из быстрорежущей стали соответственно в 1,5...4,3 и 2,3...3 раза. Данный способ упрочнения позволяет снизить интенсивность как абразивного, так и адгезионного изнашивания инструмента.

## ВЛИЯНИЕ НЕКОТОРЫХ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СТАЛИ НА ЕЕ ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ

В результате проведенных испытаний установлены зависимости между показателями обрабатываемости сталей 38ХМЮА и ШХ15 и их физико-механическими свойствами, изменяющимися в результате термической обработки. Образцы из стали ШХ15 с наружным диаметром 50 мм, внутренним 10 мм и длиной 150 мм нагревались для закалки до 840 °С, выдерживались при этой температуре в течение 70 мин и охлаждались в масле, нагретом до 50 °С. Отпуск образцов производился в масляной ванне при температуре 150, 200 или 250 °С в течение 2, 2,5 или 3 ч. В результате была получена структура мартенсита с мелкими выделениями карбидов, твердость образцов в зависимости от режима термической обработки составила от 395 до 648 НВ. Образцы из стали 38ХМЮА прошли нормализацию с нагревом до 900, 950 или 1000 °С. При этой температуре они выдерживались в течение 40, 50 или 60 мин. После нормализации образцы имели структуру с содержанием феррита от 2,13 до 80,2 % и различным содержанием перлита. Их твердость составляла от 143 до 198 НВ.

Сила и температура резания определены при продольном точении образцов на станке мод. 1К62 резами с пластинками Т15К6. Образцы из стали ШХ15 обрабатывались при глубине резания  $t = 0,3$  мм, подаче  $S = 0,07$  и  $0,14$  мм/об, скорости резания  $v = 20$  м/мин, а из стали 38МЮА – при  $t = 1$  мм,  $S = 0,07$  и  $0,47$  мм/об,  $v = 100$  м/мин.

После обработки образцов была определена плотность материала их поверхностного слоя. При этом использовался метод рентгеновской рефлектометрии, основанный на измерении отражательной способности материала в рентгеновском диапазоне волн и учете полного внешнего отражения рентгеновских лучей. Кроме того, для всех образцов определен градиент остаточного магнитного поля.

Зависимость между температурой резания  $\theta$  стали ШХ15 и температурой  $T$  нагрева для закалки, временем выдержки  $\tau$ , твердостью материала НВ, градиентом остаточного магнитного поля  $\nabla H$ , плотностью  $\rho$  поверхностного слоя материала выражена уравнением множественной регрессии, которое в стандартизованном масштабе имеет вид

$$t_{\theta} = -0,927 t_T + 0,031 t_{\tau} - 0,322 t_{\text{НВ}} - 0,885 t_{\nabla H} - 0,563 t_{\rho} .$$

Теснота связи характеризуется коэффициентом множественной корреляции 0,656.

Из полученной зависимости следует, что наибольшее влияние на температуру резания оказывают свойства обрабатываемого материала, зависящие от температуры его нагрева под закалку и характеризующиеся вектором остаточного магнитного поля и плотностью поверхностного слоя.

На силу резания при точении стали 38ХМЮА наибольшее влияние оказывает содержание феррита ( $\Phi$ ) в ее структуре, при этом с его увеличением до 50 % сила резания возрастает.

Найдена тесная зависимость (коэффициент множественной корреляции 0,785) между параметром шероховатости поверхности  $Ra$  обработанных образцов из стали 38ХМЮА, параметрами режима термической обработки и ее физико-механическими свойствами:

$$t_{Ra} = -0,07t_T + 0,13t_\tau + 0,1t_{HB} + 0,097t_{\nabla H} + 0,94t_\rho + 0,2t_\phi .$$

Из этой зависимости следует, что наибольшее влияние на изменение шероховатости обработанной поверхности оказывает плотность материала поверхностного слоя детали. Таким образом, по плотности поверхностного слоя можно судить о некоторых показателях обрабатываемости сталей. С остальными изученными факторами параметр шероховатости поверхности связан слабо.

*УДК 621.961.01.001.24*

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

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОЧНОСТИ ИНСТРУМЕНТА МЕТОДОМ ГОЛОГРАФИЧЕСКОЙ ИНТЕРФЕРОМЕТРИИ

В основу метода определения допускаемого давления на режущую кромку инструмента положена регистрация с помощью голографической интерферометрии в реальном масштабе времени [1] остаточного деформированного состояния материала инструмента, соответствующего его переходу из упругой области деформаций в пластическую.

Исследования проводили на кольцевых образцах из стали У8А с размерами: наружный диаметр — 60 мм; диаметр отверстия — 25 мм; высота — 20 мм. Образцы предварительно подвергали объемной закалке при 810 °С в воде с отпуском при 160 °С в течение 1 ч и контурной закалке при 860 °С в воде с отпуском при 160 °С в течение 1 ч. Нагрев под контурную закалку проводили ленточным индуктором, размещенным в воде и подключенным к источнику тока частотой 66 кГц. Глубина закаленного слоя при контурной закалке составляла 3...3,5 мм.

Образец крепили на плите установки УИГ-2М. Оптическая схема (рис. 1) позволяла регистрировать смещения поверхности образца в плоскости, перпендикулярной к его отверстию. В отверстии образца размещали рычажный механизм нагружения, обеспечивающий передачу усилия в двух диаметрально противоположных точках кромки отверстия. На фотопластинке регистрировали голограмму с установленного образца, фотопластинку проявляли на месте экспонирования без смещения. Полученная голограмма, освещенная опорным лучом, восстанавливала сигнальный волновой фронт, соответствующий выходному состоянию образца и интерферирующий с волновым фронтом, идущим от него. Это позволяло наблюдать и фиксировать интерферограммы развития и протекания процессов деформирования исследуемых образцов.

Моделирование работы режущей кромки инструмента проводили путем циклического нагружения кромки отверстия образца с возрастанием усилия

$P$  в каждом цикле до появления зон остаточных напряжений, которые проявляются в виде аномалий интерференционных полос после снятия нагрузки (рис. 2, 3). Одновременно регистрировали усилие  $P$ , соответствующее моменту появления этих аномалий, и определяли силу  $P_p$ , действующую в радиальном направлении кромки отверстия образца.

Установлено, что у образцов, прошедших объемную закалку, аномалии интерференционных полос в виде кольцевых зон (рис. 2, а) появляются при давлении около 2200 МПа, а прошедших контурную закалку — при 1600 МПа. Наличие кольцевых зон соответствует резкому изменению напряжений, вследствие чего может происходить разрушение режущей кромки инструмента. При нагружении образцов, прошедших объемную закалку, возникают напряжения одного знака, так как кольцевые полосы располагаются непосредственно на режущей кромке инструмента. Напротив, кольцевые полосы у образцов, прошедших контурную закалку, располагаются примерно на границе закаленного и незакаленного слоев (рис. 3, а). Практика показывает, что в этой зоне происходит разрушение инструмента. Кроме того, увеличение числа интерференционных полос свидетельствует о более высоком уровне напряженного состояния в объеме деформируемого материала, а различное расстояние между полосами и большая степень их искажения — о неравномерной деформации образца по всему сечению.

После снятия нагрузки в образцах, прошедших объемную закалку, остаточных напряжений практически не наблюдается (рис. 2, б), а в прошедших

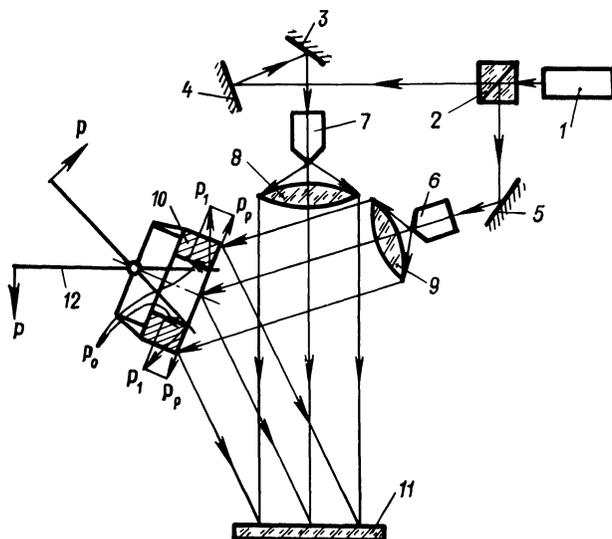


Рис. 1. Оптическая схема голографической интерферометрии и схема нагружения образца: 1 — источник излучения; 2 — светоделитель; 3–5 — зеркала; 6, 7 — расширители; 8, 9 — собирающие линзы; 10 — образец; 11 — голограмма; 12 — механизм нагружения кромки образца;  $P$  — усилие нагружения образца;  $P_o$ ,  $P_p$ ,  $P_1$  — усилия на кромке образца соответственно осевое, радиальное, результирующее

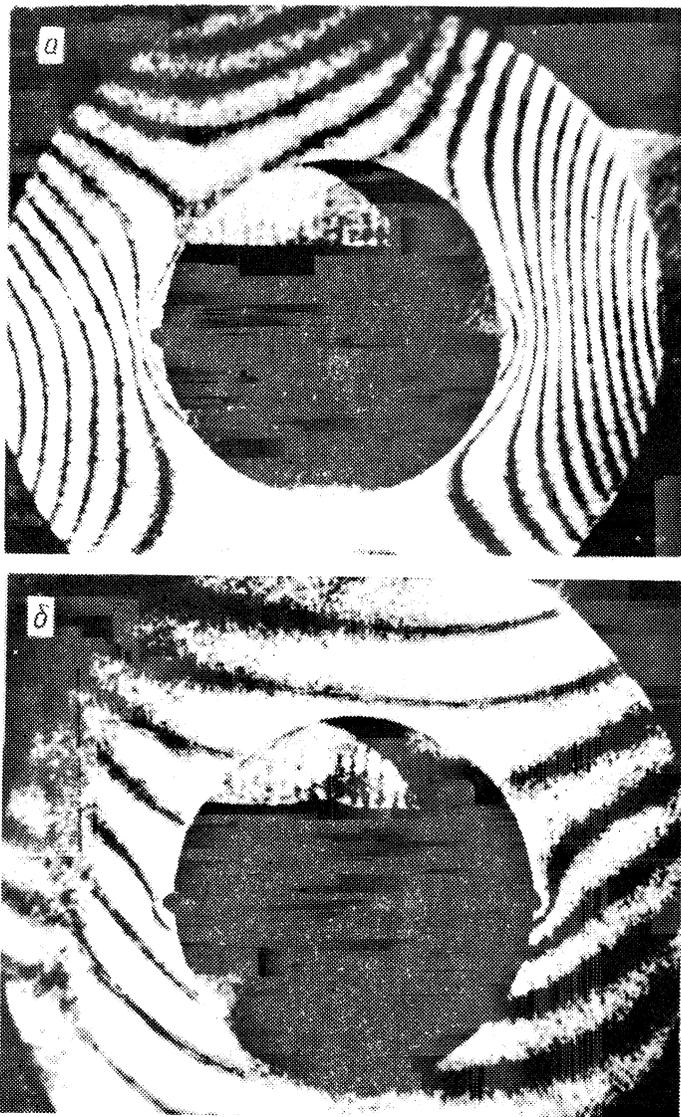


Рис. 2. Голографические интерферограммы кольцевого образца (сталь У8А) после объемной закалки:

*a* – под нагрузкой, соответствующей моменту появления аномалий остаточных интерференционных полос; *б* – после снятия нагрузки

контурную закалку наблюдаются знакопеременные остаточные напряжения (рис. 3, б), которые снижают прочность инструмента и могут быть причиной искажения его геометрии.

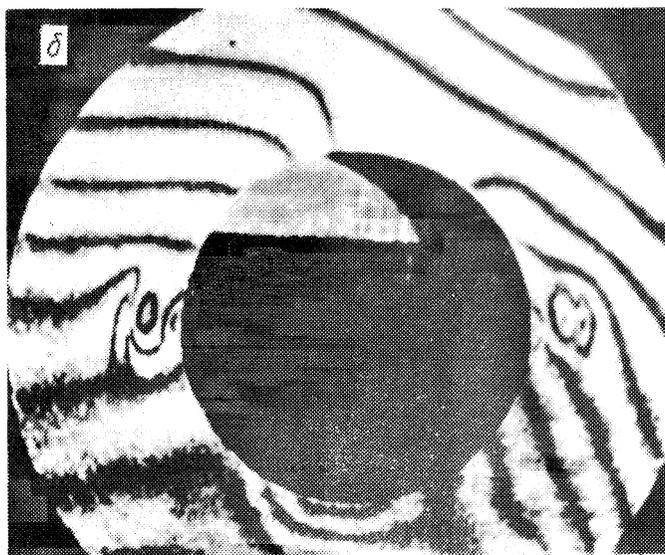
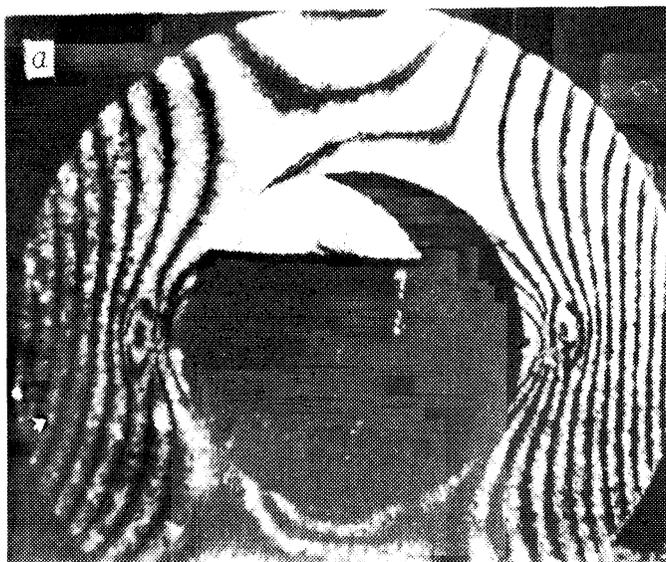


Рис. 3. Голографические интерферограммы кольцевого образца (сталь У8А) после контурной закалки кромки отверстия:  
*a* – под нагрузкой, соответствующей моменту появления аномалий остаточных интерференционных полос; *б* – после снятия нагрузки

Таким образом, голографическая интерферометрия позволяет определить допускаемые давления на режущие кромки инструмента и фиксировать остаточные напряжения и деформации.

В настоящее время в производственной практике при изготовлении матриц разделительных штампов для холодной листовой штамповки применяется объемная и контурная закалка. Достоинством последней является существенное уменьшение деформации режущих кромок вырубного штампа после термической обработки. Область применения контурной закалки определяется допустимым давлением на режущую кромку, которая подвергается закалке. С помощью голографической интерферометрии установлено, что допустимое давление на режущей кромке после контурной закалки составляет 70 % давления после объемной закалки.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Островский Ю.И., Бутусов М.М., Островская Т.В. Голографическая интерферометрия. – М., 1977. – 336 с.

## ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.787.4

Г.Я. БЕЛЯЕВ, А.А. ЯРОШЕВИЧ

### ВЛИЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ И МАТЕРИАЛА РОЛИКА НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Объектом исследований при проведении экспериментов были образцы из стали 45 с исходным параметром шероховатости  $Ra = 8$  мкм, твердостью 197...210 НВ. Предварительная обработка – точение твердосплавным режущим инструментом. Поверхностное пластическое деформирование (ППД) осуществлялось на универсальном токарном станке с помощью однороликового приспособления упругого действия. Деформирующие ролики с одинаковыми геометрическими параметрами были изготовлены из стали ШХ15 и из твердого сплава. Усилие обкатки изменялось в пределах от 250 до 2500 Н, подача – от 0,07 до 0,34 мм/об. Оценка шероховатости производилась по среднему арифметическому отклонению профиля  $Ra$  с помощью профилометра-профилографа мод. 252.

Результаты исследования приведены на рис. 1 и 2.

При изменении усилия обкатки в пределах первого участка нивелируется исходный профиль поверхности. Контакт инструмента с обрабатываемой поверхностью происходит по вершинам неровностей, имеющих малую опорную площадь. За счет интенсивной пластической деформации микронеровностей и нивелирования микровыступов и микровпадин резко изменяется шероховатость поверхности.

С увеличением усилия ППД увеличивается до определенных пределов глубина внедрения ролика и возрастает площадь контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью. По мере возрастания нагрузки зона пластичности расширяется в глубь детали и в направлении поверхности контакта. Это приводит к увеличению сопротивления поверхности пластическому деформированию и уменьшению параметров шероховатости.

При дальнейшем увеличении усилия ППД наблюдается монотонный рост параметров шероховатости поверхности, так как увеличиваются пластические искажения и пластическое деформирование претерпевают не только микронеровности, но и некоторый поверхностный слой детали. На поверхности появляется волнистость. При больших усилиях высота волны значительно превышает высоту микронеровностей обкатанной поверхности.

Продольная подача также оказывает влияние на шероховатость поверхности при ППД. С увеличением подачи происходит увеличение параметра  $Ra$  во всем диапазоне исследованных усилий обработки.

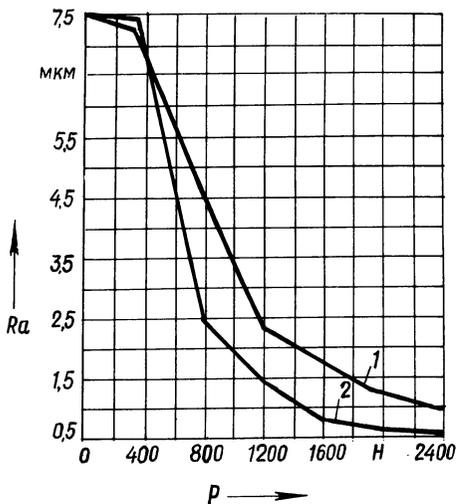


Рис. 1. Зависимость шероховатости поверхности после ее обкатки при подаче 0,07 мм/об от усилия ППД: 1 – ролик из стали ШХ15; 2 – твердосплавный ролик

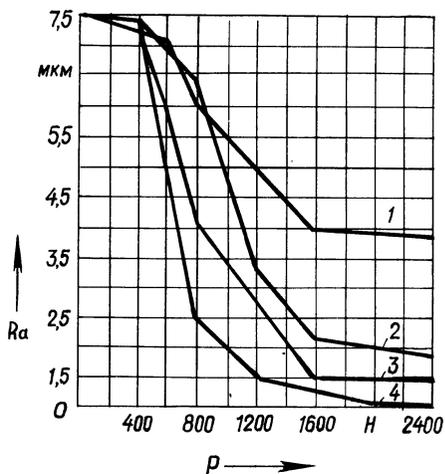


Рис. 2. Зависимость шероховатости поверхности после ее обкатки при подачах 0,21 (1, 2) и 0,34 мм/об (3, 4) от усилия ППД: 1, 2 – ролик из стали ШХ15; 3, 4 – твердосплавный ролик

Результаты исследований показали, что применение твердосплавных роликов позволяет снизить параметры шероховатости поверхности в 1,5–2,5 раза по сравнению с обработкой роликами из стали ШХ15 во всем диапазоне исследованных усилий и подач.

При использовании твердосплавного ролика в зоне контакта увеличивается неоднородность напряженного состояния, зона действия наибольших напряжений приближается к поверхности детали.

ППД твердосплавным роликом позволяет получить поверхности с определенными параметрами шероховатости при значительно меньших усилиях, чем при обкатке роликами из стали ШХ15.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. И о с и л е в и ч Г.Б. Концентрация напряжения и деформаций в деталях машин. – М., 1981. – 220 с.

## ВЫБОР ПРЕДСТАВИТЕЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ МЕТОДОМ КОМПОНЕНТНОГО АНАЛИЗА

От высоты микронеровностей, их формы, частоты, ориентации, относительного расположения зависят эксплуатационные свойства обработанных поверхностей [1–3]. Для количественной оценки микропрофиля используются характеристики шероховатости, определяемые ГОСТ 25142–82. Кроме того, в исследовательских целях вводятся негостированные параметры. Однако в практике конструирования число параметров шероховатости, как правило, ограничивается. Это связано, с одной стороны, с недостаточной изученностью зависимости эксплуатационных свойств поверхностей от негостированных параметров шероховатости. С другой стороны, как показывают исследования, значения некоторых из них взаимозависимы при определенных способах обработки. В связи с этим актуальна задача выбора минимального количества представительных параметров шероховатости, всесторонне характеризующих микропрофиль поверхности.

В данной работе предлагается решение указанной задачи с использованием одного из методов многомерного статистического анализа – метода главных компонент [4]. В его основу положено ортогональное линейное преобразование матрицы корреляций параметров к совокупности некоррелированных нормированных переменных, называемых главными компонентами, что позволяет перейти к меньшему числу переменных путем отбрасывания компонент, имеющих малые дисперсии.

Использование предлагаемой методики показывается на примере анализа шероховатости поверхности образца из порошковой карбидостали, обработанного точением при различных режимах резания. Параметры шероховатости, измеренные с помощью профилометра TALYSURF-5M ("Taylor-Hobson", Великобритания), приведены в табл. 1. Для обработки результатов использован пакет научных программ для ЕС ЭВМ.

Корреляционный анализ выявил значимую связь между рядом параметров, в первую очередь амплитудных:  $Ra-Rq$  ( $r = 0,98$ ),  $Rq-R_p$  ( $r = 0,96$ ),  $R_{max}-R_t$  ( $r = 0,94$ ),  $Ra-R_{3tm}$  ( $r = 0,92$ ), а также шаговых:  $Sm-HSC$  ( $r = 0,98$ ). Результаты компонентного анализа представлены в табл. 2. Выявлено, что 98 % суммарной дисперсии параметров распределены между шестью главными компонентами. Анализ факторных нагрузок показывает, что I компонента связана с амплитудными параметрами шероховатости  $Ra$ ,  $Rq$ ,  $Rz$ ,  $R_{max}$ ,  $R_p$ ,  $R_p$ ,  $R_{3tm}$ , II – с шаговыми параметрами  $Sm$  и  $HSC$ . На эти компоненты приходится более 78 % суммарной дисперсии всех измеренных параметров, что подтверждает обоснованность сложившегося в практике использования параметров  $Ra$ ,  $Rz$ ,  $R_{max}$ ,  $Sm$ . Главная III компонента связана с волновыми параметрами  $\lambda_q$  и  $\Delta q$ , характеризующими развитость поверхности микропрофиля. Максимальная факторная нагрузка IV компоненты связана с параметром  $R_{sk}$  – асимметрией распределения амплитуды микропрофиля относительно

Табл. 1. Параметры шероховатости поверхности образца из карбидостали после точения при различных режимах резания

$Ra$ , мкм	$Rq$ , мкм	$Rmax$ , мкм	$R_p$ , мкм	$R_t$ , мкм	$Rz$ , мкм	$R_{3tm}$ , мкм	$R_{sk}$	$Sm$ , мкм	$S$ , мкм	$HSC$	$\Delta q$	$\lambda_{\varphi}$ , мкм
2,09	2,59	12,6	7,04	13,5	11,0	8,75	0,28	137	82	28	0,258	63,0
1,76	2,39	13,7	9,99	16,7	10,1	6,68	0,18	127	115	30	0,183	81,0
1,44	1,84	9,9	4,30	10,1	8,7	6,35	-0,62	96	81	81	0,180	64,1
1,51	1,89	10,4	5,32	10,4	8,7	5,90	0,06	113	83	35	0,198	59,9
2,19	2,61	13,8	6,67	13,8	10,9	8,32	-0,06	121	104	33	0,211	77,7
1,51	1,94	11,4	4,50	11,8	9,5	5,27	-0,34	156	93	24	0,179	68,2
1,12	1,36	7,7	3,03	7,9	6,4	4,81	-0,14	152	78	25	0,168	51,0
2,06	2,60	14,7	7,43	15,3	11,9	8,75	0,28	120	102	32	0,244	66,9
1,22	1,51	8,7	4,12	9,3	7,2	5,41	0,04	84	78	46	0,189	50,0
1,59	2,04	11,6	6,12	14,0	9,2	5,82	-0,31	132	97	29	0,183	70,2
2,00	2,36	12,2	5,60	12,2	10,0	7,50	0	135	123	28	0,205	72,3
1,71	2,08	10,9	5,08	11,7	9,3	6,56	-0,12	183	115	19	0,209	62,4
1,76	2,19	12,6	6,93	14,0	10,6	7,91	0,31	106	80	36	0,228	60,3
1,37	1,77	13,4	5,86	13,3	9,0	5,51	-0,07	109	96	36	0,205	54,0
1,26	1,60	9,4	2,95	9,4	8,0	5,04	-0,92	115	94	33	0,184	54,5

Табл. 2. Главные компоненты дисперсии параметров шероховатости и матрица факторных нагрузок

Параметры шероховатости поверхности	Факторные нагрузки					
	I	II	III	IV	V	VI
$R_a$	0,95	-0,01	-0,12	-0,22	-0,15	0,03
$R_q$	0,98	-0,01	-0,03	-0,15	-0,10	-0,05
$R_{max}$	0,92	-0,01	0,19	0,02	0,30	-0,03
$R_p$	0,88	-0,12	0,26	0,33	0	-0,07
$R_t$	0,91	0,02	0,27	0,20	0,20	-0,12
$R_z$	0,96	-0,12	-0,05	-0,15	0,07	-0,09
$R_{3tm}$	0,87	-0,32	-0,25	-0,22	-0,13	0,02
$R_{sk}$	0,65	-0,37	-0,25	0,54	-0,21	0,18
$S_m$	0,20	0,88	-0,40	0,12	0	-0,07
$HSC$	-0,29	0,87	0,37	-0,11	-0,03	0,10
$\Delta q$	0,69	-0,42	-0,53	-0,10	0,20	0,06
$\lambda_q$	0,78	0,33	0,42	-0,09	-0,28	-0,14
$S$	0,58	0,60	0,28	-0,11	0,07	0,45
	Главные компоненты					
	7,93	2,43	1,56	0,64	0,35	0,31
	61 %	19 %	9 %	5 %	3 %	2 %

но средней линии, характеризующей несущую способность поверхности; V компонента связана с максимальными отклонениями микропрофиля; VI — с шагом местных выступов профиля.

Шесть главных компонент могут использоваться, к примеру, для получения регрессионных зависимостей параметров шероховатости от режимов резания, которые будут иметь лучшие статистические характеристики благодаря ортогональности компонент. На основе полученной группировки могут быть предложены также представительные параметры шероховатости, выбранные из каждой группы по факторным нагрузкам. В данном примере для всесторонней характеристики шероховатости достаточно использовать 6 параметров:  $R_a$ ,  $S_m$ ,  $\Delta q$ ,  $R_{sk}$ ,  $R_{max}$ ,  $S$ .

Таким образом, предлагаемая методика позволяет существенно уменьшить число параметров шероховатости, необходимых для всесторонней оценки микропрофиля поверхности.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Рыжов О.В., Суслов А.Г., Федоров В.Д. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин. — М., 1979. — 176 с. 2. Ящерицын П.И. Технологическая наследственность и эксплуатационные свойства шлифованных дета-

лей. – Мн., 1971. – 210 с. 3. Дунин-Барковский И.В., Карташова А.Н. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некрутлости поверхности. – М., 1978. – 231 с. 4. Андрукович П.Ф. Применение метода главных компонент в практике исследований. – М., 1978. – 123 с.

УДК 621.833.1:539.539.531

А.И. МЕДВЕДЕВ, М.М. КАНЕ,  
Н.И. САВЧЕНКО

## ИЗМЕНЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ НА ПОВЕРХНОСТИ ЗУБЬЕВ КОЛЕС В ЗАВИСИМОСТИ ОТ РЕЖИМОВ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ

Выполненные ранее исследования [1] показали, что между значениями остаточных напряжений  $\sigma_1$  (остаточные напряжения 1-го рода, или макронапряжения) в поверхностном слое зубьев цилиндрических зубчатых колес после различных операций механической и термической обработки существует достаточно тесная корреляционная зависимость (коэффициент корреляции  $r_{xy} = 0,52...0,9$ ) и, таким образом, имеет место технологическая наследственность при изменении этих напряжений.

Для выяснения возможности целенаправленно влиять на уровень остаточных напряжений при зубофрезеровании цилиндрических зубчатых колес путем изменения режимов резания была исследована зависимость этих напряжений от скорости резания  $v$  и подачи  $S$ .

Материал деталей – стали 40Х, 25ХГТ и 20ХНЗА; модуль колес  $m = 2...4$  мм; число зубьев  $z = 38...65$ . Рассматривались по три партии зубчатых колес (по 50 деталей) из каждого материала. Зубофрезерование заготовок осуществлялось на станке мод. 5Б312 при следующих режимах резания:  $v = 25,2; 31,4; 35; 40,4$  м/мин;  $S = 2,5; 5$  и  $10$  мм/мин для каждого из значений  $v$ . Измерения остаточных напряжений выполнялись рентгеновским методом на дифрактометре ДРОН-05 по методике, изложенной в работе [2].

Для получения математической модели рассматриваемого процесса использовано планирование эксперимента.

Выполнена соответствующая математическая обработка результатов эксперимента и получены следующие уравнения регрессии:

для зубчатых колес из стали 40Х

$$y = -726 + 67,4v + 63,9S + 1,11vS - 1,34v^2 - 68,5S^2; \quad (1)$$

из стали 25ХГТ

$$y = -956 + 83,5v + 79,7S + 1,15vS - 1,4v^2 - 82,8S^2; \quad (2)$$

из стали 20ХНЗА

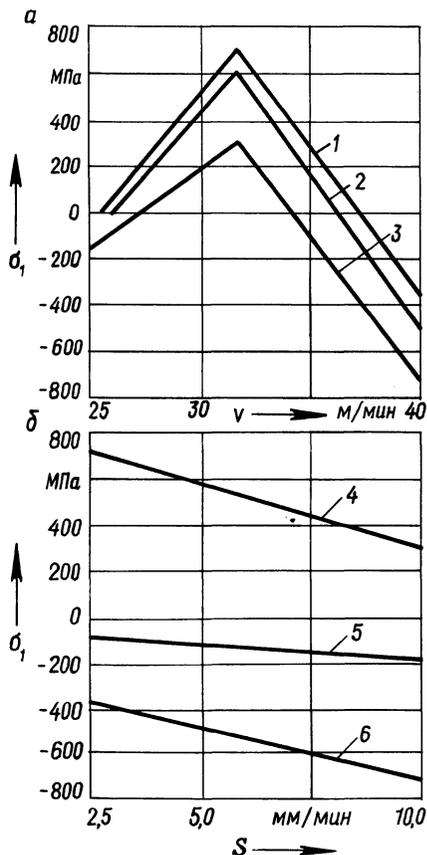
$$y = -928 + 84,9v + 80,9S + 1,2vS - 1,35v^2 - 83,8S^2, \quad (3)$$

где  $y$  – остаточные напряжения, МПа.

Используя эти зависимости, можно с достаточной точностью управлять процессом зубофрезерования с целью обеспечения необходимого уровня оста-

Рис. 1. Графики зависимости остаточных напряжений от режимов зубофрезерования (материал зубчатых колес — сталь 40X):

*a* — скорости резания при следующих значениях подачи: 1 — 2,5 мм/мин; 2 — 5; 3 — 10 мм/мин; *б* — подачи при следующих значениях скорости резания; 4 — 25,2 м/мин; 5 — 31,4; 6 — 40 м/мин



точных напряжений в поверхностном слое зубьев (относительная ошибка в определении  $\sigma$  по уравнениям (1) — (3) составляет в среднем 3...10 %).

Из указанных зависимостей следует, что наибольшее влияние на изменение остаточных напряжений оказывает скорость резания.

Характер зависимости остаточных напряжений от режимов резания при зубофрезеровании цилиндрических зубчатых колес из стали 40X (рис. 1) не изменяется и при других исследованных материалах.

Как следует из рис. 1, *a*, при скоростях резания до 26...27 м/мин и свыше 36 м/мин остаточные напряжения являются сжимающими, а в диапазоне скоростей 26...36 м/мин — растягивающими. Для повышения эксплуатационных характеристик зубчатых колес это наиболее неблагоприятные скорости резания. Тем не менее при производстве зубчатых колес на целом ряде предприятий автотракторостроения зубофрезерование производится именно в этом диапазоне скоростей резания.

Поэтому представляется целесообразным увеличение скорости резания при зубофрезеровании до 40...50 м/мин, что соответствует рекомендациям, приведенным в работе [3].

С увеличением подачи при зубофрезеровании (рис. 1, *б*) происходит рост

сжимающих остаточных напряжений, что связано с преобладанием силового фактора в процессе резания.

## ЛИТЕРАТУРА

1. М е д в е д е в А.И., К а н е М.М. Исследование изменения остаточных напряжений в поверхностном слое зубьев цилиндрических зубчатых колес после различных операций их обработки // *Машиностроение*. — Мн., 1985. — Вып. 10. — С. 97–99.
2. Рентгенография в физическом металловедении / Под ред. Ю.А. Багаряцкого. — М., 1961. — 368 с.
3. К а л а ш н и к о в С.Н., К а л а ш н и к о в А.С. Зубчатые колеса и их изготовление. — М., 1983. — 258 с.

УДК 621.914.1

А.Л. АБУГОВ, И.Л. БАРШАЙ

### ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ДЕТАЛЕЙ ПОСЛЕ ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЯ

Определение тангенциальных остаточных напряжений в поверхностном слое деталей после иглофрезерования осуществлялось механическим методом.

Из труб (материал — Ст 10, наружный диаметр — 22 мм, толщина стенки — 1,5 мм), обработанных иглофрезерованием, на токарно-винторезном станке мод. 16К20 с применением чистовых режимов и обильного охлаждения вырезались кольца шириной 10 мм. После разрезки колец по образующей измерялась полученная деформация и осуществлялось последовательное травление их поверхностных слоев водным раствором азотной кислоты, приготовленным с соотношением объемных частей кислоты и воды 1:9. Предварительно внутренняя поверхность и торцы образцов для защиты от травления покрывались цапонлаком.

В результате экспериментов установлено, что скорость травления в указанных условиях составляет 23...25 мкм/мин. Контроль толщины снятого слоя металла осуществлялся по изменению толщины кольца, измеряемой в трех сечениях и усредненной. Деформации определялись по внутреннему диаметру кольца, также измеренному в трех сечениях и усредненному. Указанные измерения проводились на универсальном микроскопе мод. 692 фирмы "Carl Zeiss Jena" с ценой деления 0,001 мм.

Тангенциальные остаточные напряжения определялись по методике Н.Н. Давиденкова с учетом произведенных И.А. Биргером уточнений [1].

Предварительно были определены остаточные напряжения на поверхности заготовки, которые оказались равными 200...300 МПа.

Иглофрезерование осуществлялось иглофрезой диаметром 150 мм с шириной режущей части 22 мм, диаметр и вылет игл — соответственно 0,32 и 14 мм. После него в поверхностном слое детали появились сжимающие остаточные напряжения в диапазоне —300...—800 МПа. Анализ распределения остаточных напряжений в поверхностном слое показал, что максимальные сжимающие напряжения имели место у поверхности детали. При удалении в глубину металла уровень сжимающих остаточных напряжений резко снижается с

последующим переходом в растягивающие напряжения.

Для изучения влияния параметров режима иглофрезерования на остаточные напряжения на обработанной поверхности применялся центральный композиционный ортогональный план эксперимента (ЦКОП) [2]. Пределы варьирования параметров режима обработки: скорость резания  $v = 60 \dots 240$  м/мин, продольная подача  $S_{\text{пр}} = 2,5 \dots 10$  мм/об, круговая подача  $S_{\text{кр}} = 1,38 \dots 4,46$  м/мин, усилие прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности  $P = 150 \dots 250$  Н. В результате реализации ЦКОП была получена модель регрессионного анализа:

$$\sigma_{\theta} = -365,9 + 2,27v - 120,3S_{\text{пр}} - 8,11S_{\text{кр}} + 0,425P + \\ + 0,191vS_{\text{кр}} - 0,014vP + 3,4S_{\text{пр}}S_{\text{кр}} + 0,14S_{\text{пр}}P + 4,23S_{\text{пр}}^2.$$

Адекватность модели была проверена по критерию Фишера при 5 %-м уровне значимости. Все расчеты выполнены на ЭВМ ЕС 1035.

Анализ модели показал, что с увеличением скорости резания остаточные напряжения монотонно изменяются. При малых усилиях прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности (150...190 Н) зависимость  $\sigma_{\theta} = f(v)$  — убывающая. Это объясняется повышением температуры в зоне контакта иглофрезы — деталь с увеличением скорости резания, в результате чего температурный фактор преобладает над сравнительно незначительным силовым. При больших значениях усилий прижатия остаточные напряжения возрастают ввиду значительного повышения роли силового фактора в их формировании. Продольная и круговая подачи не оказывают влияния на характер изменения остаточных напряжений.

С увеличением продольной подачи наблюдается первоначальный рост, а затем снижение уровня остаточных напряжений. Это объясняется тем, что первоначальный рост продольной подачи приводит к усилению силового воздействия на поверхность детали вследствие увеличения отжатия игл, за счет чего повышается уровень остаточных напряжений. Дальнейшее увеличение продольной подачи приводит к уменьшению количества игл, воздействующих на элементарные объемы поверхностного слоя. Это способствует снижению остаточных напряжений. При возрастании скорости резания и усилия прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности максимум остаточных напряжений смещается в область меньших продольных подач. С увеличением круговых подач указанный максимум смещается в область больших продольных подач. При этом остаточные напряжения незначительно убывают. Остальные параметры режима обработки не оказывают существенного влияния на характер изменения зависимости  $\sigma_{\theta} = f(S_{\text{кр}})$ .

Зависимость уровня остаточных напряжений от усилия прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности имеет монотонно возрастающий характер. Остальные параметры режима иглофрезерования не оказывают влияния на характер изменения зависимости  $\sigma_{\theta} = f(P)$ .

Таким образом, с изменением параметров режима иглофрезерования возможно наведение в поверхностном слое обработанной детали сжимающих остаточных напряжений широкого диапазона.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Биргер И.А. Остаточные напряжения. — М., 1963. — 232 с. 2. Ящеричы и П.И., Махаринский Е.И. Планирование эксперимента в машиностроении. — Мн., 1985. — 286 с.

УДК 621.993.042

В.И. ШАГУН

### ШАГ РЕЗЬБЫ

#### М16х2 В СТАЛИ 45 В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УСЛОВИЙ РЕЗЬБООБРАБОТКИ

Исследования проводили на вертикально-сверлильном станке мод. 2А125 с самозатягиванием метчика. Шпиндель станка уравнивали так, что в нерабочем состоянии его можно было перемещать вверх и вниз с усилием 10... 15 Н. Усилие, необходимое для врезания метчика, и путь врезания были постоянными.

Образцы под нарезание резьбы — толстостенные втулки с наружным диаметром 48 мм, внутренним 14 мм и высотой 25 мм. Материал образцов — сталь 45 с твердостью 170 НВ и  $\sigma_{\text{в}} = 640$  МПа, структура — перлит + феррит.

Использование специальных тисков цангового типа и точное выполнение образцов позволили закреплять образцы при несоосности со шпинделем станка до 0,015 мм.

Метчики — четырехперые из стали Р18, затылованные по профилю резьбы на всей ширине пера (тип А) и на  $2/3$  ширины пера (тип Б). Исходные параметры метчиков: длина рабочей части — 35 мм; ширина пера — 4,4 мм; передний угол  $\gamma = 10^\circ$ ; задний угол  $\alpha = 5^\circ$ ; угол заборного конуса  $\varphi = 14^\circ 50'$ ; обратная конусность по среднему диаметру резьбы  $\Delta d = 0,1:100$  мм; затылование по профилю на угловом шаге перьев  $K_1 = 0,135$  мм для метчиков типа А и 0,4 мм для метчиков типа Б.

Патрон для крепления метчиков — шариковый плавающий, лишь только при исследованиях радиального биения метчика — специальный жесткий с радиальной упругой податливостью 0,005 мм/Н на конце метчика.

Скорость резания  $v = 10$  м/мин, смазочно-охлаждающая жидкость — сульфозрезол, при исследовании влияния обрабатываемого материала — 10 %-я водная эмульсия эмульсола ЭБ-2. В специальном приборе для измерения среднего диаметра резьбы использован разрезанный вдоль оси резьбовой калибр — пробка типа НЕ с одним витком резьбы. Предельная погрешность измерения составляла  $\pm 3,5$  мкм. Собственно средний диаметр резьбы измеряли на каждом витке. Каждый опыт по нарезанию резьбы повторяли 10 раз.

Непосредственные измерения шага внутренних резьб малого диаметра затруднены. Поэтому отклонения шага определяли косвенно по уширению впадин резьбы при воздействии осевых и радиальных сил резания, а также и внешних, передаваемых от станка.

Под воздействием осевых сил, выталкивающих метчик из отверстия, боковые режущие кромки метчика, обращенные в сторону его хвостовика

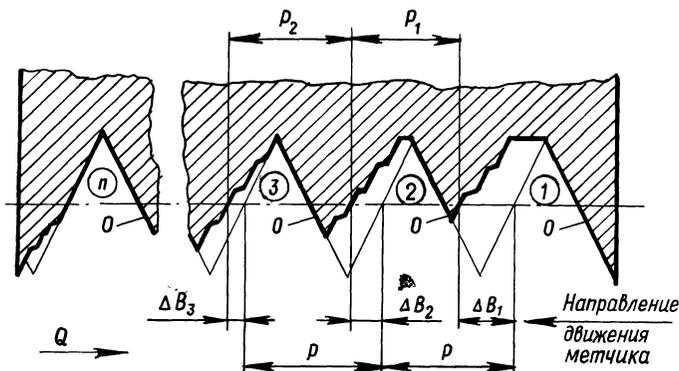


Рис. 1. Искажение профиля резьбы под действием осевых сил  $Q$  (1, 2, ...,  $n$  – впадины нарезанной резьбы; жирной линией показан действительный профиль резьбы)

(опорные), прижимаются к опорным сторонам только что нарезанных витков резьбы. Давления на опорные стороны витков резьбы настолько большие, что опорные кромки метчика срезают с них дополнительную стружку (доказано экспериментами, выполненными ранее), а неопорные кромки постепенно отходят от профилируемых ими сторон витков резьбы. При поступательном перемещении метчика шаг резьбы отличается от теоретического. Нарезанная резьба приобретает вид, показанный на рис. 1. По опорным сторонам  $O$  шаг нарезанной резьбы равен шагу метчика по этим же сторонам, так как метчик постоянно поджат к ним. По противоположным сторонам шаги  $P_1$  и  $P_2$  меньше  $P$ . Поэтому при исследованиях определяли отклонения шага резьбы по неопорным сторонам ( $P_1, P_2, \dots$ ).

Значения  $P_1, P_2, \dots, P_n$  легко вычислить по уширению впадины резьбы  $\Delta B_i$ :

$$P_1 = P - \Delta B_1 + \Delta B_2; P_2 = P - \Delta B_2 + \Delta B_3 \dots$$

В общем случае можно записать

$$P_i = P - \Delta B_i + \Delta B_{i+1}.$$

Уширение впадины  $\Delta B_i$  вычисляли по измеренному разбиванию среднего диаметра резьбы, отклонениям  $\Delta d_{2i}$  измеренного среднего диаметра  $d_{2i}$  от теоретического  $d_{2T}$  (рис. 2):

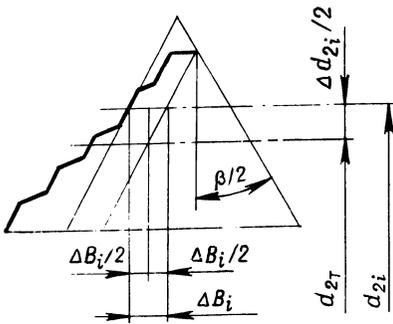
$$\frac{\Delta B_i}{2} : \frac{\Delta d_{2i}}{2} = \operatorname{tg}(\beta/2), \Delta B_i = \Delta d_{2i} \operatorname{tg}(\beta/2),$$

где  $\Delta d_{2i} = d_{2i} - d_{2T}$ .

Таким образом, отклонение шага резьбы

$$\Delta P_i = P_i - P = \Delta B_{i+1} - \Delta B_i.$$

Рис. 2. Схема для вычисления уширения впадины резьбы  $\Delta B_i$



Окончательно,  $\Delta P_i = (\Delta d_{2i+1} - \Delta d_{2i}) \operatorname{tg}(\beta/2)$ .

Средние значения отклонений шага  $\overline{\Delta P}_i$  на каждом витке резьбы вычисляли по средним значениям  $\overline{\Delta d}_{2i}$  при десятикратном повторении опытов:

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

Накопленная ошибка шага

$$\overline{\Delta P}_\Sigma = \sum_{i=3}^{n-2} \overline{\Delta P}_i,$$

где  $n$  – число витков резьбы по длине отверстия образца;  $i$  – порядковый номер впадины нарезанной резьбы, отсчитанный со стороны захода метчика.

Две первых и две последних впадины резьбы в расчет не принимались, так как их размеры стандартом не установлены.

Длина отверстия в образцах – 25 мм, т.е. 12 шагов. Поэтому в соответствии с рис.1

$$\begin{aligned} \overline{\Delta P}_\Sigma &= \overline{\Delta P}_3 + \overline{\Delta P}_4 + \dots + \overline{\Delta P}_9 = [(\overline{\Delta d}_{24} - \overline{\Delta d}_{23}) + \\ &+ (\overline{\Delta d}_{25} - \overline{\Delta d}_{24}) + \dots + (\overline{\Delta d}_{210} - \overline{\Delta d}_{29})] \operatorname{tg}(\beta/2). \end{aligned}$$

Окончательно получим

$$\overline{\Delta P}_\Sigma = (\overline{\Delta d}_{210} - \overline{\Delta d}_{23}) \operatorname{tg}(\beta/2).$$

Достоверность результатов исследований оценивали по доверительным интервалам для  $\overline{\Delta P}_i$  и  $\overline{\Delta P}_\Sigma$ :

Математическое ожидание отклонений шага

$$m\overline{\Delta P}_i = \overline{\Delta P}_i \pm \delta\overline{\Delta P}_i = \overline{\Delta P}_i \pm z_\alpha \sigma\overline{\Delta P}_i,$$

$$m\overline{\Delta P}_\Sigma = \overline{\Delta P}_\Sigma \pm \delta\overline{\Delta P}_\Sigma = \overline{\Delta P}_\Sigma \pm z_\alpha \sigma\overline{\Delta P}_\Sigma.$$

Заменим средние квадратические отклонения  $\sigma$  исправленными выборочными  $S$  и вычислим их, используя теорему сложения дисперсий:

$$\begin{aligned}
S^2 \overline{\Delta P}_i &= S^2 [(\overline{\Delta d}_{2 i+1} - \overline{\Delta d}_{2 i}) \operatorname{tg}(\beta/2)] = \\
&= (S^2 \overline{\Delta d}_{2 i+1} + S^2 \overline{\Delta d}_{2 i}) \operatorname{tg}(\beta/2) = \\
&= 1/n \cdot (S^2 \Delta d_{2 i+1} + S^2 \Delta d_{2 i}) \operatorname{tg}(\beta/2); \\
S \overline{\Delta P}_i &= [1/n \cdot (S^2 \overline{\Delta d}_{2 i+1} + S^2 \overline{\Delta d}_{2 i}) \operatorname{tg}(\beta/2)]^{1/2}; \\
S^2 \overline{\Delta P}_\Sigma &= S^2 [(\overline{\Delta d}_{2 10} - \overline{\Delta d}_{2 3}) \operatorname{tg}(\beta/2)] = \\
&= (S^2 \overline{\Delta d}_{2 10} + S^2 \overline{\Delta d}_{2 3}) \operatorname{tg}(\beta/2) = \\
&= 1/n \cdot (S^2 \Delta d_{2 10} + S^2 \Delta d_{2 3}) \operatorname{tg}(\beta/2); \\
S \overline{\Delta P}_\Sigma &= [1/n \cdot (S^2 \Delta d_{2 10} + S^2 \Delta d_{2 3}) \operatorname{tg}(\beta/2)]^{1/2},
\end{aligned}$$

где  $n$  – число повторений опытов;

$$\begin{aligned}
\overline{\Delta d}_{2 i} &= 1/n \cdot \sum_{i=1}^n \Delta d_{2 i} ; S \Delta d_{2 i} = [1/(n-1) \cdot \sum_{i=1}^n (\overline{\Delta d}_{2 i} - \\
&\quad - \overline{\Delta d}_{2 i})^2]^{1/2} .
\end{aligned}$$

Математическая обработка результатов измерений нарезанных образцов, выполненная на ЭВМ по проведенным выше зависимостям, выявила, что наибольшие отклонения шага имеют место на первых со стороны захода метчика витках резьбы. Это объясняется тем, что удельные осевые силы на этих витках больше, чем в глубине отверстия. Кроме того, здесь больше влияние радиальных сил в связи с меньшим, чем в глубине отверстия, защемлением метчика.

Анализ данных табл. 1 позволяет сделать некоторые выводы.

1. Математически значимо влияние почти всех исследованных факторов.  
2. Отклонения шага резьбы на 3-м витке изменялись в условиях эксперимента от 1 до 60 мкм, а накопленная ошибка шага – от 1 до 205 мкм.

3. Наименьшие ошибки шага при всех прочих равных условиях получены при использовании метчиков типа Б, мало чувствительных к воздействию осевых сил. Для них  $\overline{\Delta P}_3 = 1 \dots 5$  мкм, а  $\overline{\Delta P}_\Sigma = 1 \dots 32$  мкм, в то время как для метчиков типа А они были соответственно равны 26...60 и 105...205 мкм при нарезании резьбы в образцах твердостью 170 НВ с охлаждением сульфифрезолом.

4. Метчики типа Б оказались чувствительными к условиям работы, связанным с увеличением радиальных сил (биение метчика со шпинделем станка, нарезание резьбы при креплении метчика в плавающе-качающемся патроне).

5. На отклонение шага резьбы, нарезанной метчиками типа А, наиболее сильное влияние оказали факторы, связанные с подрезанием боковых сторон резьбы под воздействием осевых сил: способ нарезания резьбы, вид СОЖ.

Нарезание резьбы по резьбовому копиру и использование эмульсии вместо сульфифрезолола позволили уменьшить  $\overline{\Delta P}_\Sigma$  более чем в 100 раз. Несколько

Табл. 1. Погрешности шага резьбы

Исследуемый фактор	Метчик типа А				Метчик типа Б			
	Погрешности шага резьбы, мкм							
	на 3-м витке		накопленные		на 3-м витке		накопленные	
	$\Delta P_3$	$\pm \delta$	$\Delta P_\Sigma$	$\pm \delta$	$\Delta P_3$	$\pm \delta$	$\Delta P_3$	$\pm \delta$
Биение метчика со шпинделем станка $E$ , мм:								
0	28	18	126	45	2	2	1	2
0,2	30	20	124	45	5	6	32	10
0,4	26	18	105	30	2	2	8	4
Диаметр отверстия под резьбу $d$ , мм:								
13,62	—	—	—	—	3	2	3	2
13,84	—	—	—	—	3	2	1	2
14	—	—	—	—	3	2	4	4
14,14	—	—	—	—	4	2	2	4
СОЖ:								
сульфофрезол	45	29	205	45	3	2	4	4
эмульсия	5	1	12	6	1	1	2	4
Патрон:								
Ж	—	—	—	—	6	6	8	4
К	—	—	—	—	5	4	12	6
П	—	—	—	—	5	2	8	4
П-К	—	—	—	—	13	15	37	13
Способ нарезания:								
самозатягиванием по копиру	28	18	126	45	2	1	2	3
	1	1	1	2	3	0	2	2
Твердость образцов:								
170НВ	60	33	84	12	2	1	6	4
250НВ	13	15	45	11	1	1	4	4
320НВ	2	2	1	2	1	1	6	4
Обрабатываемый материал:								
сталь 45	5	2	12	5	1	1	2	4
сталь 20	13	5	17	4	4	2	1	2
чугун СЧ18-36	3	2	6	4	2	1	4	4
Al	1	1	10	6	2	1	4	4

Примечания: 1. Средние значения отклонения шага резьбы на 3-м витке  $\Delta P_3$  и накопленные ошибки шага должны быть со знаком минус (усадка);  $\pm \delta$  — доверительный интервал.

2. В рамки заключены статистически значимые результаты.

3. Отклонения шага резьбы определены для ее неопорных сторон, которые не воспринимают осевых сил.

слабее оказалось влияние твердости обрабатываемого материала. С ее увеличением от 170 до 320 НВ уменьшилось в 80 раз  $\overline{\Delta P}_{\Sigma}$ .

6. Вид обрабатываемого материала при нарезании резьбы с эмульсией имеет существенное значение только для метчиков типа А. При этом  $\overline{\Delta P}_{\Sigma}$  изменяется от 6 до 17 мкм. Меньшие значения  $\overline{\Delta P}_{\Sigma}$  получены при материалах, обладающих повышенными упругими свойствами.

С целью уменьшения ошибок шага следует ограничивать влияние осевых сил на процесс резьбообработки:

нарезать резьбу с принудительной осевой подачей метчика, например по резьбовому копиру;

использовать метчики, не чувствительные к воздействию осевых сил, — незатылованные по профилю или затылованные не на всей ширине пера, с опорными элементами, воспринимающими осевые силы (типа метчиков с бочкообразным зубом), с правыми винтовыми канавками для правой резьбы и др.;

использовать СОЖ с хорошей проникающей и смазывающей способностью.

Для повышения точности резьб по шагу необходимо уменьшать радиальные силы резания за счет оптимизации угла заборной части метчика; крепить метчики в подвижных патронах с малым числом подвижных сочленений обязательно с трением качения, например плавающих, или с внутренним трением типа сальфонных.

УДК 621.951

М.А. КОРНИЕВИЧ

### ВЛИЯНИЕ УГЛОВ ЗАТОЧКИ ШНЕКОВОГО СВЕРЛА НА РАЗБИВКУ И УВОД ОСИ ОТВЕРСТИЯ

На точность обработки отверстий при сверлении оказывают влияние глубина сверления, скорость резания и подача, погрешности заточки и геометрические параметры инструмента и др. Применение кондукторных втулок способствует значительному уменьшению разбивки и увода оси отверстия. Наименее исследована зависимость точности обработанного отверстия от углов заточки шнековых сверл. Поэтому был исследован процесс сверления образцов из аустенитной стали 12Х21Н5Т на токарном станке мод. 1К62. Образцы помещались в специальное приспособление, наполненное 5 %-м раствором эмульсии. Расстояние между кондукторной втулкой и торцом детали составляло 1,5 диаметра сверла. Износ по задней поверхности сверл диаметром 16 мм не превышал 0,3 мм.

Исследовалось влияние на разбивку  $\delta$  и увод оси отверстия  $\Delta$  углов заточки шнекового сверла в следующих пределах: углы при вершине  $2\varphi = 100...140^\circ$  и  $2\varphi_0 = 57...103^\circ$ ; передние углы  $\gamma = 1,2...22,8^\circ$ ; задние углы  $\alpha_0 = 5,7...24,3^\circ$ ; углы наклона стружколома  $\tau = 0,2...13,2^\circ$ . Главный задний угол  $\alpha = 14^\circ$  не изменялся. Эксперименты повторялись по 2 раза при скорости резания 10 м/мин и подаче 0,11 мм/об для каждого сочетания углов.

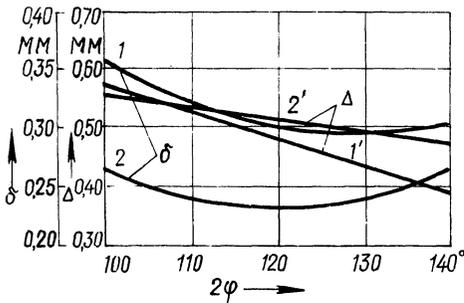


Рис. 1. Зависимость точности отверстия от углов при вершине сверла:  
 1, 1' -  $2\varphi_0 = 80^\circ$ ,  $\gamma = 12^\circ$ ,  $\alpha_0 = 15^\circ$ ,  
 $\tau = 7^\circ$ ; 2, 2' -  $2\varphi_0 = 95^\circ$ ,  $\gamma = 19^\circ$ ,  
 $\alpha_0 = 21^\circ$ ,  $\tau = 3^\circ$

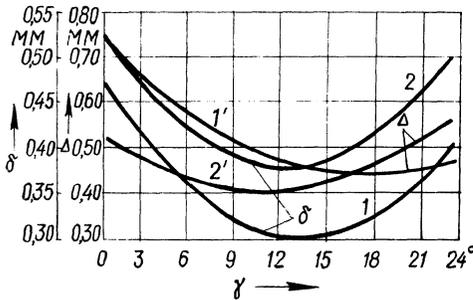


Рис. 2. Зависимость точности отверстия от передних углов сверла:  
 1, 1' -  $2\varphi = 120^\circ$ ,  $2\varphi_0 = 80^\circ$ ,  $\alpha_0 = 15^\circ$ ,  
 $\tau = 7^\circ$ ; 2, 2' -  $2\varphi = 120^\circ$ ,  $2\varphi_0 = 95^\circ$ ,  
 $\alpha_0 = 15^\circ$ ,  $\tau = 3^\circ$

Зависимости между разбивкой, уводом оси отверстия и углами заточки шнекового сверла определялись с помощью планирования эксперимента [1].

Влияние каждого из углов заточки режущей части сверла на точность обработанных отверстий определялось исследованием частных зависимостей, полученных из уравнений множественной регрессии, варьированием одного из углов при постоянных значениях остальных переменных.

Анализ зависимостей разбивки и увода оси отверстий от углов при вершине сверл (рис. 1) показал, что наименьшая погрешность обработанных отверстий имеет место при  $2\varphi = 120^\circ$ . При этом наблюдается минимальный крутящий момент [2]. Объясняется это улучшением условий образования дробленой, удобной для транспортирования стружки и беспрепятственным отводом ее из зоны резания, что оказывает положительное влияние на направление сверла в отверстии.

При уменьшении угла  $2\varphi$  резко ухудшаются условия перехода стружки из режущей в транспортирующую часть, увеличивается крутящий момент, возрастают крутильные деформации и вибрации инструмента и как следствие ухудшается точность обработанных отверстий.

С изменением  $2\varphi$  до  $140^\circ$  при сверлении образца из стали 12Х21Н5Т увеличиваются толщина и прочность стружки и снижается эффективность ее дробления. Это является причиной ухудшения доступа охлаждающей жидкости в зону резания, увеличения осевой силы, крутящего момента и температуры резания. Все это приводит к увеличению разбивки обработанного отверстия.

На разбивку и увод оси отверстия более сильное влияние оказывает изменение передних углов сверл (рис. 2), определяющих процесс формирования, дробления и отвода стружки из зоны резания. Уменьшение их до  $2...5^\circ$  ведет

Рис. 3. Зависимость точности отверстия от задних углов сверла:

1, 1' -  $2\varphi = 120^\circ$ ,  $2\varphi_0 = 80^\circ$ ,  $\gamma = 12^\circ$ ,  $\tau = 7^\circ$ ; 2, 2' -  $2\varphi = 133^\circ$ ,  $2\varphi_0 = 80^\circ$ ,  $\gamma = 19^\circ$ ,  $\tau = 3^\circ$

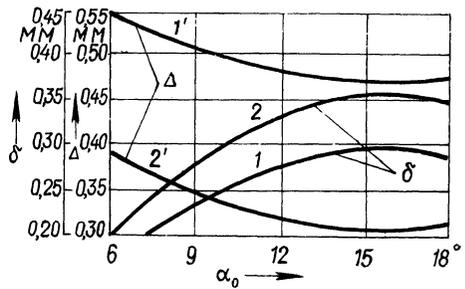
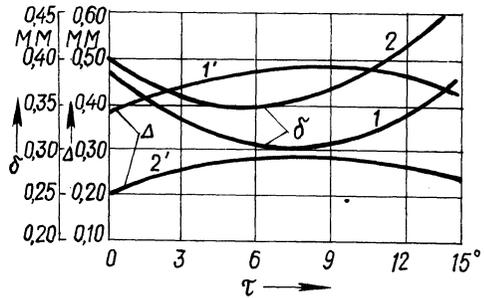


Рис. 4. Зависимость точности отверстия от угла наклона стружколомающего порошка:

1, 1' -  $2\varphi = 120^\circ$ ,  $2\varphi_0 = 80^\circ$ ,  $\gamma = 12^\circ$ ,  $\alpha_0 = 15^\circ$ ; 2, 2' -  $2\varphi = 133^\circ$ ,  $2\varphi_0 = 65^\circ$ ,  $\gamma = 19^\circ$ ,  $\alpha_0 = 21^\circ$



к ухудшению условий резания вследствие увеличения деформаций срезаемого слоя. При этом крутящий момент и осевая сила возрастают в 1,2...1,3 раза [2], растут продольные деформации сверла, приводящие в свою очередь к увеличению увода оси и диаметра отверстия.

Увеличение передних углов до  $12...17^\circ$  способствует улучшению условий образования и удаления стружки, уменьшению усилий резания, а следовательно, и деформации инструмента, что положительно сказывается на точности обработанных отверстий.

Влияние задних углов сверл на увод оси и разбивку отверстия не одинаково (рис. 3). С их увеличением уменьшаются площади контактирующих поверхностей и усилия резания, улучшаются условия внедрения режущих лезвий в обрабатываемый материал, снижаются силы резания, что приводит к уменьшению увода оси отверстия. Однако с увеличением  $\alpha_0$  возрастает разбивка отверстия.

На рис. 4 показаны кривые зависимости увода оси и разбивки обработанного отверстия от угла наклона  $\tau$  стружколомающего порошка сверла. Замечено, что характер зависимостей разбивки отверстия от  $\tau$  аналогичен характеру зависимости  $M = f(\tau)$ . Следовательно, процесс образования и отвода стружки существенно влияет как на изменение усилий резания, так и на точность обработанных отверстий. Наиболее благоприятные условия образования, дробления и отвода стружки создаются при  $\tau = 5...10^\circ$ . В этом случае наблюдаются минимальные силы резания, повышается точность обработанных отверстий.

Таким образом, при углах заточки шнековых сверл  $2\varphi = 120...125^\circ$ ,  $2\varphi_0 = 90...95^\circ$ ,  $\gamma = 12...16^\circ$ ,  $\alpha = \alpha_0 = 12...17^\circ$ ,  $\tau = 6...8^\circ$  в случае сверления образцов из стали 12Х21Н5Т значения увода оси и разбивки отверстия минимальные.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Н а л и м о в В.В., Ч е р н о в а Н.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. – М., 1965. – 398 с. 2. К о р н и е в и ч М.А. Комплексное исследование операции сверления глубоких отверстий в нержавеющей и малоуглеродистых сталях шнековыми сверлами: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Мн., 1979. – 22 с.

УДК 621.941

С.Н. КАЗАКОВ

### ВЫБОР СОЖ И МЕТОДА ПРАВКИ АБРАЗИВНОГО КРУГА ДЛЯ ВРЕЗНОГО ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ШЛИФОВАНИЯ ВАЛОВ С ПЛАЗМЕННЫМИ ПОКРЫТИЯМИ

При шлифовании труднообрабатываемых материалов, к которым можно отнести плазменные износостойкие покрытия марок ПН55Т45 и ПН85Ю15, важное значение имеет подбор СОЖ. Низкие теплопроводность, жаропрочность (ПН85Ю15), большое содержание никеля, титана (ПН55Т45), интерметаллидная основа и особенности строения слоя покрытия – факторы, затрудняющие процесс шлифования покрытий исследуемых марок.

С целью определения эффективного вида СОЖ для врезного предварительного шлифования покрытий марок ПН55Т45 и ПН85Ю15 были проведены сравнительные эксперименты с использованием водных растворов, содержащих 2 % соды кальцинированной и 0,3 % нитрита натрия (состав № 1); 5 % эмульсола ЭТ-2 и 0,3 % тринатрийфосфата (№ 2), а также масла "индустриальное 20" (№ 3). Такой подбор СОЖ (синтетическая – № 1, эмульсия – № 2, углеводородная – № 3) обусловлен отсутствием соответствующих рекомендаций в технической литературе. Опыты по врезному шлифованию проводились на универсальном круглошлифовальном станке мод. ЗБ12, модернизированном для обеспечения автоматической поперечной подачи. Образцы в виде толстостенной трубы длиной 150 мм с напыленным на наружную поверхность покрытием устанавливались на оправке в центрах станка. Параметры режима резания, подобранные на основании рекомендаций [1] для труднообрабатываемых материалов, поддерживались неизменными: скорость вращения круга  $v_k = 40$  м/с; скорость вращения изделия  $v_{\text{и}} = 40$  м/мин; скорость поперечной подачи  $S_{\text{поп}} = 0,5$  мм/мин. Время действия поперечной подачи ограничивалось  $\tau = 0,5$  мин. В качестве выходных параметров процесса шлифования регистрировались скорость радиального изнашивания круга  $Q_k$  (мкм/мин), скорость массового съема  $Q_{\text{и}}$  (г/мин), максимальная мощность шлифования  $N_p$  (кВт). Производился расчет приведенных затрат  $C_{\text{уд}}$  (руко./шт.) по съему припуска  $2z = 0,5$  мм с условной детали длиной 40 мм. На основании серии опытов по выбору вида материала зерен круга для предварительного шлифования было сделано заключение о целесообразности использования карбида кремния зеленого 63С. В данных опытах использовался круг 63С40СМ17К5 для покрытий исследуемых марок. Подвод СОЖ осуществлялся поливом. Как показывают результаты экспериментов (рис. 1), от вида СОЖ в значительной мере зависят

выходные показатели врезного предварительного шлифования. При переходе от содового раствора (№ 1) к индустриальному маслу (№ 3) при шлифовании покрытия марки ПН55Т45 наблюдалось увеличение  $Q_k$  в 3,9 раза при одновременном росте  $Q_n$  в 1,9 раза (рис. 1, а).

В то же время обработка покрытия марки ПН85Ю15 с использованием в качестве СОЖ масла сопровождалась уменьшением  $Q_k$  в 4 раза при увеличении  $Q_n$  в 2,49 раза (рис. 1, б). Столь разный характер изменения скорости радиального изнашивания круга при шлифовании покрытий марок ПН55Т45

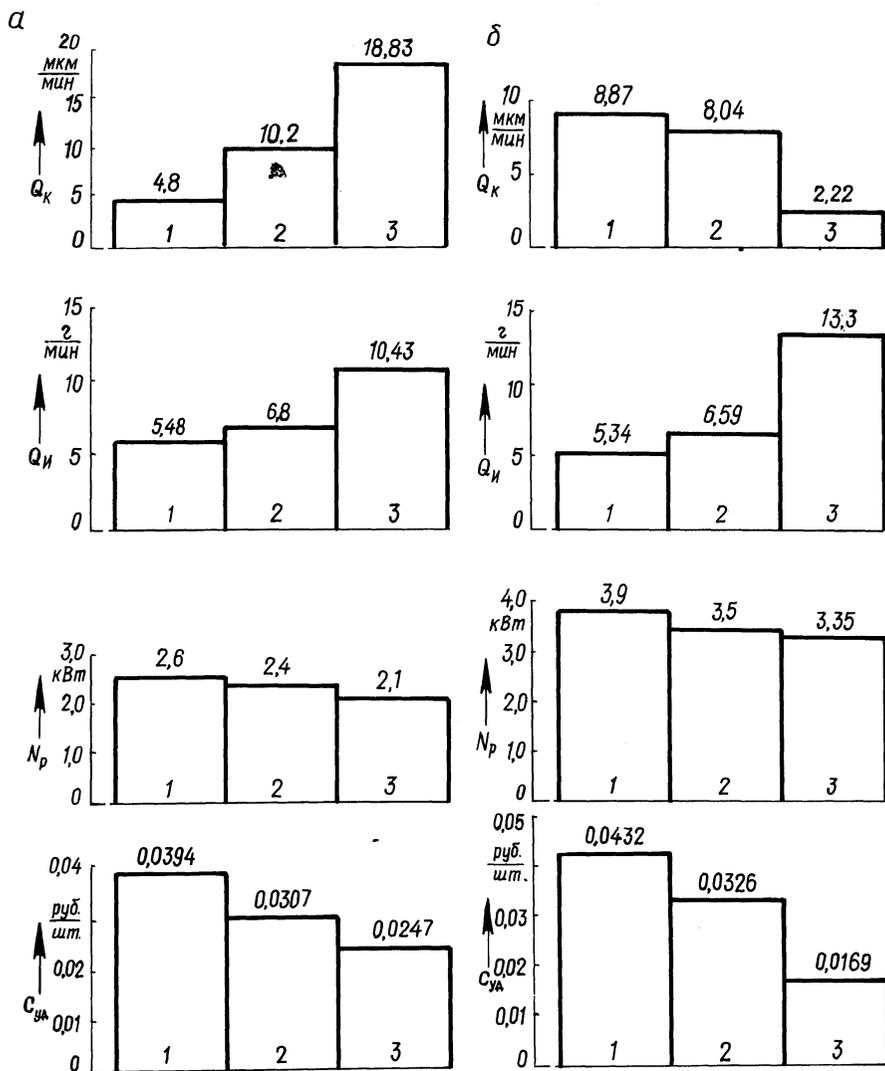


Рис. 1. Характеристики процесса предварительного врезного шлифования в зависимости от вида СОЖ

и ПН85Ю15 можно объяснить бóльшим содержанием Ti (45 %) в первом покрытии, что обуславливает интенсивное протекание диффузионных процессов за счет меньшего эффекта СОЖ. В то же время большое содержание Ni (85 %) в покрытии марки ПН85Ю15 требует создания защитных смазывающих пленок, способствующих уменьшению трения абразивного зерна о материал покрытия и как следствие снижению их адгезии. О более интенсивных адгезионных процессах, сопровождающих предварительное врезное шлифование покрытия марки ПН85Ю15, свидетельствует и большее значение  $N_p$  (в среднем в 1,5 раза), хотя твердость покрытия марки ПН85Ю15 – 35 HRC<sub>3</sub>, а марки ПН55Т45 значительно выше – 55 HRC<sub>3</sub>.

Наиболее полное представление о результатах опытов данной серии можно получить, сопоставив приведенные затраты [1] при использовании СОЖ различных видов. Как видно из рис. 1, минимальные приведенные затраты обеспечиваются при использовании масла "индустриальное 20" как для покрытия марки ПН55Т45, так и ПН85Ю15. Следует также добавить, что присутствие Ni (55 %) в покрытии марки ПН55Т45 обуславливало, по-видимому, наряду с диффузионными и интенсивные адгезионные процессы. Применение масла в данном случае также способствовало снижению налипания частиц обрабатываемого покрытия на рабочую поверхность круга и в конечном итоге увеличению стойкости круга (по технологическому критерию). Этим можно объяснить меньшие приведенные затраты по сравнению с использованием водных СОЖ и эмульсий для покрытия марки ПН55Т45.

При выполнении предварительного врезного шлифования, когда снимается значительный слой покрытия и имеют место интенсивные диффузионные и адгезионные процессы, важно правильно выбрать метод правки круга. Круги для наружного шлифования правят методами обтачивания, обкатывания и шлифования [1]. В рассматриваемой серии опытов сравнивались показатели работоспособности абразивного круга 63С40СМ17К5 при его правке алмазным карандашом (метод 1), по методу шлифования кругом 54С80ВТ1К (2), по методу обкатывания остроконечными звездочками, установленными на оправке Д040 (4); обкатыванием стальными дисками, установленными на оправке Д040 (5); обкатыванием диском из крошки твердого сплава, установленным на оправке Д040 (6); обкатыванием шлифовальным кругом 54С80ВТ1К (7) (рис. 2). Режимы правки назначались в соответствии с известными рекомендациями [1, 2]. Так же как и в предыдущей серии опытов, параметры режима шлифования оставались неизменными:  $v_k = 40$  м/с;  $v_n = 40$  м/мин;  $S_{\text{поп}} = 0,5$  мм/мин. Действие врезной подачи ограничивалось  $\tau = 1$  мин. В качестве СОЖ использовалось масло "индустриальное 20".

Метод правки оказывает значительное влияние на показатели работоспособности круга 63С при шлифовании покрытий марок ПН55Т45 (рис. 2, а) и ПН85Ю15 (рис. 2, б). Так, технические показатели  $Q_k$ ,  $Q_n$  и  $N_p$  при шлифовании покрытия марки ПН55Т45 изменялись соответственно в 1,33, 1,18 и 4,1 раза, а для марки ПН85Ю15 – в 2,15, 1,17 и 15 раз. Причем при шлифовании покрытия последней марки кругом, заправленным алмазным карандашом (1), и шлифованным кругом 54С80ВТ1К (2) в отдельных случаях наблюдалась остановка шпинделя станка. Снижение его частоты вращения также было

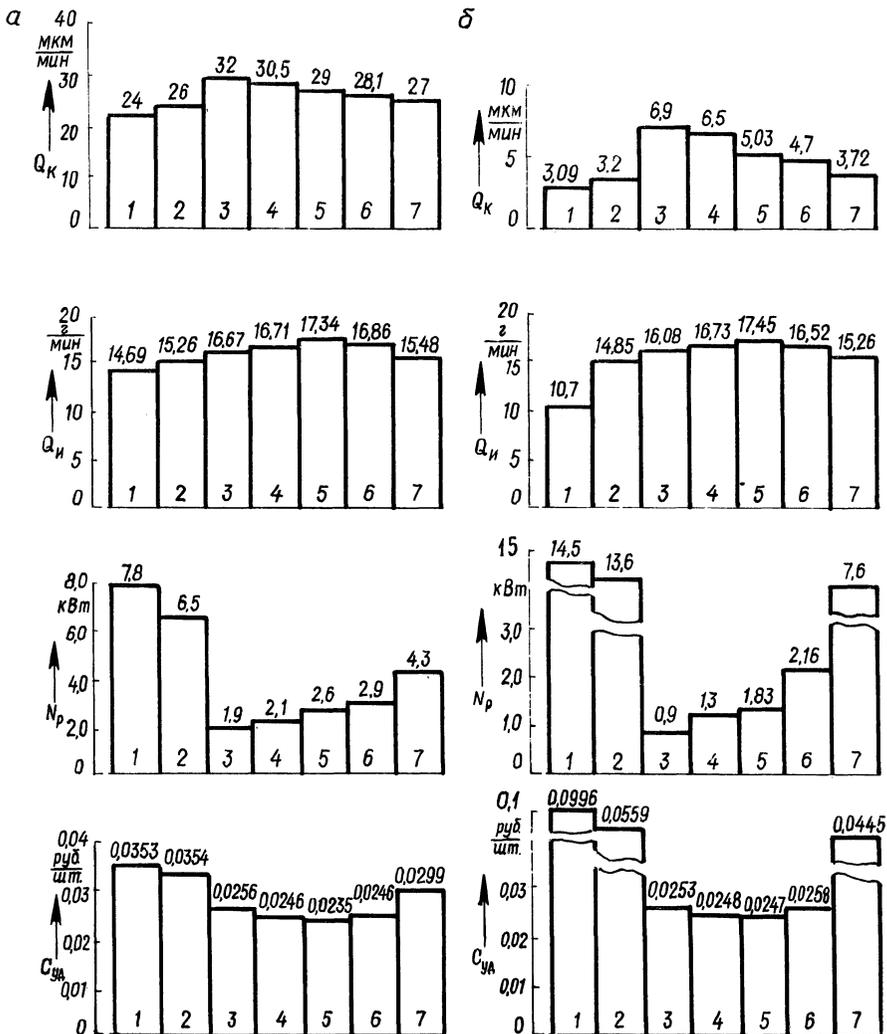


Рис. 2. Характеристики процесса предварительного врезного шлифования в зависимости от способа правки шлифовального круга

отмечено и при шлифовании покрытия марки ПН55Т45 при аналогичной правке круга. Следует также отметить факт интенсивного тепловыделения (в первую очередь для ПН85Ю15) в тех случаях, когда фиксировались большие значения  $N_p$  (1, 2, 7).

В первую очередь необходимо учитывать влияние конкретного метода правки на рельеф режущей поверхности круга. Известно, что чем меньше суммарная контактная площадь двух тел, тем легче осуществляется внедрение режущих зерен в обрабатываемый материал, тем меньше суммарные силы тре-

ния на контактных поверхностях [3]. В первую очередь это можно отнести к правке остrokонечными звездочками (3, 4) и стальными дисками (5) (см. рис. 2). Кроме того, правка звездочками и дисками, по-видимому, обеспечивает определенное самозатачивание круга, о чем свидетельствует рост скорости радиального изнашивания круга  $Q_k$  для покрытий обеих марок.

При сглаживании правкой по методу 1 или 2 рельефа режущей поверхности происходит увеличение контактной площади, что сопровождается уменьшением возвышения зерен над уровнем связки и увеличением пластического оттеснения материала покрытий в виде навалов. Это в свою очередь повышает вероятность контактирования обрабатываемого материала со связкой, создает предпосылки для более интенсивного схватывания трущихся поверхностей, механического заклинивания продуктов износа и резания на режущей поверхности инструмента.

Анализируя результаты данной серии опытов и принимая во внимание приведенные затраты  $C_{уд}$ , можно сделать заключение о целесообразности правки круга для врезного предварительного шлифования валов с покрытиями марок ПН55Т45 и ПН85Ю15 по методу обкатывания стальными дисками или звездочками остrokонечными, установленными на оправке Д040.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Абразивная и алмазная обработка материалов / Под ред. А.Н. Резникова. — М., 1977. — 391 с.
2. Справочник шлифовщика / Под общ. ред. П.С. Чистосердова. — Мн., 1981. — 287 с.
3. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка материалов и твердых сплавов. — М., 1977. — 263 с.

УДК 621.9.025.11

И.И. ДЬЯКОВ, Б.Е. ПЫШКИН,  
А.И. БЕЛИЦКАЯ, А.А. СУШКО

#### ПЕРСПЕКТИВЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ БЕЗОТХОДНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАЗОВАНИЯ ОХЛАЖДАЮЩИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Для паяных радиаторов автомобилей и тракторов, изготовленных из медных сплавов, характерны недостаточная надежность в эксплуатации; сложность ремонта; нестабильность теплоотдачи, связанная с конструктивными и эксплуатационными издержками; энергоемкость и экологическая вредность производства [1].

Повышение надежности радиаторов при одновременном снижении их материалоемкости и себестоимости связано с применением новых материалов, технологий получения ребристых поверхностей и конструкций самих теплообменных устройств.

Модульные радиаторы занимают большое пространство. По сравнению с ними сердцевины радиаторов, образованные из алюминиевых оребренных трубок, имеют существенные преимущества.

Перспективна также разработка новых промышленных технологий получения ребристых поверхностей основных элементов теплообменников. Такая

технология разработана в Белорусском политехническом институте и основана на принципе подрезания и отгиба тонких слоев металла с основы, т.е. стружка, получаемая в процессе резания, формируется в ребра при сохранении ее прочной связи с основой. Предварительные исследования указанного метода показали возможность получения на плоских многоканальных трубах ребер с шагом 1...3 мм при высоте 6...12 мм и толщине 0,1...0,8 мм. Обеспечивается безотходная технология получения оребренной поверхности с возможностью варьирования ее параметров в широких пределах. При этом может использоваться универсальное станочное оборудование с производительностью 1,5... 2 м/мин.

Для подрезания тонких слоев металла применяются сложнопрофильный лезвийный инструмент с режущими кромками криволинейной формы и переменного радиуса (при резании плавно углубляющимися от верхней кромки выступов трубы к их основанию), что позволяет получить срез достаточно большой ширины, а следовательно, и высокие ребра. Одним из важных преимуществ метода является возможность получения на поверхности деталей ребер полукруглой формы, что интенсифицирует теплообмен за счет турбулизации потоков охлаждающей среды. Для реализации описанного метода разработана конструкция станка, на котором на противоположных сторонах плоских труб одновременно нарезаются ребра.

На основе указанной технологии образования охлаждающей поверхности разработана конструкция водовоздушного радиатора, который может быть использован в системах охлаждения автомобилей, в частности семейства БелАЗ. Габаритные размеры, геометрические параметры радиаторов позволяют использовать их как модули, из набора которых образуется система охлаждения автосамосвалов грузоподъемностью до 40 т. При этом обеспечивается использование серийных деталей и агрегатов аэродинамического тракта: жалюзи, кожухов, приводов вентиляторов и т.д.

Радиатор состоит из 30 алюминиевых плоскоооальных оребренных трубок, установленных в три ряда между концевыми пластинами. Соединение в концевой пластине осуществлено сваркой в среде инертных газов. К концевым пластинам крепятся бачки радиатора – верхний и нижний. Жесткость конструкции, возможность ее стыковки с другими модулями радиатора, жалюзи и кожухами обеспечивается стойками, установленными на боковых поверхностях остова и соединенными с бачками. Теплотехнические характеристики водовоздушного радиатора выше по сравнению с базовым радиатором автомобиля БелАЗ-7523.

Для экспериментального исследования системы охлаждения, в том числе радиаторов, разработан и изготовлен стенд [2]. Конструкция стенда включает основные системы – воздухооборудования и теплоснабжения, а также вспомогательные – питания топливом, удаления отработавших газов, привода, приборного обеспечения испытания.

Методикой испытаний, составленной на основе требований соответствующих нормативных документов, предусматривается определение тепловых, гидравлических и аэродинамических характеристик радиатора путем измерения температур, давлений и расходов теплоносителей.

Важнейшим показателем эффективности радиатора является коэффициент теплопередачи, оценивающий удельную теплоотдачу сердцевины и тем

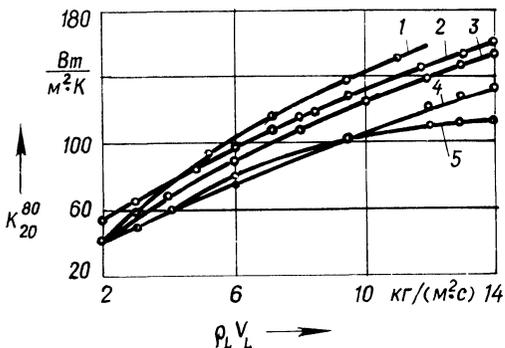


Рис. 1. Зависимость коэффициента теплопередачи от массовой скорости воздуха:

1 — радиатор БПИ; 2 — ЗИЛ-130; 3 — ВАЗ (Софика); 4 — КамАЗ; 5 — БелАЗ

самым определяющий основные размеры и металлоемкость конструкции.

Установлено, что в диапазоне изменения скорости жидкости ( $v_w$ ) от 0,2 до 1 м/с и массовой скорости воздуха ( $\rho_L v_L$ ) от 1 до 12 кг/(м<sup>2</sup>·с) коэффициент теплопередачи ( $K$ ) нового радиатора изменяется в пределах 20...160 Вт/(м<sup>2</sup>·К). На рис. 1 представлены графики  $K = f(\rho_L v_L)$  для медно-паяных радиаторов автомобилей БелАЗ [3] трубчато-пластинчатого типа; ЗИЛ-130 [4,5] трубчато-ленточного типа; алюминиевого радиатора ВАЗ-2108 [4] с охлаждающей поверхностью, образуемой трубками и пластинами, и алюминиевого радиатора конструкции КамАЗ [6] с оребрением, выполненным подрезкой и отгибкой.

Анализ графиков показывает, что радиатор БПИ по своим удельным тепловым характеристикам превосходит существующие конструкции, а по срав-

Табл. 1. Основные характеристики радиаторов

Показатель	Радиаторы				
	БПИ	ЗИЛ-130	КамАЗ	ВАЗ-2108	БелАЗ-7523
Коэффициент объемной компактности, м <sup>2</sup> /м <sup>3</sup>	613	1460	998	952	587
Коэффициент теплопередачи, Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	160	147	122	144	108
Скорость жидкости в трубках, м/с	1	1	1	1	1
Массовая скорость воздуха, кг/(м <sup>2</sup> ·с)	12	12	12	12	12
Аэродинамическое сопротивление, Па	850	357	402	584	668
Глубина сердцевины, мм	156	57	52	45	170
Относительная теплоотдача с единицы объема, %	154	338	180	216	100
Энергетический критерий	1,1	2,1	0,96	0,65	1

нению с базовым вариантом (БелАЗ-7523) его теплоотдача с поверхности единичной площади на 60 % больше. Следует отметить, что при повышении аэродинамического сопротивления предлагаемой конструкции снижается частота вращения крыльчатки вентилятора, когда энергии создаваемого потока воздуха (до  $\rho_L v_L = 4 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ ) недостаточно для эффективного омывания охлаждающей поверхности радиатора.

Комплексная оценка качества радиатора может быть проведена по показателям его теплоотдачи, а энергоемкость системы охлаждения оценивается по энергетическому критерию.

В табл. 1 приведены основные характеристики радиаторов, рассчитанные по [3–6] и результатам экспериментов. Из этих данных следует, что по компактности и относительной теплоотдаче радиатор БПИ уступает серийно выпускаемым образцам ЗИЛ-130 и ВАЗ-2108.

Оценка эффективности радиаторов по энергетическому критерию, который представляет собой отношение теплоотдачи поверхности к мощности, необходимой для создания потоков теплоносителей, показывает, что предлагаемый радиатор уступает только радиатору автомобиля ЗИЛ-130.

Анализ конструкции радиатора БПИ, методов его изготовления и сборки сердцевины показал, что применение таких радиаторов позволяет снизить металлоемкость изделий и себестоимость их изготовления.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Б у р к о в В.В. Алюминиевые теплообменники сельскохозяйственных и тракторных машин. – М., 1985. – 239 с. 2. Г у б с к и й А.Г., С у ш к о А.А. Стенд для исследования систем теплообмена моторно-силовых установок // Конструирование и эксплуатация автомобилей и тракторов. – Мн., 1986. – Вып. 1. – С. 71–73. 3. Исследование радиаторов системы охлаждения автосамосвала БелАЗ-548: Техн. отчет № 11/82. – М., 1973. – 64 с. 4. Б у р к о в В.В., И н д е й к и н А.И. Автотракторные радиаторы. – Л., 1978. – 216 с. 5. К р и г е р А.М., Д и с к и н М.Е., Н о в е н н и к о в А.Л., П и к у с В.И. Жидкостное охлаждение автомобильных двигателей. – М., 1985. – 176 с. 6. Б а р у н В.Н., Д е у л и н К.Н., Б у р к о в В.В. Теплогидродинамические характеристики автотракторных алюминиевых теплообменников с оребрением, выполненным нарезкой и отгибкой // Техн. пробл. повышения эффективности применения мощных колесных тракторов в РСФСР. – Л., 1984. – С. 39–48.

УДК 621.787.4

А.А. БУГАЕВ

### ФОРМООБРАЗОВАНИЕ И МАКРОГЕОМЕТРИЯ КОЛЬЦЕВЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ХОЛОДНОЙ ТОРЦОВОЙ РАСКАТКЕ

Торцовая раскатка – формообразующий процесс, заключающийся в изменении профиля и размеров поперечного сечения кольцевой заготовки за счет деформирования ее между подвижным в радиальном направлении вращающимся раскатным роликом и матрицей [1].

Для анализа формообразования кольцевых деталей были проведены исследования. Заготовкой являлся пруток диаметром 9 мм и длиной 374 мм из

стали 20, предварительно согнутый в кольцо на специальном штампе. Анализировалось течение металла и степень деформации кольца по сечению в различные моменты раскатки, которая оценивалась по изменению формы и размеров ячеек координатной сетки, предварительно нанесенной резцом на сечение заготовки. Координатная сетка в зонах сечения, контактирующих с раскатным роликом и полостью матрицы, т.е. в периферийных областях сечения кольца, была искажена больше, чем в центральной зоне. Это указывает на различные условия деформирования материала в отмеченных областях.

Кольца, полученные после раскатки, были подвергнуты металлографическим исследованиям: анализировалось распределение микротвердости по сечению кольца с использованием прибора ПМТ-3.

Различие условий деформирования материала в центральной и периферийной зонах сечения заготовки приводит к различию его микротвердости в указанных зонах. Было выявлено, что микротвердость поверхностных слоев кольца, контактирующих с роликом и матрицей, незначительно больше, чем в средней части сечения.

Результаты проведенных исследований показали разнонаправленный деформационный характер формообразования деталей при холодной торцовой раскатке. Незначительное упрочнение кольца на поверхности и по сечению и, следовательно, небольшая степень деформации материала позволяют сделать вывод о том, что круглый пруток является оптимальной исходной заготовкой для получения деталей типа колец методом торцовой раскатки. При использовании прутка имеют место сравнительно небольшие усилия раскатки и распорные усилия, возникающие в полости матрицы, непосредственно влияющие на ее стойкость.

Для выявления точности метода торцовой раскатки были проведены исследования распределения размеров колец. Предварительные измерения параметров заготовки (диаметра и длины) показали, что диаметр изменялся в очень узких пределах (порядка 0,01 мм), а ширина поля рассеивания значений длины заготовки составляла  $\delta\sigma = 1,42$  мм, что соответствует 14-му качеству точности.

Раскатка кольцевой заготовки производилась на раскатном устройстве, рабочая полость матрицы которого формирует окончательный размер наружного диаметра кольца. Необходимая высота кольца обеспечивалась жесткими упорами, ограничивающими ход ползуна с роликовым устройством, а внутренний диаметр кольца определялся свободным пластическим течением металла заготовки в радиальном направлении.

Исследования проводились на выборке деталей из партии в 100 штук, изготовленных при неизменных настройке раскатного устройства и технологических режимах: усилия формообразования 200 кН, рабочей подаче раскатных роликов 0,21 мм/об, частоте вращения шпинделя матрицы 430 об/мин, продолжительности формообразования 2 с, продолжительности калибрования кольца по высоте 3 с. Параметры колец измерялись с помощью микрометра с ценой деления 0,01 мм в 10 сечениях с последующим усреднением результатов.

С применением методов математической статистики [2] были построены эмпирические кривые распределения значений диаметральных размеров и толщины кольца и определены их статистические характеристики: среднее арифметическое значение размеров  $\bar{X}$ , среднеквадратическое отклонение размеров

$\bar{X}$ , поле рассеивания размеров  $6\sigma$ . По полученным данным строились теоретические кривые распределения значений исследуемых размеров. Оценка соответствия эмпирического распределения теоретическому осуществлялась с помощью критерия Пирсона  $\chi^2$ , на основании которой было сделано заключение, что измерение всех исследуемых параметров соответствует нормальному закону распределения (закону Гаусса).

Точность параметров оценивалась на основании сравнения поля рассеивания  $6\sigma$  и поля допуска на обработку  $\delta$  по коэффициенту точности

$$k_T = 6\sigma/\delta.$$

Анализ полученных данных показал, что рассеивание значений толщины кольца  $6\sigma = 0,064$  мм соответствует 10-му качеству точности,  $k_T = 0,4$ ; наружного диаметра  $6\sigma = 0,08$  мм – 8-му качеству точности,  $k_T = 0,15$ ; внутреннего диаметра  $6\sigma = 0,712$  мм – 13-му качеству точности,  $k_T = 0,51$ .

Анализ коэффициента  $k_T$  показывает высокую точность изготовления колец из прутка методом холодной торцовой раскатки, так как для всех исследуемых параметров он меньше единицы.

Достижимая точность колец по толщине и наружному диаметру обеспечивается конструкцией раскатного устройства и зависит от упругих свойств раскатываемого материала.

В конструкции матрицы предусмотрено свободное течение металла в сторону уменьшения внутреннего диаметра кольца, т.е. внутренний диаметр кольца не формируется рабочей полостью матрицы и зависит лишь от параметров заготовки (диаметра и длины). Такое конструктивное решение вызвано необходимостью компенсировать погрешности резки заготовки. Так как ширина поля рассеивания значений диаметра заготовки практически равна нулю (пруток холоднотянутый), на ширину поля рассеивания значений внутреннего диаметра кольца влияет лишь поле рассеивания значений длины заготовки. Значит, существует корреляционная связь между длиной заготовки  $L$  и внутренним диаметром кольца  $D_{\text{вн}}$ . Наличием фаски со стороны внутреннего диаметра кольца объясняется влияние изменения длины заготовки на указанный диаметр.

Близость абсолютного значения коэффициента корреляции ( $r_{xy} = 0,991$ ) к единице указывает на тесную прямолинейную корреляционную зависимость между  $x$  (внутренним диаметром кольца  $D_{\text{вн}}$ ) и  $y$  (длиной заготовки  $L$ ).

Корреляционная связь между  $D_{\text{вн}}$  и  $L$  описывается уравнением

$$D_{\text{вн}} = 295,6015 - 0,5099L.$$

Точностью колец, полученных раскатным способом, подтверждается возможность применения холодной раскатки для получения деталей типа колец в машиностроении и реализация в наибольшей степени технологических преимуществ безотходных методов изготовления деталей.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Дробинин В.В., Ейкалис Л.Г., Бугаев А.А. Изготовление деталей давольно-раскатным методом // Машиностроение. – Мн., 1986. – Вып. 11. – С. 71–73.

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

## РАСЧЕТ ТОЛЩИНЫ ПАРОГАЗОВОЙ ОБОЛОЧКИ ПРИ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОМ ПОЛИРОВАНИИ МЕТАЛЛОВ

Характерной особенностью электроимпульсного полирования металлов в электролите является наличие около обрабатываемой поверхности детали (анода) динамически устойчивой парогазовой оболочки, которая возникает вследствие интенсивного протекания электролитических процессов и вскипания электролита под действием высокого напряжения и значительной плотности тока. Парогазовая оболочка по сравнению с электролитом имеет повышенное электрическое сопротивление. Поэтому благодаря высокой электропроводности электролита напряженность электрического поля в парогазовой оболочке достигает  $10^6 \dots 10^8$  В/м. За счет высокой концентрации электрической энергии в парогазовой оболочке обеспечивается ее стабильность.

В парогазовой оболочке протекают интенсивные физико-химические процессы. По анализу экспериментальных данных электроимпульсное полирование можно представить в виде упрощенной плоской электрогидродинамической модели (рис. 1), для которой справедливо соотношение  $R \gg l$ , где  $R$  – радиус кривизны обрабатываемой поверхности;  $l$  – толщина парогазовой оболочки.

Обрабатываемая деталь (анод) 1 отделена от электролита 6 парогазовой оболочкой 4. На поверхности анода в результате электрохимического взаимодействия материала анода с парогазовой смесью образуется слой 2, состоящий из шламовых продуктов. Напряженность электрического поля в парогазовой оболочке определяется по формуле

$$E = U/l, \quad (1)$$

где  $U$  – падение напряжения в парогазовой оболочке.

Возникающей электростатической пондеромоторной силой электролит втягивается в парогазовую оболочку в области случайных неоднородностей электрического поля с образованием микроскопических жидких электролитных мостиков 3. Последние, замыкая промежуток поверхность детали – парогазовая оболочка – поверхность электролита при высоком напряжении, взрываются из-за выделяющей

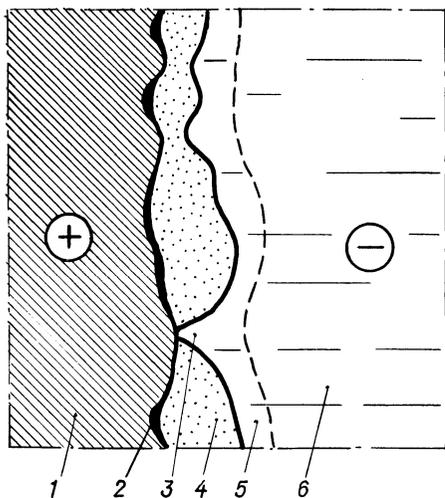


Рис. 1. Модель прианодной зоны в режиме полирования

ся в них тепловой энергии в соответствии с законом Джоуля—Ленца. При взрыве мостика в парогазовую оболочку поступают ионы, нейтральные атомы, молекулы воды. В результате микровзрыва электролитного мостика образуется ударная волна, воздействующая на поверхности анода и электролита. Под ее действием разрушается слой 2 в непосредственной близости от микровзрыва, шламовые продукты удаляются с поверхности анода и поступают в электролит. Возникновение электролитных мостиков наиболее вероятно на выступах микрорельефа поверхности анода из-за повышенной напряженности электрического поля на них. Именно поэтому скорость сглаживания микровыступов максимальна в первые минуты полирования. После удаления микровыступов происходит равномерное удаление металла со всей полируемой поверхности.

Ионы, находящиеся в парогазовой оболочке, бомбардируют поверхность анода с энергией

$$W_1 = qE\lambda,$$

где  $q$  — заряд иона;  $\lambda$  — длина свободного пробега иона.

Расчеты показывают, что ионы при режимах, характерных для электроимпульсного полирования, обладают энергией порядка 2,5...40 эВ, благодаря чему они способны разрушать слой 2, состоящий из шламовых продуктов, а также выбивать из поверхностного слоя анода отдельные атомы. Следовательно, процесс распыления поверхностных слоев металла анода можно считать вероятным.

Выделяющееся в результате микровзрывов большое количество теплоты, а также конденсация пара в пограничном слое 5 способствуют тому, что электролит со стороны парогазовой оболочки в пограничном слое перегревается.

Известно, что электролиты не имеют свободных электронов, обладают ионной проводимостью и, следовательно, не могут обеспечить эмиссию свободных электронов, необходимых для поддержания электрического разряда в момент разрушения электролитного мостика. Следовательно, при электроимпульсном полировании искровые разряды возникнуть не могут. Однако в процессе полирования в электролит поступают продукты анодного растворения — мелкодисперсные частицы углерода, коагулянт оксидов и гидроксидов металла. Представляя собой полупроводниковые соединения, эти частицы могут служить центрами эмиссии электронов. Частица шлама, находясь в непосредственной близости от парогазовой оболочки, может образовывать дополнительный псевдокатод, способный эмиссировать свободные электроны. Падение напряжения между частицей шлама (псевдокатодом) и обрабатываемой поверхностью (анодом) может оказаться достаточным для возникновения искрового разряда. В процессе электроимпульсного полирования наблюдаются яркие микровспышки, которые, по-видимому, и соответствуют искровым разрядам.

Согласно предложенной модели, при электроимпульсном полировании электрический ток в прианодной области протекает от металлического анода к электролитному катоду в результате ионной проводимости парогазовой среды, замыкания парогазовой оболочки электролитными мостиками, а так-

же в результате искровых разрядов, возникающих между анодом и частицами шлама. Стационарный и импульсные электрические разряды в парогазовой оболочке на осциллограммах тока и напряжения проявляются в виде постоянной и переменной составляющих.

На интенсивность протекающих в парогазовой оболочке физико-химических процессов оказывают влияние ее размеры, которые в свою очередь зависят от технологических режимов обработки. Для определения толщины парогазовой оболочки систему поверхность детали – парогазовая оболочка – поверхность электролита можно рассматривать как конденсатор. При этом сила пондеромоторного взаимодействия поверхности детали с поверхностью электролита может быть определена по формуле

$$F = -\text{grad } W,$$

где  $W$  – энергия электрического поля в парогазовой оболочке.

В свою очередь энергия электрического поля определяется из соотношения

$$W = \omega V = \omega A l, \quad (2)$$

где  $\omega$  – плотность энергии электрического поля в парогазовой оболочке;  $V$  – объем парогазовой оболочки;  $A$  – площадь обрабатываемой поверхности.

Плотность энергии электрического поля связана с напряженностью  $E$  соотношением

$$\omega = \epsilon \epsilon_0 E^2 / 2, \quad (3)$$

где  $\epsilon$  – относительная диэлектрическая проницаемость среды;  $\epsilon_0$  – электрическая постоянная.

Преобразовав формулу (2) с учетом (1) и (3), получим

$$W = \epsilon \epsilon_0 U^2 A / (2l). \quad (4)$$

Для плоской модели, рассмотренной выше, сила пондеромоторного взаимодействия

$$F = - \frac{dW}{dl} \quad (5)$$

Подставив в выражение (5) значение  $W$  из формулы (4) и взяв производную по  $l$ , получим выражение для определения силы:

$$F = \epsilon \epsilon_0 U^2 A / (2l^2).$$

Эта сила вызывает дополнительное деление  $\Delta p$  электролита на парогазовую оболочку и рассчитывается из соотношения

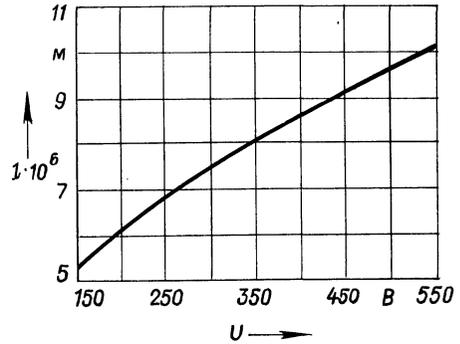
$$\Delta p = F/A = \epsilon \epsilon_0 U^2 / (2l). \quad (6)$$

С другой стороны, движение электролитного мостика в парогазовой оболочке можно описать с помощью уравнения Бернулли, которое для рассматриваемого случая примет вид

$$\Delta p = \rho v^2 / 2, \quad (7)$$

где  $\rho$  – плотность электролита;  $v$  – скорость движения электролитного мостика в непосредственной близости от поверхности анода.

Рис. 2. Зависимость эффективной толщины парогоазовой оболочки от напряжения



Электролитный мостик достигнет (коснется) поверхности анода за время

$$\tau \approx T, \quad (8)$$

где  $T$  – период колебаний переменной составляющей электрического тока.

Время сближения электролитного мостика с поверхностью анода

$$\tau \approx l/v. \quad (9)$$

Подставив в формулу (9) значение  $\tau$  из выражения (8), получим соотношение для определения толщины парогоазовой оболочки:

$$l = Tv. \quad (10)$$

Преобразовав формулу (10) с учетом (6) и (7), получим

$$l = \sqrt{TU\sqrt{\epsilon\epsilon_0/\rho}} = \sqrt{U/v\sqrt{\epsilon\epsilon_0/\rho}}, \quad (11)$$

где  $\nu$  – частота колебаний переменной составляющей электрического тока.

На рис. 2 представлена зависимость эффективной толщины парогоазовой оболочки от напряжения, рассчитанная по формуле (11) при частоте тока  $\nu = 0,5 \cdot 10^6$  Гц.

Поскольку парогоазовая оболочка является динамически устойчивой системой с непрерывно изменяющимися в некоторых пределах размерами, формула (11) позволяет рассчитать ее эффективную толщину.

УДК 621.91:678.5

В.Д. ГРИЦУК, М.Л. ЕРЕМЕНКО

## РАЗРЕЗКА УГЛЕПЛАСТИКА АЛМАЗНЫМИ ОТРЕЗНЫМИ КРУГАМИ

Основными задачами в области исследования процесса резания композиционных материалов (КМ) являются, с одной стороны, раскрытие физической сущности самого процесса резания, отличающегося от процесса резания металлов, а с другой – разработка научно обоснованных нормативов режимов резания этих материалов.

Разрезка изделий из пластмасс вообще и из КМ в частности. – весьма рас-

пространенный процесс. Ее применяют для получения изделий требуемых размеров и форм из листовых материалов, плит и оболочек.

Разрезка подобных материалов может быть произведена ленточными и дисковыми пилами, дисковыми фрезами, абразивными и алмазными кругами, струями жидкости высокого давления, лазерным лучом. Однако при разрезке высокопрочных композиционных полимерных материалов не все из перечисленных методов находят эффективное применение. Наиболее результативными методами является разрезка КМ абразивными и алмазными кругами. Однако при использовании абразивных кругов наблюдается их интенсивное изнашивание, которое заключается как в выпадении отдельных зерен из-за истирания связки, так и в изнашивании самих зерен из-за сильного абразивного воздействия наполнителя композита. Кроме того, абразивные круги интенсивно засаливаются продуктами деструкции полимера. Интенсивность засаливания резко падает при обильном охлаждении водой. Однако недопустимостью использования охлаждения существенно ограничивается область применения для разрезки композитов абразивных кругов. Применение алмазного инструмента по сравнению с абразивным дает увеличение скорости резания, а следовательно, и производительности процесса в 1,5–3 раза и стойкости инструмента в десятки раз при улучшении качества обработки. Кроме того, алмазные отрезные круги позволяют производить разрезку без охлаждения.

Основная цель исследования процесса разрезки КМ алмазными отрезными кругами – разработка рекомендаций по выбору характеристик алмазного инструмента и назначение режимов резания, обеспечивающих максимальную стойкость инструмента, высокую производительность и требуемое качество обработки.

Для исследования процесса разрезки КМ на базе станка мод. 3В642Е была создана экспериментальная установка. Привод станка позволял получить 4 ступени вращения шпинделя с частотой 2480, 3430, 4930 и 6800 об/мин. С целью обеспечения продольной подачи стола на станке был дополнительно установлен привод, состоящий из двигателя постоянного тока и двухступенчатой клиноременной передачи. Блок управления позволял бесступенчато изменять частоту вращения двигателя до 3000 об/мин. Эксперименты проводились при следующих подачах: 0,5; 1; 1,5; 1,8; 2,5; 3 м/мин.

Алмазный отрезной круг устанавливался на шпинделе станка между фланцами, обеспечивающими повышение его жесткости, и закрывался защитным кожухом.

Исследовался процесс разрезки образца из однонаправленного углепластика типа КМУ-8 и углепластика КМУ-4Э с ориентацией волокон по двум направлениям.

Разрезка производилась кругами АСК на металлической связке зернистостью 200/160 и 400/315. Образцы устанавливались в специальном приспособлении, обеспечивающем их надежный зажим по всей длине реза. Приспособление помещалось на устройство для измерения вертикальной и горизонтальной составляющих сил резания. Предварительные эксперименты показали, что целесообразно использовать схему встречного резания как обеспечивающую лучшие показатели качества обработки. Качество получаемых образцов оценивалось по параметрам шероховатости поверхности реза, которые изме-

Табл. 1. Условия опытов полного двухфакторного эксперимента

Номер опыта	Кодированный уровень фактора		Фактический уровень фактора	
	$S$	$v_{кр}$	$S$ , м/мин	$v_{кр}$ , м/с
1	-1	-1	0,5	25
2	+1	-1	3	25
3	-1	+1	0,5	71
4	+1	+1	3	71

рялись с помощью профилографа-профилометра мод. 252. Прочность образцов определялась в процессе их испытаний на поперечный статический изгиб.

Измерение составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_x$  осуществлялось при помощи тензометрических датчиков. Схема измерения — полумостовая. От тензодатчиков сигнал поступал на усилитель УТ-4-1, а от него — на светолучевой осциллограф Н 117/1.

Исследования процесса резки КМ проводились методами планирования однофакторного и двухфакторного эксперимента (табл. 1). В качестве переменных были взяты скорость вращения круга  $v_{кр}$  и продольной подачи  $S$ . Регистрировались параметры  $Ra$  и  $\sigma_B$ .

По результатам экспериментов и математической обработки опытных данных получены следующие зависимости:

для углепластика КМУ-8

$$Ra = 0,1966 + 6,179 \cdot 10^{-2} S - 2,255 \cdot 10^{-5} v_{кр},$$

$$\sigma_B = 1291 - 0,7059 S + 0,6739 v_{кр};$$

для материала КМУ-4Э

$$Ra = 1,266 + 0,136 S + 0,61159 v_{кр},$$

$$\sigma_B = 1516 - 1,3146 S + 1,5461 v_{кр},$$

где  $S$  — скорость подачи, м/мин;  $v_{кр}$  — скорость резания, м/с;  $Ra$  — параметр шероховатости, мкм;  $\sigma_B$  — предел прочности материала на изгиб, МПа.

На рис. 1—4 представлены результаты однофакторного эксперимента по разрезке образцов из углепластиков КМУ-8 и КМУ-4Э. Как видно из графиков, при малых скоростях резания с увеличением скорости подачи прочность материала снижается, поскольку с увеличением  $S$  растут силы резания, а следовательно, количество выделяемой теплоты, что ведет к деструкции материала.

Увеличение скорости резания способствует снижению нагрузки на зерно, а значит, и температуры резания, что благоприятно сказывается на сохранении показателей механических свойств материала.

При скорости резания свыше 70 м/с происходит разупрочнение материала из-за ухудшения теплообмена круга с окружающей средой и усиления вибраций.

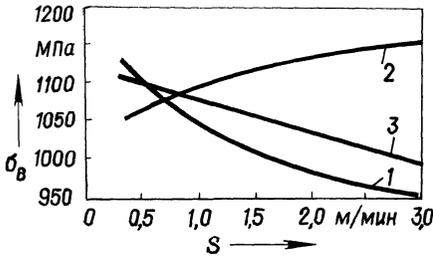


Рис. 1. Влияние подачи на  $\sigma_B$  материала КМУ-8:  
 1 -  $v_{кр} = 25$  м/с; 2 -  $v_{кр} = 36$ ; 3 -  
 $v_{кр} = 71$  м/с

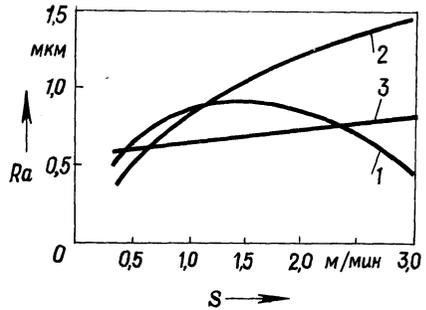


Рис. 2. Влияние подачи на шероховатость поверхности реза материала КМУ-8:  
 1 -  $v_{кр} = 25$  м/с; 2 -  $v_{кр} = 36$ ; 3 -  
 $v_{кр} = 71$  м/с

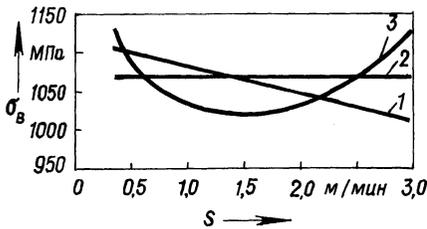


Рис. 3. Влияние подачи на  $\sigma_B$  материала КМУ-4Э:  
 1 -  $v_{кр} = 25$  м/с; 2 -  $v_{кр} = 36$ ; 3 -  
 $v_{кр} = 71$  м/с

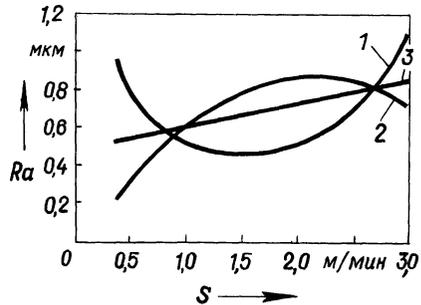


Рис. 4. Влияние подачи на шероховатость поверхности реза материала КМУ-4Э:  
 1 -  $v_{кр} = 25$  м/с; 2 -  $v_{кр} = 36$  м/с;  
 3 -  $v_{кр} = 71$  м/с

Аналитические зависимости  $\sigma_B = f(S)$  для углепластика КМУ-8 при различных значениях  $v_{кр}$  имеют вид:

$$\sigma_B = 1108,63 - 12,27 \ln S \quad \text{при } v_{кр} = 25 \text{ м/с;}$$

$$\sigma_B = 1118,52 S^{0,014} \quad \text{при } v_{кр} = 36 \text{ м/с;}$$

$$\sigma_B = 1106,58 - 9,055 S \quad \text{при } v_{кр} = 71 \text{ м/с.}$$

Зависимости  $Ra = f(S)$  для тех же условий:

$$Ra = 0,1376 + 0,526 S \quad \text{при } v_{кр} = 25 \text{ м/с;}$$

$$Ra = 0,3119 + 0,5656 S - 0,093 S^2 \quad \text{при } v_{кр} = 36 \text{ м/с;}$$

$$Ra = 0,671 + 0,053 S \quad \text{при } v_{кр} = 71 \text{ м/с.}$$

Для углепластика КМУ-4Э

$$\sigma_B = 676,87 - 15,33S \quad \text{при } v_{кр} = 25 \text{ м/с;}$$

$$\sigma_B = 627,75 + 20,19S \quad \text{при } v_{кр} = 36 \text{ м/с;}$$

$$\sigma_B = 151,6 - 681S + 138S^2 \quad \text{при } v_{кр} = 71 \text{ м/с;}$$

$$Ra = 0,9632 - 1,215S + 0,5398S^2 \quad \text{при } v_{кр} = 25 \text{ м/с;}$$

$$Ra = 0,1557 + 0,7195S - 0,20967S^2 \quad \text{при } v_{кр} = 36 \text{ м/с;}$$

$$Ra = 0,51 + 0,026S \quad \text{при } v_{кр} = 71 \text{ м/с}$$

( $\sigma_B$ , МПа;  $Ra$ , мкм).

Во всех случаях необходимо использовать алмазные круги зернистостью не менее 200/160 с концентрацией алмазных зерен не менее 100 %. Новые и засаленные круги необходимо подвергать травлению в азотной кислоте для вскрытия алмазных зерен и правки. Для качественной обработки поверхности при высокой производительности процесса необходимо применять схему встречного резания.

УДК 628.517

Л.И. СЕРИКОВА, Н.С. ЗАВОЛОКИН,  
Т.Н. КИСЕЛЕВА, Ф.А. БОГДАНОВИЧ

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ УРОВНЯ БЕЗОПАСНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Оценка уровня безопасности технологического процесса производится с целью создания здоровых и безопасных условий труда и исключения производственных травм и профессиональных заболеваний работающих. Установлена номенклатура факторов безопасности как по единичным, так и обобщенным и комплексным показателям. Однако из-за отсутствия в действующих стандартах ССБТ и другой нормативно-технической документации номенклатуры показателей безопасности технологических процессов их выбор в основном осуществлялся экспертным путем.

В процессе выполнения исследований на Минском станкостроительном заводе имени С.М. Кирова были разработаны и четко определены конкретные обязанности служб, руководящих и инженерно-технических работников по обеспечению безопасных условий труда, в системе трехступенчатого контроля осуществлялся постоянный контроль за состоянием техники безопасности и производственной санитарии на рабочих местах.

Разработанная система позволяет характеризовать уровень охраны труда коэффициентом безопасности, тогда как раньше ему присваивались субъективные оценки "хорошо" или "плохо". В дополнение к общей системе охраны труда разработана методика определения коэффициента безопасности техноло-

гического процесса по совокупности факторов безопасности, представленных в соответствующих картах.

Коэффициент безопасности единичного технологического процесса

$$k_{т.е} = T_6 / T_0 ,$$

где  $T_6$  – количество факторов (показателей), соответствующих действующим ГОСТам по безопасности труда;  $T_0$  – общее количество факторов в "Карте безопасности" по видам работ.

Карта безопасности единичного технологического процесса изготовления детали является основой для составления карты оценки уровня безопасности технологического процесса изготовления изделия, коэффициент безопасности которого рассчитывается по формуле

$$k_{т.и} = \frac{\sum k_{т.е}}{C} ,$$

где  $\sum k_{т.е}$  – сумма коэффициентов безопасности единичных технологических процессов изготовления деталей, сборочных единиц, входящих в состав изделия;  $C$  – количество технологических процессов изготовления деталей и сборочных единиц, входящих в состав изделия.

Коэффициент безопасности технологических процессов по заводу определяется как среднеарифметическое значение коэффициентов безопасности технологических процессов по всем выпускаемым изделиям:

$$k_{т.з} = \frac{\sum k_{т.и}}{d} ,$$

где  $d$  – количество наименований выпускаемых изделий.

Таким образом, рассчитанные по предлагаемой методике коэффициенты безопасности позволяют определить степень опасности процесса механической обработки деталей, которая может быть устранена в результате проведения ряда необходимых технических мероприятий.

УДК 658.588.8

А.А. КОРОЛЬКО, В.И. ВАСИЛЕВИЧ

### ОСОБЕННОСТИ ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕМОНТНОГО ПРОИЗВОДСТВА ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Применительно к ремонтному производству промышленных предприятий для оценки его деятельности предлагается показатель, определяемый отношением суммарных затрат, связанных с содержанием, текущим и капитальным ремонтом основных производственных фондов, к выпуску товарной продукции в стоимостном либо в натуральном выражении.

Действующие в настоящее время показали, характеризующие эффективность ремонтных служб промышленных предприятий, не полностью отвечают существующим требованиям. Так, показатель эффективности ремонтного производства, отражающий объем ремонтных работ в стоимостном выражении, не отвечает цели ремонтных служб.

Не всегда пригоден для оценки эффективности ремонтного производства показатель абсолютных затрат на ремонты основных фондов, который должен сводиться к минимуму. Стремление снизить абсолютные размеры затрат на ремонты нацеливает ремонтников на проведение минимального числа ремонтов.

Для оценки эффективности ремонтного производства промышленных предприятий используется также показатель, определяемый отношением затрат на ремонты к стоимости основных фондов. При его применении по существу стимулируется снижение ремонтных расходов независимо от нужд основного производства.

Отношение расходов на ремонты к эффективному фонду времени работы оборудования также не является объективным показателем.

Для оценки эффективности ремонтного производства используется также отношение затрат на ремонты на единицу ремонтной сложности оборудования. Оно легко поддается планированию и анализу благодаря тому, что разработана соответствующая нормативная база.

Таким образом, рассмотренные показатели не дают объективной оценки состояния и развития ремонтного производства промышленных предприятий.

Наиболее объективным показателем, характеризующим экономику ремонтного производства промышленных предприятий, является отношение затрат на все виды ремонтов к выпуску продукции в стоимостном либо в натуральном выражении:

$$y = \frac{Z_c + Z_t + Z_k + E_n (K_p + O_p)}{ТП},$$

где  $Z_c$ ,  $Z_t$ ,  $Z_k$  — затраты, связанные соответственно с содержанием, текущим и капитальным ремонтом основных фондов промышленных предприятий, руб.;  $E_n$  — нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений;  $K_p$ ,  $O_p$  — соответственно основной и оборотный ремонтный фонд, руб.; ТП — объем товарной продукции в натуральном либо стоимостном выражении.

Учитывая то обстоятельство, что в настоящее время не организован учет всех составляющих ремонтных затрат, таких как  $K_p$  и  $O_p$ , показатель для оценки эффективности ремонтного производства промышленных предприятий может быть представлен в виде

$$y = \frac{Z_c + Z_t + Z_k}{ТП}.$$

Снижение предложенного показателя должно расцениваться как положительное явление в экономике ремонтного производства промышленных пред-

приятый. Уменьшение анализируемого отношения при этом возможно за счет снижения ремонтных расходов, когда объем производства остается неизменным; при увеличении объема производства продукции со стабильными расходами; при одновременном опережающем снижении ремонтных расходов и уменьшении объема выпускаемой продукции и, наконец, при увеличении ремонтных расходов и одновременном опережающем росте объема выпускаемой продукции.

Этот показатель способствует заинтересованности ремонтного персонала промышленных предприятий производить ремонты качественно и в срок. С повышением качества ремонтных работ непременно увеличивается уровень ремонтных расходов, но при этом снижаются аварийные простои оборудования основного производства, что в свою очередь приводит к росту объема выпуска продукции, а значит, к снижению величины удельных ремонтных затрат. Таким образом, с помощью предлагаемого показателя можно достаточно объективно оценить качество ремонтных работ.

Если ремонты проводятся в необоснованно ранние сроки, соответствующие расходы возрастают, снижается объем выпуска продукции. Если же они проводятся в слишком поздние сроки, нарушение нормальной работы оборудования отрицательно скажется на качестве выпускаемой продукции, приведет к снижению ее выпуска, а в дальнейшем к росту абсолютных и относительных размеров ремонтных затрат. С помощью показателя отношения ремонтных затрат к объему товарной продукции можно оценить и производительность труда ремонтного персонала промышленных предприятий.

Расчет предлагаемого показателя не требует радикального совершенствования действующей системы учета ремонтных издержек. Показатель удобен для оценки деятельности ремонтных служб участка, цеха, завода, объединения за любой промежуток времени. Однако этот показатель имеет и ряд недостатков. Основной из них — стоимостное выражение объема выпускаемой продукции и расходуемых при этом ремонтных ресурсов. На этот показатель может оказать влияние изменение номенклатуры и ассортимента выпускаемой продукции, изменение цен на сырье, материалы, расходуемые при ремонтах, изменение цен на готовую продукцию. Но проводимая в нашей стране экономическая политика направлена и на совершенствование ценообразования. Поэтому в дальнейшем степень объективности данного показателя будет повышаться.

## ТЕХНОЛОГИЯ НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

УДК 621.793

В.Н. ЧАЧИН, М.А. КАРДАПОЛОВА,  
Н.В. СПИРИДОНОВ, О.Г. ДЕВОЙНО,  
В.К. ЛАЗНЕВ

### СНИЖЕНИЕ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ В ПОКРЫТИЯХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ИХ ЛОКАЛЬНОЙ ОБРАБОТКЕ С ПЛАВЛЕНИЕМ ПОВЕРХНОСТИ

Перспективным методом восстановления-упрочнения рабочих поверхностей быстроизнашивающихся деталей является газотермическое напыление никелевых самофлюсующихся сплавов с последующим оплавлением концентрированным источником энергии, например лазерным лучом [1]. Метод обеспечивает возможность получения износостойких покрытий с комплексом улучшенных физико-механических свойств и, кроме того, позволяет восстанавливать крупногабаритные и тонкостенные детали.

Одной из проблем, возникающих при разработке технологии лазерного оплавления покрытий из самофлюсующихся сплавов, является снижение трещинообразования.

Возникновение трещин в процессе лазерного оплавления имеет место при "жестких" режимах лазерной обработки (больших плотностях мощности и скоростях перемещения луча), характеризующихся высокими скоростями нагрева и охлаждения оплавляемого покрытия. Как показывает анализ образующейся сетки трещин на оплавляемом покрытии (рис. 1, а), основной причиной трещинообразования являются термические напряжения, обусловленные высокими скоростями охлаждения зоны обработки из жидкой фазы и возникающим при этом значительным градиентом температур по глубине слоя. Ситуация усугубляется различием коэффициентов линейного расширения материалов покрытия и основы.

При таких условиях основными путями снижения трещинообразования в покрытиях является "смягчение" условий кристаллизации ванны расплава и охлаждения зоны обработки, что в общем случае достигается использованием более "мягких" режимов лазерного оплавления или охлаждением детали вместе с печью, начиная с 973 К или введением в покрытие добавок, снижающих температуру его оплавления или стабилизирующих  $\gamma$ -твердый раствор никеля. Необходимо отметить, что не рассматривалось влияние распределения энергии по сечению лазерного луча на формирование оплавленного слоя. Улучшение условий кристаллизации и охлаждения ванны расплава может быть достигнуто при неравномерном ступенчатом подводе энергии к определенной точке поверхности в начальный и конечный моменты воздействия лучом лазера.

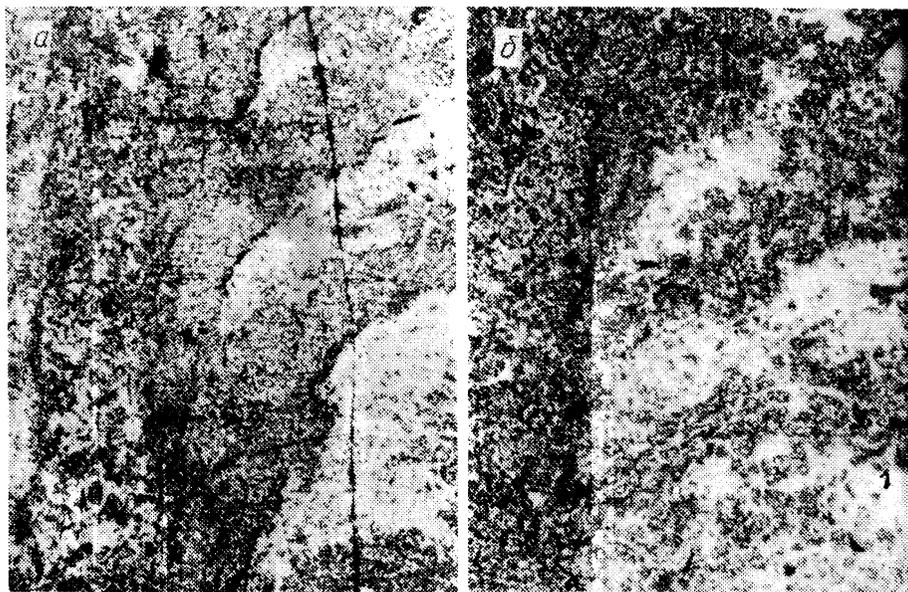


Рис. 1. Покрытие из самофлюсующегося сплава, оплавленное лучом лазера с равномерным (а) и "ступенчатым" (б) распределением энергии по сечению. Гравление электролитическое (x100)

ра. На первом этапе на нее будет воздействовать часть луча с высокой плотностью мощности. По мере его перемещения эта точка станет подвергаться воздействию другой части луча с пониженной плотностью мощности.

Следует ожидать снижения скорости охлаждения ванны расплава или изменения условий ее кристаллизации, в этом случае начинающейся с нижней ее части. Сохранение в верхней части жидкой фазы будет способствовать залечиванию микротрещин, возникающих в процессе кристаллизации в нижних слоях, и релаксации возникающих напряжений.

Для получения экспериментальных данных по влиянию распределения энергии на трещинообразование была проведена серия опытов. Использовались призматические образцы с размерами 60x20x10 мм из стали X18H10T. На установке УПУ-3Д плазмотроном ПП-25 на них напылялся слой самофлюсующегося сплава ПГ-СРЗ толщиной 0,7 мм.

Обработку лучом лазера проводили на установке непрерывного действия ЛГН-702. Распределение плотности мощности по лазерному пятну изменялось резюстировкой концевых зеркал резонатора и подбирались методом проб и ошибок, причем контроль проводился на глубине следа, полученного при кратковременном воздействии на органическое стекло.

Как видно из приведенных в табл. 1 экспериментальных данных, трещинообразование сильно зависит от распределения плотности энергии по лазерному пятну. Ступенчатый подвод энергии в зону обработки оказывается более выгодным с точки зрения снижения трещинообразования. Причины такого эф-

фекта могут быть раскрыты при изучении температурных полей в зоне лазерного воздействия.

Тепловые поля при различных условиях подвода энергии были получены путем решения прямой нестационарной и нелинейной краевой задачи теплопроводности с граничными условиями 2-го рода, с движущейся границей фазового перехода (задача Стефана). Нелинейность задачи определяется зависимостью теплофизических свойств материалов от температуры. Нелинейность усугубляется и движением границы фазового перехода 1-го рода (граница расплава).

Рассматривалось тело в виде прямоугольного параллелепипеда размерами  $xx'xz$ , состоящее из  $m$  слоев различного состава. Толщина каждого  $i$ -го слоя —  $H_i$  (м).

Теплофизические свойства для каждого агрегатного состояния металла задавались в виде параболических уравнений:

$$\lambda_{ij} = a_{ij_0} + a_{ij_1} T + a_{ij_2} T^2;$$

$$c_{ij} = b_{ij_0} + b_{ij_1} T + b_{ij_2} T^2,$$

где  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности металла, Вт/(м·К);  $c$  — объемная теплоемкость металла при постоянном давлении;  $a, b$  — коэффициенты регрессии, рассчитанные на базе статистических справочных данных;  $j$  — индекс, обозначающий температурный интервал;  $j = 1$  соответствует температуре ниже линии солидус,  $j = 2$  — интервалу между линиями солидус и ликвидус,  $j = 3$  — температуре выше линии ликвидус.

В начальный момент времени ( $\tau_0 = 0$ ) поле температур в теле описывается зависимостью от координат  $T_0 = f_0(x, y, z)$ . С этого момента на поверхность тела начинает воздействовать поверхностный тепловой источник (лазерный луч) диаметром  $D$ (м) и мощностью  $W = \epsilon W_{\text{л}}$ , где  $W, W_{\text{л}}$  — соответ-

Табл. 1. Зависимость эффекта трещинообразования от распределения энергии по площади лазерного пятна

Соотношение интенсивностей второй и первой зон лазерного пятна, %	Отношение продолжительности воздействия второй зоны лазерного излучения к общему времени его воздействия, %	Удельная длина трещин, мкм/мм <sup>2</sup>
20	50	95
30	50	80
50	50	20
30	30	90
30	40	95
30	70	130
Равномерное распределение		250

исинно поглощенная телом тепловая мощность и полная мощность лазерного излучения, Вт;  $\epsilon$  – эффективный коэффициент поглощения.

В результате неравномерного распределения энергии в луче плотность поглощенной мощности ( $\text{Вт}/\text{м}^2$ ) зависит в общем случае от координат, т.е.

$$W = f(x, y),$$

при этом

$$W = \int_A W dA,$$

где  $A$  – площадь пятна нагрева,  $\text{м}^2$ .

Начальное поглощение центра луча на поверхности тела задано координатами  $x_0, y_0$  (м), а положение центра в текущий момент времени определяется выражениями

$$y = y_0, \quad x = x_0 + v(\tau - \tau_0),$$

где  $v$  – скорость перемещения луча, м/с.

Процесс распространения теплоты в теле определяется для точек вне границ фазового перехода дифференциальным уравнением Фурье [2]

$$c \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right);$$

для точек с фазовым переходом (плавление–затвердевание) [3]

$$(c + L) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right),$$

где  $L$  – энтальпия фазового перехода, Дж/( $\text{м}^3 \cdot \text{К}$ ).

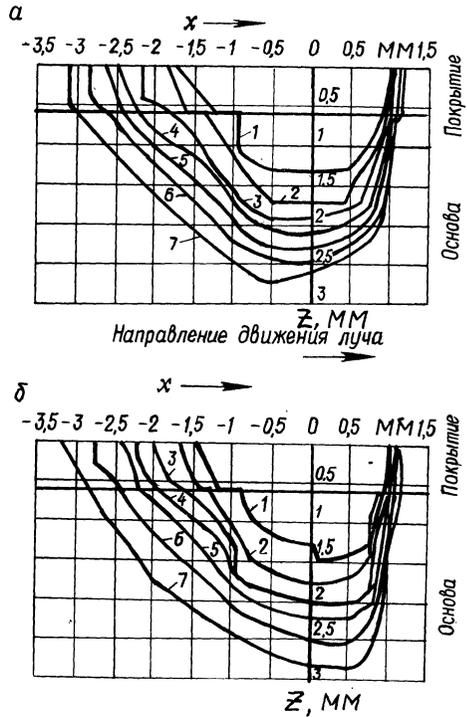
Поставленная нелинейная нестационарная задача решалась методом конечных разностей.

При постановке задачи было сделано достаточно много допущений и упрощений. Например, не учитывалась динамика движения расплава, охлаждение расплава в атмосферу, пористость напыленного покрытия и т.д. Поэтому математическая модель дает довольно приближенные значения абсолютных размеров ванны расплава и изотермы, но позволяет достаточно точно оценивать характер тех изменений, которые вызываются неравномерным распределением мощности по площади пятна.

Характерные осевые продольные сечения тепловых полей, возникающих при лазерном оплавлении покрытия, представлены на рис. 2.

Из приведенных данных следует, что при одних и тех же режимах лазерной обработки изменение распределения энергии по пятну не вызывает заметного изменения положения и формы изотерм в диапазоне от 773 до 1173 К. Это влияет в большей степени на форму ванны расплава. При обеспечении

Рис. 2. Продольные осевые сечения тепловых полей, возникающих в случае лазерного оплавления покрытия при равномерном распределении плотности мощности по пятну (а) и при "ступенчатом" подводе энергии в зону обработки (б)



"ступенчатого" подвода энергии ванна расплава приобретает такое же неоднородное по глубине строение; ее длина меняется незначительно, как и положение изотерм. Это указывает на то, что изменение условий подвода энергии не вызывает заметного изменения времени нахождения покрытия в жидком состоянии, а также скорости его охлаждения. Поэтому наиболее вероятной причиной уменьшения трещинообразований покрытий является кинетика кристаллизации ванны расплава. Как видно из рис. 2, б, на первом этапе кристаллизуется нижняя часть ванны расплава. При кристаллизации верхних зон нижние области находятся еще в пластическом состоянии, обеспечивая возможность протекания релаксационных процессов. Последней кристаллизуется верхняя часть ванны расплава, что способствует залечиванию образующихся при быстром его остывании в нижних областях первичных трещин. При обработке лазерным лучом с равномерным распределением энергии кристаллизация происходит практически одновременно по всей глубине ванны расплава, что ухудшает условия релаксации напряжений и приводит к их росту, а значит, служит причиной повышенного трещинообразования.

Таким образом, результаты проведенных исследований и теоретические оценки показывают, что изменение распределения энергии излучения по лучу — эффективный фактор воздействия на качество оплавляемых покрытий и, в частности, на интенсивность трещинообразования. Снижение количества трещин связано с изменением условий кристаллизации ванны расплава. Учитывая, что варьирование распределения энергии по лазерному лучу обеспечивает получение ряда других положительных эффектов, целесообразно реко-

мендовать выпуск установок со стабильным регулированием распределения энергии по лучу.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кардаполова М.А., Спиридонов Н.В. Применение лазерной обработки для оплавления покрытий из никелевых самофлюсующихся сплавов // Композиц. покрытия. – Житомир, 1985. – С. 55–56. 2. Рихтмайер Р., Мортон К. Разносторонние методы решения краевых задач. – М., 1972. – 418 с. 3. Самарский А.А., Моисеенко Б.Д. Экономичная схема складного счета для многомерной задачи Стефана // Вычисл. математика и математич. физика. – 1965. – Т. 5, № 5. – С. 816–827.

УДК 621.793

Б.А. КАЛЕДИН

### ВЫБОР УПРАВЛЯЕМЫХ ФАКТОРОВ ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ ПРОЦЕССОВ НАПЫЛЕНИЯ МЕТОДОМ АПРИОРНОГО РАНЖИРОВАНИЯ

Процесс нанесения покрытий на изделия – многостадийный, определяется большим числом факторов (по некоторым данным, от 30 до 60). Поэтому возникает задача выделить из них наиболее существенные и управляемые для проведения, например, активного эксперимента. Для решения этой задачи может быть использован метод априорного ранжирования, который позволяет путем целенаправленного опроса специалистов и соответствующей обработки результатов этого опроса определить роль и место каждого из исследуемых факторов [1].

Рассмотрим применение этого метода на следующем примере. Требовалось выделить наиболее значимые факторы при исследовании процесса нанесения покрытия на стальную компактную основу. В качестве определяющего параметра оптимизации была выбрана прочность сцепления покрытия с основой  $\sigma_{\text{в}}$ . Изучались следующие факторы: метод нанесения покрытия ( $x_1$ ), конструкция горелки или плазмотрона ( $x_2$ ), размеры частиц напыляемого порошка ( $x_3$ ), форма частиц порошка ( $x_4$ ), исходная плотность порошка ( $x_5$ ), температура нагрева частиц порошка ( $x_6$ ), давление сжатого воздуха ( $x_7$ ), температура подогрева основы (подложки) ( $x_8$ ), подача плазмотрона или горелки ( $x_9$ ), расстояние от них до подложки ( $x_{10}$ ), материал подложки ( $x_{11}$ ), материал порошка ( $x_{12}$ ), исходная обработка поверхности ( $x_{13}$ ), толщина покрытия ( $x_{14}$ ).

Эти факторы оценивались двумя группами специалистов: в первой группе было 7, а во второй – 8 экспертов. Специалисты представляли различные научные школы, учреждения и предприятия.

Каждому из специалистов предлагалось заполнить анкету, куда, помимо перечня факторов, их уровней, диапазона изменения, была внесена графа "ранг фактора".

Эксперт располагал факторы в порядке убывания их воздействия на прочность сцепления покрытия с основой, т.е. ранжировал их. Когда он не мог ука-

зять порядок следования двух или нескольких факторов, им приписывался один и тот же номер (ранг), а при вычислениях вводились так называемые связанные дробные ранги.

Результаты опроса двух групп специалистов представлены в табл. 1 и 2. Данные опроса обрабатывали по методике, рассмотренной в работе [1]. Для этого сначала подсчитывали суммы рангов для каждого фактора, затем находили разность между суммой рангов каждого фактора и средней суммой рангов всех факторов, квадраты этих разностей и сумму квадратов разностей. Затем были найдены средние значения суммы рангов (52,5 и 59,5), а также сумма квадратов отклонений (5301,5 и 4165,75).

Чтобы оценить степень согласованности мнений исследователей каждой группы, рассчитывали так называемый коэффициент конкордации:

для несвязанных рангов

$$W = \frac{12S}{m^2 (k^3 - k)}, \quad (1)$$

для связанных

$$W = \frac{S}{m^2 (k^3 - k) / 12 - m \sum T_i}, \quad (2)$$

где  $S$  – сумма квадратов отклонений (сумма чисел, стоящих в последней строке табл. 1 и 2);  $m$  – число экспертов;  $k$  – количество факторов;  $T_i = = 1/12 \cdot \sum (t_j^3 - t_j)$ ;  $t_j$  –  $j$ -е число одинаковых рангов в  $i$ -м ранжировании.

В шести строках табл. 2 есть связанные ранги. Поэтому, например, в строке  $2T_2 = (2^3 - 2) + (4^3 - 4) = 66$ , так как в ней четыре ранга по 10,5 и два ранга по 5,5. Соответственно  $T_1 = 6, T_4 = 60, T_5 = 60, T_6 = 36$  и  $T_7 = 36$ . Подставляя в формулы (1) и (2) данные табл. 1 и 2, получим  $W_1 = 0,48$ , а  $W_2 = 0,21$ . Эти значения коэффициентов конкордации не позволяют уверенно судить о согласованности мнений экспертов. Поэтому воспользуемся критерием Пирсона  $\chi^2$ , который может быть вычислен соответственно для несвязанных и связанных рангов по следующим формулам:

$$\chi^2 = \frac{12S}{mk (k + 1)}, \quad (3)$$

$$\chi^2 = \frac{S}{mk (k + 1) / 12 - 1 / (k - 1) \cdot \sum T_i}. \quad (4)$$

Подставляя известные значения  $S, m, k$  и  $T_i$  в выражения (3), (4), получим для первой группы экспертов  $\chi_1^2 = 43,27$ , а для второй  $\chi_2^2 = 30,12$ .

Сравним расчетные значения этих критериев с табличным при уровне доверия  $\alpha = 0,05$  и степени свободы  $f = 14 - 1 = 13$ . По табл. 8 [1]  $\chi^2 = 22,36$ .

Таким образом, согласованность мнений экспертов в обеих группах подтверждается, так как оба расчетных значения  $\chi_1^2$  и  $\chi_2^2$  больше, чем табличное.

Табл. 1. Результаты ранжирования по данным первой группы специалистов

Номер экспер- та	Факторы													
	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_4$	$x_5$	$x_6$	$x_7$	$x_8$	$x_9$	$x_{10}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$
1	1	9	11	5	12	6	8	7	13	10	2	3	4	14
2	1	13	10	11	12	3	14	6	7	8	4	5	2	9
3	1	14	9	10	11	5	13	4	6	3	7	8	2	12
4	1	13	2	3	9	4	10	5	11	12	7	6	8	14
5	1	8	4	10	12	2	9	3	11	13	6	7	5	14
6	2	10	1	9	13	5	11	6	8	14	12	3	7	4
7	11	12	14	13	9	8	10	6	7	3	2	1	4	5
$\Sigma a_{ij}$	18	79	51	61	78	33	75	37	63	63	40	33	32	72
$\Delta_i$	-34,5	26,5	-1,5	8,5	25,5	-19,5	22,5	-15,5	10,5	10,5	-12,5	-19,5	-20,5	19,5
$\Delta_i^2$	1190,25	702,25	2,25	72,25	650,25	380,25	506,25	240,25	110,25	110,25	156,25	380,25	420,25	380,25

Примечание.  $\Sigma a_{ij}$  – сумма рангов для каждого фактора;  $\Sigma \bar{a}_{ij}$  – среднее значение суммы рангов;  $\Delta_i$  – разность между суммой рангов для каждого фактора и средним значением этой суммы, т.е.  $\Delta_i = \Sigma a_{ij} - \Sigma \bar{a}_{ij}$ .

Табл. 2. Результаты ранжирования по данным второй группы специалистов

Номер экспер- та	Факторы														Число связанных рангов
	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_4$	$x_5$	$x_6$	$x_7$	$x_8$	$x_9$	$x_{10}$	$x_{11}$	$x_{12}$	$x_{13}$	$x_{14}$	
1	6	10	5,5	5,5	2	8	7	11	13	12	1	3	4	14	2
2	11	12	10,5	10,5	10,5	10,5	3	8	7	4	5,5	5,5	1	2	4 + 2
3	12	13	2	11	5	6	14	7	8	3	4	1	9	10	—
4	7	8	5	9	10	4	3	1	12,5	6	12,5	2	12,5	12,5	4
5	7	12	6	13	14	9	11	5	8	10	2,5	2,5	2,5	2,5	4
6	3	8	5	5	5	9	10	7	11,5	11,5	1,5	1,5	13	14	3 + 2 + 2
7	9	9	5,5	5,5	2	7	9	11	14	12	3,5	1	3,5	13	3 + 2 + 2
8	11	12	14	13	9	8	10	6	7	3	2	1	4	5	—
$\Sigma a_{ij}$	66	84	53,5	72,5	57,5	61,5	67	56	81	61,5	32,5	17,5	49,5	73	
$\Delta_i$	6,5	24,5	-6	13	-2	2	7,5	-3,5	21,5	2	-27	-42	-10	13,5	
$\Delta_i^2$	42,25	600,5	36	169	4	4	56,25	12,25	462,25	4	729	1764	100	182,25	

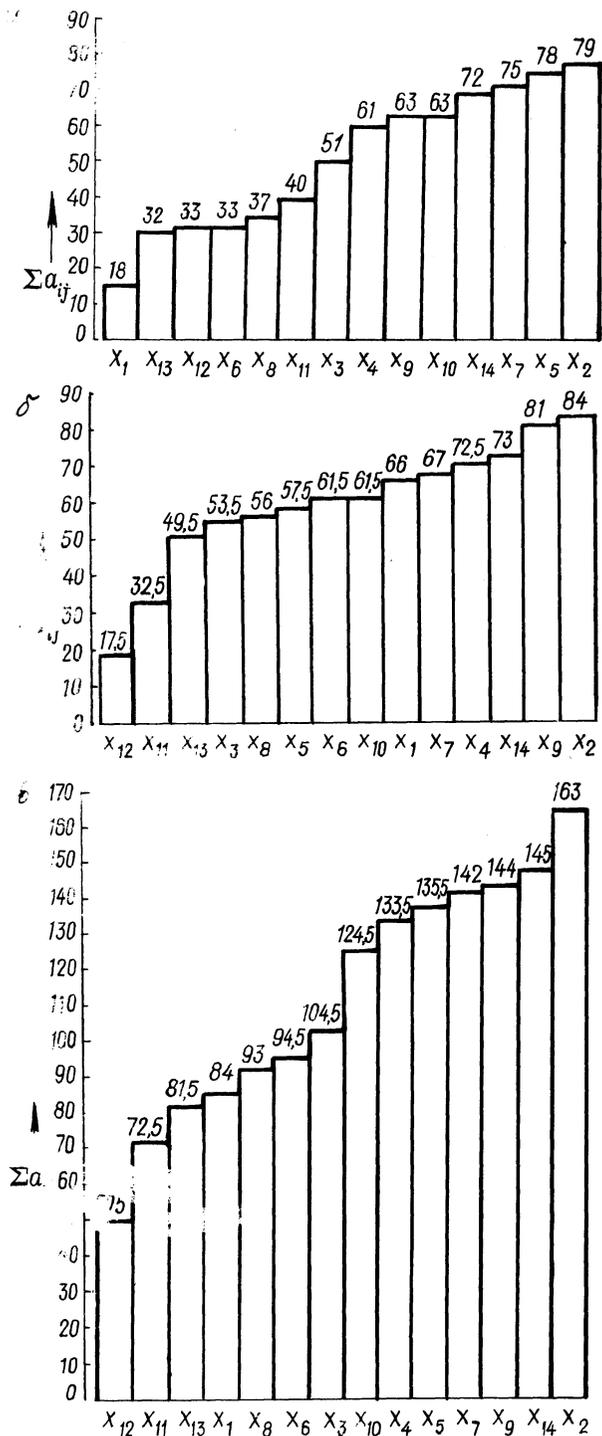


Рис. 1. Диаграммы рангов: а — для первой группы экспертов; б — для второй группы; в — для двух групп

Это позволяет построить среднюю априорную диаграмму рангов (рис. 1, а, б), откуда можно сделать следующие выводы.

Так как зависимость близка к экспоненциальной, в число важнейших факторов для первой группы можно включить  $x_1, x_{13}, x_{12}, x_6, x_8, x_{11}, x_3$ , т.е. семь факторов, сумма рангов которых меньше средней суммы рангов (52,5). Это будут соответственно метод нанесения покрытия, обработка поверхности, температура нагрева частиц, материал порошка, температура подогрева подложки, материал основы и размер частиц порошка.

В число значимых факторов для второй группы следует включить  $x_{12}, x_{11}, x_{13}, x_3, x_8, x_5$ , т.е. материал порошка, материал основы, обработка поверхности, размеры частиц порошка, температура подогрева основы и исходная плотность порошка.

Как видно, в оценке роли и места факторов мнения двух групп специалистов не совсем совпадают. Для определения согласованности их мнений воспользуемся коэффициентом ранговой корреляции Спирмена  $R$  [2]:

для несвязанных рангов

$$R = 1 - \frac{6 \sum_{i=1}^k \Delta_i^2}{k^3 - k},$$

для связанных

$$R = \frac{k(k^2 - 1)/6 - S - T - u}{\sqrt{[k(k^2 - 1)/6 - 2T] [k(k^2 - 1)/6 - 2u]}}, \quad (5)$$

где  $S$  – сумма квадратов отклонений рангов между группами;  $T = 0,5 \sum t(t - 1)$ ;  $u = 0,5 \sum u(u - 1)$ ;  $t$  и  $u$  – число повторений в первой и второй строках.

С этой целью запишем данные табл. 1 и 2 в следующем порядке:

Фактор	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
Суммы рангов:														
I группы	18	79	51	61	78	33	75	37	63	63	40	33	32	72
II группы	66	84	53,5	72,5	57,5	61,5	67	56	81	61,5	32,5	17,5	49,5	73

Присвоив этим суммам ранги от 1 до 14, получим:

Фактор	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
I группа	1	14	7	8	13	3,5	12	5	9,5	9,5	6	3,5	2	11
II группа	9	14	4	11	6	7,5	10	5	13	7,5	2	1	3	12
$\Delta_i$	-8	0	3	-3	7	-4	2	0	-3,5	2	4	2,5	-1	-1
$\Delta_i^2$	64	0	9	9	49	16	4	0	12,25	4	16	6,25	1	1

Табл. 3. Результаты анализа рангов

Число экспертов	Сумма рангов факторов														Число повторяющихся рангов
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	
$m_1 = 7$	18	79	51	61	78	33	75	37	63	63	40	33	32	72	2 + 2
$m_2 = 8$	66	84	53,5	72,5	57,5	61,5	67	56	81	61,5	32,5	17,5	49,5	73	2
$m_3 = 15$	84	163	104,5	133,5	135,5	94,5	142	93	144	124,5	72,5	50,5	81,5	145	
$\Delta_i$	-28	51	-7,5	21,5	23,5	-17,5	30	-19	32	12,5	-39,5	-61,5	-30,5	33	
$\Delta_i^2$	784	2601	56,25	462,25	552,25	306,25	900	361	1024	156,25	1560,25	3782,25	930,25	1089	

Тогда

$$S = 64 + 9 + 9 + 49 + 16 + 4 + 12,25 + 4 + 16 + 6,25 + 1 + 1 = 191,5; T = \\ = 0,5 \sum t(t-1) = 0,5 [2(2-1) + 2(2-1)] = 2; u = 0,5 \cdot 2(2-1) = 1.$$

Подставляя в формулу (5) значения  $S, T, u$  и  $k$ , получим

$$R = \frac{14(14^2 - 1)/6 - 191,5 - 2 - 1}{\sqrt{[14(14^2 - 1)/6 - 2 \cdot 2] [14(14^2 - 1)/6 - 2 \cdot 1]}} = 0,58.$$

Значения  $R$  в зависимости от согласованности ранжировок могут меняться от +1 (ранжировочные ряды совпадают) до -1 (отсутствие корреляции). Значимость коэффициента  $R$  оценивается с помощью табл. VI [2]. Для этого сначала вычисляется среднее квадратическое отклонение

$$\sigma_R = \sqrt{\frac{1}{k-1}} = \sqrt{\frac{1}{14-1}} = 0,28,$$

а затем отношение

$$z = \frac{R}{\sigma_R} = \frac{0,58}{0,28} = 2,07.$$

Вероятность согласованности ранжировок берется из табл. VI [2] (при  $z = 2,07, P = 0,98$ ), что свидетельствует о неслучайности согласованности мнений специалистов двух групп. Поэтому можно рассматривать обе группы специалистов как одну и рассчитывать для нее значения коэффициентов конкордации  $W$ , критерия Пирсона  $\chi^2$  вышеуказанным способом, приняв  $m = 15$ .

Результаты расчета суммы рангов, их разности и суммы квадратов разностей приведены в табл.3, среднее значение суммы рангов - 112, сумма квадратов отклонений - 14 565.

По формулам (2) и (4) определены  $W$  и  $\chi^2$  для группы в целом. Они оказались соответственно равны 0,28 и 55,5, т.е. согласование мнений всех экспертов неслучайно. Диаграмма рангов для всей группы показана на рис. 1, в. Из нее видно, что распределение рангов неравномерное, а убывание экспоненциальное. Поэтому можно принять такое решение. Включить в реальный эксперимент следующие факторы: материал порошка ( $x_{12}$ ), материал основы ( $x_{11}$ ), метод обработки поверхности ( $x_{13}$ ), метод нанесения покрытия ( $x_1$ ), температуру подогрева подложки ( $x_8$ ), температуру нагрева частиц порошка ( $x_6$ ) и размеры частиц порошка ( $x_3$ ), т.е. те факторы, суммы рангов которых меньше средней суммы рангов (в нашем случае она равна 112).

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кендал М. Ранговые корреляции. - М., 1975. - 215 с. 2. Мастеров В.А. Практика статистического планирования эксперимента в технологии биметаллов. - М., 1974. - 241 с.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ ИЗ ТЕРМОРЕАГИРУЮЩИХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Упрочнение крупногабаритных и металлоемких деталей методом газотермической металлизации с последующим оплавлением их покрытий сопряжено с определенными трудностями, связанными с необходимостью объемного нагрева деталей до температуры 1050...1100 °С [1]. Так, например, применительно к целому ряду деталей нефтяного оборудования объемный нагрев затруднителен или вообще недопустим ввиду возникновения необратимых структурных изменений основы деталей, окисления поверхности, деформации или возникновения в них термоупругих остаточных напряжений.

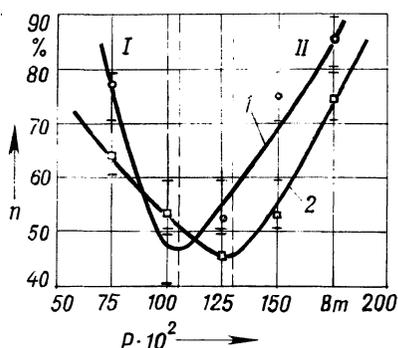
Большой практический интерес в связи с этим представляют износостойкие покрытия на основе терморезающихся материалов, не требующих последующего оплавления. Процесс их напыления сопровождается дополнительным выделением теплоты. В зависимости от марки порошка тепловая энергия может составлять от 30 до 150 Дж/г. Экзотермическая реакция протекает в результате взаимодействия компонентов сплава, в частности Ni с Al. В среднем продолжительность процесса соизмерима со временем полета частиц до подложки, что обеспечивает формирование достаточно плотного и однородного покрытия.

Покрытия из указанных материалов наносят газопламенным напылением. В проведенных исследованиях была сделана попытка их напыления с помощью плазменного нагрева, что в ряде случаев обеспечивает более высокое качество покрытия.

Установлено, что на процесс формирования покрытия и ряд его свойств большое влияние оказывают теплофизические условия напыления, и прежде всего мощность, подводимая к плазмотрону, а также дистанция напыления и гранулометрический состав порошка.

Исследовано формирование покрытий из сплавов ПТ-19Н01 и ПТ-ЮНХ15СР2 при использовании в качестве плазмообразующего газа азота и вводе порошка на срез сопла плазмотрона. Напыление осуществлялось порошками с грануляцией 80...100 мкм с дистанции 100...120 мм на шлифованные стальные пластины при линейном перемещении плазмотрона со скоростью 5...6 м/мин. Затем с помощью оптического микроскопа МБС-9 подсчитывалось количество полностью и частично оплавленных частиц на единичной площади напыленной поверхности. Изменение количества расплавленных частиц по отношению к полному их числу в зависимости от подводимой мощности представлено на рис. 1. Как видно из рисунка, максимальное число расплавленных частиц (область I, кривые 1 и 2) соответствует относительно малым значениям мощности плазмотрона. В этом случае вклад энергии в общий тепловой баланс нагрева частиц, по-видимому, в основном обусловлен экзотермическим процессом взаимодействия Ni с Al и частично нагревом частиц в плазме дугового разряда. С ростом мощности количество расплавленных час-

Рис. 1. Изменение количества расплавленных частиц в зависимости от мощности подводимой к плазматрону



тиц уменьшается, а затем вновь возрастает. Это скорее всего объясняется значительным перегревом частиц и интенсивным испарением алюминия с их поверхности. Появление затем максимума (область II, кривые 1 и 2) можно объяснить плавлением частиц в потоке высокотемпературной плазмы, а вклад энергии за счет экзотермического процесса можно считать незначительным. Анализ покрытий, полученных при значительных мощностях плазматрона, показал, что при таких условиях происходит формирование недостаточно прочного и качественного покрытия, что связано, по-видимому, с возникновением пленок из модифицированных оксидов  $Al_2O_3$  на поверхности напыляемых частиц, а также в объеме покрытия.

Анализ формирования структуры покрытий, проведенный с помощью оптического микроскопа "Neophot-21" и электронного растрового микроскопа 09И0Э-200-004 (рис. 2), подтверждает эти предположения.

В случае напыления покрытий при оптимальных значениях мощности плазматрона (область I) формируется гомогенное покрытие, состоящее в основном из расплавленных частиц (рис. 2, а), сцепленных между собой за счет процесса микросваривания, что наглядно видно при значительном (до  $5 \cdot 10^2$  раз) увеличении (рис. 2, б). Некоторая разница в характере кривых 1 и 2 (см. рис. 1) скорее всего объясняется различным содержанием в указанных сплавах плакирующего Al, а также упрочняющих добавок Cr, В и раскислителя Si. Относительная пористость покрытия достаточно низкая и не превышает 2...3 %.

Прочность сцепления между частицами, измеренная путем разрушения плоских образцов при их растяжении на разрывной машине Р-5, для сплава ПТ-ЮНХ15СР2 составляет 180...200 МПа. Микротвердость покрытий, измеренная на шлифах с помощью микротвердомера ПМТ-3, для сплава ПТ-19Н01 составляет 4600...5700 МПа и для сплава ПТ-ЮНХ15СР2 – 5000...6000 МПа.

Износостойкость покрытий исследована в условиях, близких к реальным условиям эксплуатации деталей нефтяного оборудования, работающих при гидроабразивном изнашивании, а также при трении с недостатком смазочного материала. Задачей ускоренных лабораторных триботехнических испытаний являлась проверка стойкости покрытий, используемых при упрочнении деталей нефтяных насосов. Исследования осуществлялись в водно-абразивной среде на установке, разработанной в ОНИЛ плазменной металлизации БПИ (рис. 3).

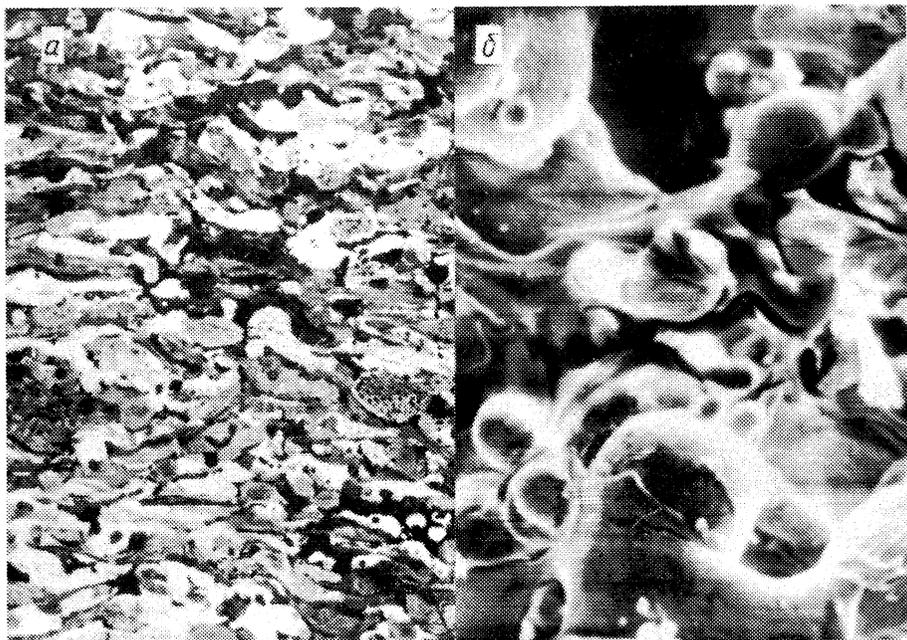


Рис. 2. Микроструктура сплава ПТ-ЮНХ15СР2, полученная при оптимальных режимах напыления и исследованная:  
*а* – с помощью оптического микроскопа (Х250); *б* – растрового электронного микроскопа (Х1000)

В данной установке исследуемые образцы размещались непосредственно в абразивной среде [2], а их изнашивание происходило при перемещении абразива под избыточным давлением за счет создаваемых центробежных сил.

Как видно из рис. 3, в процессе вращения винтового шнека жидкость вместе с абразивом интенсивно прокачивается через зазор между его винтовой поверхностью и исследуемыми образцами снизу вверх и выбрасывается через окна в стакане. При этом частицы абразива центробежными силами прижимаются к внутренней поверхности образцов.

В качестве абразива использован кварцевый песок с частицами крупностью 100...150 мкм, взятый в объемном соотношении с водой 1:2. Испытывались образцы с покрытиями из сплава ПТ-ЮНХ15СР2, напыленными газопламенным и плазменным методами на подложку из сплава ПТ-Ю5Н. Толщина подложки – 0,1 мм, а основного покрытия – 0,5...0,7 мм. В качестве эталонных использовались образцы, изготовленные из стали 45. Перед испытаниями все образцы подвергались точению резцами из белбора при одинаковых условиях обработки с целью получения идентичных параметров шероховатости исследуемой поверхности. Длительность испытаний составляла 50 ч при суммарном числе циклов до  $10^7$ . Относительный износ образцов определяли по результатам взвешивания на аналитических весах до и после испытаний (табл. 1).

Рис. 3. Схема установки для испытания образцов при гидроабразивном изнашивании:

1 – электродвигатель; 2 – подшипники качения; 3 – сальниковое уплотнение; 4 – резервуар; 5 – окно для выхода гидроабразивной среды; 6 – исследуемые образцы; 7 – покрытие; 8 – винтовой шнек; 9 – стакан; 10 – гидроабразивная среда; 11 – контрольные образцы; 12 – абразив

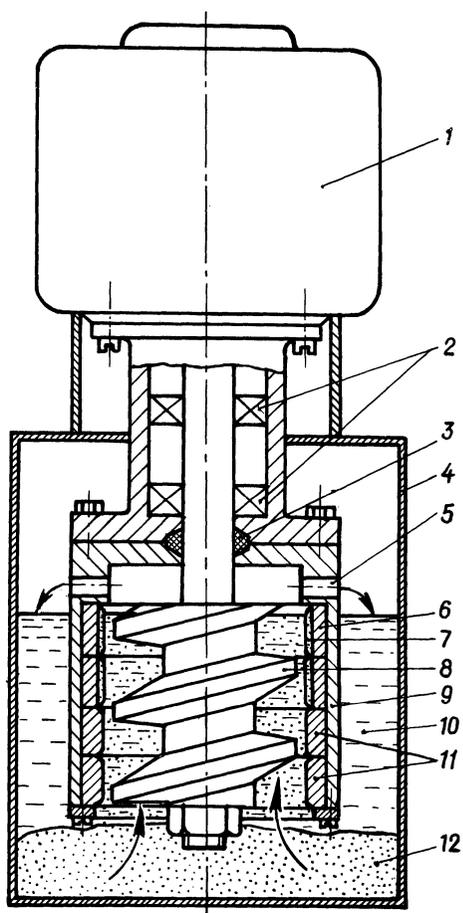


Табл. 1. Результаты испытаний покрытий на износостойкость

Материал образца	Метод напыления	Масса образца, г		Потеря массы образцов, г
		до испытаний	после испытаний	
ПТ-ЮНХ15СР2	Газо-пламенное	245,219	245,04	0,179
	Плазменное	261,287	261,21	0,077
Сталь 45 (эталон)		271,756	271,26	0,496

Установлено, что в случае гидроабразивного изнашивания стойкость покрытий из сплава ПТ-ЮНХ15СР2 в 2,5–3 раза выше стойкости эталонных образцов. Анализ шероховатости поверхности, выполненный с помощью профилографа-профилометра мод. 220 завода "Калибр" после испытаний, показал, что на образцах с покрытием происходит заметное сглаживание микронеровностей, тогда как на эталонных формируется достаточно шероховатая поверхность, соответствующая параметру  $Ra = 15 \dots 20$  мкм.

Образцы, полученные плазменным напылением, обладают более высокой износостойкостью при гидроабразивном изнашивании, чем напыленные газоплазменным методом.

Испытания покрытий, полученных из сплавов ПТ-ЮНХ15СР2 и ПТ-19Н01 методом плазменного напыления, при недостатке смазочного материала осуществлялись на машине трения марки 2070-СМТ-1 по стандартной методике. В качестве смазочного материала использовалось масло "индустриальное 20". Износостойкость покрытий оценивалась относительно образцов из объемно закаленной стали 45.

Установлено, что относительная износостойкость покрытий на основе сплава ПТ-19Н01 в 1,5–2 раза превосходит эталонные образцы, а сплава ПТ-ЮНХ15СР2 – в 2–2,5 раза. Характер разрушения изнашиваемой поверхности в основном обусловлен вырыванием или выкрашиванием отдельных частиц из покрытия. Это может служить признаком недостаточной прочности сцепления частиц при значительной нагрузке (более 2000 Н) и относительно большом числе циклов нагружения (до  $10^9$ ). В целом стойкость покрытий как на гидроабразивное изнашивание, так и на истирание при недостатке смазочного материала можно считать хорошей.

Полученные экспериментальные данные послужили основанием для использования покрытий из указанных сплавов для упрочнения опытной партии рабочих колес магистральных нефтяных насосов и деталей автотракторной техники, в частности коленчатых валов автомобилей.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. К о б я к о в О.С., Г и н з б у р г Е.Г. Исследования оплавления износостойких покрытий, полученных газотермическим напылением // Машиностроение. – Мн., 1987. – Вып. 12. – С. 46–49.
2. З о л о т а р ь А.И., А р о н о в Э.Л., Л е о н и д о в Л.Д. О систематизации установок для исследования гидроабразивного износа материалов // Тр. ВНИИгидромаша. – М., 1972. – Вып. 43. – С. 20–26.

УДК 621.785

Ю.Ю. ЯРМАК

### ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССА ПЛАКИРОВАНИЯ ВЫСОКОДИСПЕРСНЫХ ЧАСТИЦ НА СВОЙСТВА ПОРОШКА И ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ

При плазменном нанесении защитных покрытий широкое применение находят тугоплавкие материалы, которые по своим физическим свойствам подразделяются на металлические (карбиды, нитриды, бориды, силициды) и неметаллические (оксиды, керамика). При целом ряде положительных

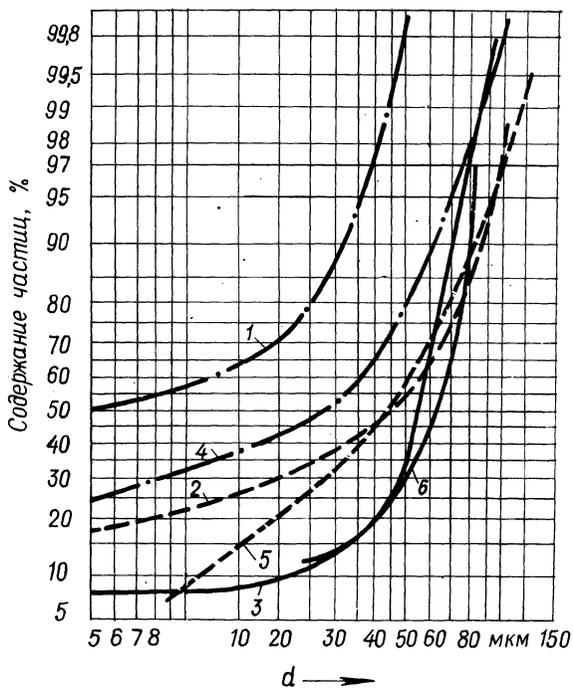


Рис. 1. Распределение размеров  $d$  частиц порошка до (1–3) и после (4–6) плакирования.  
Исходная фракция:  
1,4 – до 40 мкм; 2,5 – до 100 мкм; 3,6 – 40...70 мкм

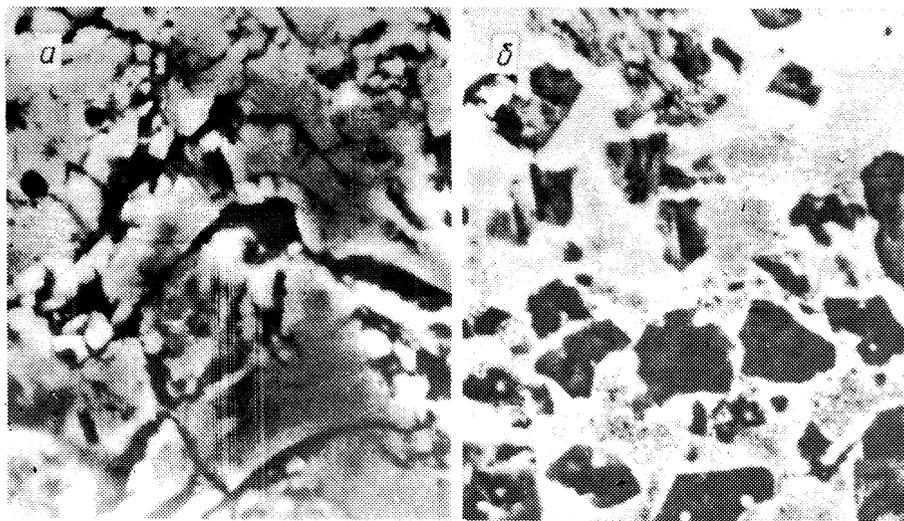


Рис. 2. Структура плазменных покрытий из TiC (а) и TiC Ni Mo P (б) ( $\times 3000$ ). Исходная фракция – до 100 мкм

свойств они не могут применяться для изготовления компактных изделий из-за высокой хрупкости и низкой прочности при динамических нагрузках, а также из-за технологических трудностей при изготовлении.

Одно из ведущих мест среди тугоплавких материалов при плазменном напылении занимают карбиды и особенно карбиды вольфрама и хрома. Однако в последнее время из экономических соображений предпринимаются попытки частично или полностью заменить карбид вольфрама другими материалами. В порошковой металлургии, например, широко применяются порошки TiC–Ni–Mo–P для изготовления различных изделий. Карбид титана в сравнении с карбидом вольфрама имеет более высокую твердость, меньшую плотность.

Первые исследования в области нанесения плазменных покрытий из чистых карбидов были проведены уже в начале 70-х годов [1]. Результаты их показали, что покрытия имеют высокую пористость, низкую прочность сцепления с подложкой, а частицы порошка при напылении подвергаются сильному окислению. Потери углерода, например TaC и HfC, составляют до 83 %.

Одним из способов сохранения свойств карбидов в процессе плазменного напыления покрытий является их плакирование, т.е. нанесение на высокодисперсные частицы металлической оболочки. Плакирование частиц может осуществляться их электрохимическим или химическим осаждением в водных растворах. Для плакирования порошка карбида титана с учетом его низкой электропроводности был выбран химический метод, базирующийся на применении аммиачно-ацетатного раствора, содержащего молибдат аммония [2]. Этот метод позволил получить на частицах TiC равномерную никель-молибден-фосфорную оболочку с заданным соотношением карбидной составляющей и металлической матрицы [3]. Плакирование карбида титана значительно улучшило сыпучесть порошка, что обеспечило возможность его транспортирования в плазменную струю при напылении.

Сыпучесть порошка до и после плакирования определялась по продолжительности его просыпания через воронку в виде усеченного конуса с отверстием диаметром 4 мм. Как показали результаты исследований, сыпучесть порошка с размером частиц до 40 и до 100 мкм до плакирования практически была равной нулю. Несмотря на это, транспортирование порошка фракции до 100 мкм в плазменную струю представлялось возможным. После плакирования транспортирование порошка обеих фракций не вызывало затруднений, а сыпучесть порошка фракции до 40 мкм составила 1 г/с. Улучшение его сыпучести объясняется перераспределением размеров частиц порошка внутри фракции в процессе плакирования, а также некоторым расширением границ фракций (рис. 1). До плакирования частицы размером до 5 мкм фракции до 100 мкм составляли около 20 %, а фракции до 40 мкм – 50 %. Транспортирование порошка газовым потоком в зону плазменной струи определяется также и формой частиц порошкообразных материалов. Однако металлическая оболочка практически не изменяет форму частиц и качество их поверхности, т.е. у частиц сохраняется неправильная форма и шероховатая поверхность [3].

Определенное влияние процесс плакирования оказывает и на химический состав порошка (табл. 1). Содержание кислорода и азота увеличивается в 2 раза, что негативно сказывается на некоторых свойствах нанесенных покрытий из карбида титана.

Табл. 1. Содержание элементов в порошке

Состояние порошка	Содержание порошка, %		Содержание элементов, %		
	TiC	Ni-Mo-P	O <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>	C
До плакирования	100	—	0,63	0,09	19,14
После	65	35	1,33	0,11	11,78
плакирования	50	50	1,26	0,11	10,16

Табл. 2. Некоторые параметры покрытий

Состав порошка	Содержание элементов в покрытии, %			Пористость, %	Прочность сцепления, МПа	Микротвердость HV <sub>50</sub> , МПа
	O <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>	C			
100 % TiC	8,04	0,74	14,80	—	—	24 000
50 % TiC + 50 % Ni-Mo-P	1,76	0,42	8,88	15,21	38	Матрицы 15 000 Зерен TiC 30 000

С целью определения влияния металлической оболочки частиц на сохранение химического состава карбида титана в процессе напыления, а также на некоторые свойства покрытий полученный порошок напылялся аргоно-водородной плазмой. Структура полученных покрытий из чистого карбида титана и плакированного порошка показана на рис. 2. Отличительной особенностью покрытий из плакированного карбида титана (рис. 2, б) является их низкая пористость, а также наличие мягкой металлической матрицы с равномерно расположенными в ней твердыми частицами карбида. Металлическая матрица позволяет напылять из карбида титана покрытия значительной толщины, повышать прочность сцепления покрытия с подложкой и в процессе трения удерживать частицы карбида, которые могут воспринимать большие нагрузки и не выкрашиваются. Некоторые из параметров покрытий из карбида титана и композиционного порошка TiC-Ni-Mo-P с соотношением массы карбида к массе металлической составляющей 1 : 1 приведены в табл. 2.

Плакирование частиц TiC позволяет значительно сократить потери углерода при напылении, уменьшить в покрытии содержание кислорода и азота. Покрытие при напылении не отслаивается от подложки, и обеспечивается достаточно высокая прочность его сцепления с подложкой.

Металлическая матрица обладает также достаточно высокой микротвердостью, не свойственной покрытиям из никеля. Это можно объяснить образованием различных фаз и соединений в процессе плазменного напыления.

Сравнительные исследования износостойкости полученных покрытий проводились в условиях трения без смазочного материала с использованием спо-

соба штифт-шайба ( $v = 9,8$  м/с,  $p = 0,14$  МПа). В качестве контртела использовалась закаленная шайба из стали 45. Покрытия из карбида титана имеют несколько лучшую износостойкость, чем образцы из стали 45. Покрытия из карбида титана с никель-молибден-фосфорной матрицей характеризуются почти в 2 раза меньшей интенсивностью изнашивания в сравнении со стальными образцами и покрытиями из чистого карбида титана.

Таким образом, плакирование частиц карбида титана позволяет значительно улучшить процесс подачи порошка в плазменную струю, снизить скорость окисления частиц TiC и потери углерода при напылении, а также улучшить физико-механические и эксплуатационные свойства покрытий.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Mash D.R., Weare N.E., Walker D.L. Process variables in plasma - jet Spraying // Journal of metals. - 1961. - No 7. - С. 473-478.
2. Голего Н.Н., Горбачевская Л.А., Ковальчук Ю.М. Осаждение никель-молибден-фосфорных покрытий на порошкообразные материалы // Порошковая металлургия. - Киев, 1975. - Вып. 11. - С. 5-9.
3. Blume F., Eckart G., Jarmak Ju. Plasmaspritzen verschleißbeständiger TiC - Schichten // Schweißtechnik. - Berlin, 1986. - No 6. - С. 251-253.

УДК 621.793:669.018.4

Е.Н. СТАШЕВСКАЯ

### АНАЛИЗ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ ПОСЛЕ ИХ ИСПЫТАНИЙ НА ТЕРМИЧЕСКУЮ УСТАЛОСТЬ

Самофлюсующиеся твердые сплавы на никелевой основе хорошо зарекомендовали себя в качестве защитных покрытий деталей, работающих в условиях повторно-переменного воздействия давлений и температур. Например, срок службы упрочненного стеклоформирующего пуансона возрос в 3-4 раза по сравнению с серийным из чугуна. Одной из причин выхода из строя упрочненных деталей является растрескивание покрытия и основы.

Исследование термической усталости проводили на биметаллических круглых "свободных" образцах: покрытие - из сплава ПГ-Ср4 или ПГ-Ср2, основа - чугун СЧ20. Образцы нагревались в муфельной печи до 873 К, охлаждались до комнатной температуры в воде.

Анализ разрушения в результате длительной термической усталости показал [1], что количество трещин возрастает с увеличением продолжительности испытаний, т.е. с возрастанием количества циклов нагружения. Образцы с покрытием выдерживали меньшее количество циклов, чем образцы без покрытия. В образцах из твердого сплава и чугуна в исходном состоянии трещин немного. Они имеют вид линейных отрезков с редкими отростками. Такого вида трещины характерны для хрупких материалов. При повторном термическом воздействии наибольшие напряжения возникают в других местах. Если вначале скорость развития трещин была относительно велика, то по мере их распространения вглубь постепенно падала. Лишь в редких случаях трещина

успевала пройти через все сечение. При дальнейших испытаниях интенсивно развивались лишь одна или две трещины. Все трещины начинались непосредственно у поверхности круглого образца.

Исследовались образцы с покрытиями в исходном состоянии и после испытаний на термическую усталость. Микротвердость поверхностных слоев образцов измерялась с помощью прибора ПМТ-3.

Микротвердость образцов измеряли вдоль поверхности на расстоянии 0,05...0,1 мм от края через 0,1 мм, перпендикулярно к поверхности через 0,05 мм, вдоль трещины на расстоянии 0,03...0,06 мм от нее через 0,05 мм.

Микротвердость сплава ПГ-Ср4 в биметаллических образцах, испытанных на термический удар, составляет 4650...7680 МПа, сплава ПГ-Ср2 — 2140...4330 МПа. Для сплава ПГ-Ср4 при количестве циклов 38 и 100 "пик" микротвердости сместился вправо, в сторону увеличения по сравнению с микротвердостью исходной структуры. При 200 циклах значения микротвердости сместились влево, однако "пик" микротвердости идентичен "пику" для исходной структуры. После 200 циклов (образцы разрушились) "пик" микротвердости смещен влево. Микротвердость образцов из сплава ПГ-Ср2 не изменилась. Микротвердость их, измеренная около трещин, меньше, чем вдали от трещин. Вероятно возле трещин структура разрыхлена, что и оказывает влияние на микротвердость образцов.

Металлографический анализ при увеличении в 315 раз показал следующее. Сплав ПГ-Ср4 имеет структуру среднезернистую, неоднородную с небольшим количеством пор. В выходном состоянии структура сплава ПГ-Ср2 среднезернистая, в некоторых местах крупнозернистая, имеются поры.

Самофлюсующиеся сплавы нанесены на основу из чугуна. Чугун после нанесения и обработки покрытий имел перлитную или перлитоферритную структуру (около 20 % феррита). В основе наблюдается зона повышенной тривимости (зона термического влияния), толщина которой, как правило, равна толщине слоя покрытия.

В процессе испытания на термическую усталость после 100 циклов трещины в сплаве тонкие, параллельные, переходящие в чугуне в одну большую. Сплав ПГ-Ср4 имеет среднезернистую структуру, ближе к основе зерна укрупняются. У сплава ПГ-Ср2 — крупнозернистая структура, у поверхности зерна меньше, много пор.

После 200 циклов нагружения на поверхности образцов имеются скалывающиеся и сколовшиеся частицы, крупные поры. В сплаве ПГ-Ср2 направление трещин — параллельное и перпендикулярное к поверхности образца, много пор.

В процессе испытаний образцов происходит разрыхление и разрушение графитных включений. Кислород воздуха проникает на их границы, образуются оксиды, которые способствуют возникновению и развитию трещин. Развитие трещин наблюдается во всей графитной колонии. Трещины распространяются в зону перехода между чугуном и сплавом. При увеличении числа циклов графит начинает разрушаться, высвобождается.

Термическая усталость является результатом действия переменных напряжений, возникающих при температурных изменениях в детали. Нагрев и охлаждение биметаллической детали вызывает неравномерные деформации, что также приводит к возникновению напряжений. Термическая усталость — про-

цесс, идущий во времени. Действие повторных нагревов и охлаждений сопровождается сложным комплексом явлений: окислением материала, изменением диффузионной подвижности атомов, старением, рекристаллизацией, ползучестью, "ростом" чугуна, возникновением остаточных напряжений (в частности, в результате различия коэффициентов термического расширения сплавов и основы) и др.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Сташевская Е.Н., Кардаполова М.А. Термостойкость сплавов на никелевой основе // Машиностроение и приборостроение. – Мн., 1977. – Вып. 9. – С. 37–39.

УДК 621.983.073.048.7:621.373.826

Г.Я. БЕЛЯЕВ, С.С. ДРОЗДОВ,  
В.Н. КОВАЛЕВСКИЙ, Э.А. КОЛЧАНОВ,  
М.А. МИШКИНА, В.Г. ОРЛОВ

### ПРИМЕНЕНИЕ ЛАЗЕРНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ ДЛЯ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКИ ШТАМПОВОЙ ОСНАСТКИ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ

В настоящее время все более широкое применение находит такой метод упрочнения инструментальной оснастки, как электроискровое легирование (ЭИЛ) [1, 2], заключающийся в импульсном тепловом и механическом воздействии искрового разряда на металл. Поток электронов вызывает локальный разогрев электрода, а поперечное магнитное поле создает высокое давление в плазменном шнуре разряда. На поверхности электродов появляются объемные источники теплоты, способствующие возникновению эрозийных лунок на аноде и катоде с тремя зонами: испарения, плавления и напряженного состояния [3]. Зона напряженного состояния возникает за счет волны термических и термомеханических напряжений в результате импульсного нагрева, реактивного действия плазменной струи. Причем имеют место напряжения как растягивающие, так и сжимающие. Высокие растягивающие напряжения на рабочей поверхности электрода как раз и являются основной причиной образования трещин при ЭИЛ деталей. Кроме того, электроискровое легирование может сопровождаться снижением степени упрочнения поверхностных слоев за счет термических эффектов, вызывающих рекристаллизационные процессы и рост зерен в приповерхностных слоях детали.

Высокие скорости термического нагружения, обусловленные интенсивным теплоотводом от нагретых тонких поверхностных слоев детали, могут стать причиной образования микротрещин за счет термоусталостных явлений [2]. Значительную роль в формировании износостойкого покрытия играет материал подложки, который должен обеспечивать необходимую прочность сцепления покрытия с основой и его работоспособность в условиях нагружения.

Значительным недостатком электроискрового легирования является ограниченная толщина обработанного поверхностного слоя. Можно предполо-

жить, что основными причинами, обуславливающими развитие негативных процессов при ЭИЛ, являются следующие: постепенное накопление внутренних напряжений; термоусталостные явления в покрытии в условиях многократно повторяющихся циклов нагрева и охлаждения его микрообъемов; образование ультрадисперсной структуры (рис. 1). Чтобы уменьшить степень их влияния на качество упрочненного слоя, необходимо в первую очередь снизить уровень растягивающих напряжений и увеличить толщину легированного слоя. Как известно [2, 3], одним из методов воздействия на структуру и свойства подложки является предварительная термическая обработка материала подложки, т.е. процесс электроискрового легирования – ступенчатый.

Процесс ступенчатого электроискрового легирования стали X12M, применяемой в основном для изготовления штампового инструмента, проводился следующим образом. Образец из стали X12M подвергался закалке в соляной ванне при  $t = 1040 \text{ }^\circ\text{C}$  (охлаждение в масле) с последующим отпуском при  $t_1 = 200 \text{ }^\circ\text{C}$ . После термообработки и шлифования исходная микротвердость составляла около 6000 МПа. На первом этапе процесса упрочнения проводилась лазерная обработка поверхности на установке "Квант-16" с энергией импульса 25 Дж по линейной схеме при диаметре пучка  $d = 2 \text{ мм}$  и коэффициенте перекрытия  $\epsilon = 0,6$  по передней и задней поверхностям инструмента при ширине обработки 4...5 мм. Ширина упрочняемого участка принималась исходя из анализа износа инструмента.

После лазерной обработки микротвердость составляла 9000,,9100 МПа при толщине упрочняемого слоя  $h = 100 \text{ мкм}$ . Второй этап упрочнения заключается в электроискровом легировании на установке ЭФИ-46А. В качестве электрода использовался твердый сплав ВК-8. Режимы упрочнения (ток короткого замыкания  $I_{к.з} = 4,1 \text{ А}$ , рабочий ток  $I_p = 2,2 \text{ А}$ ) обеспечивали от-

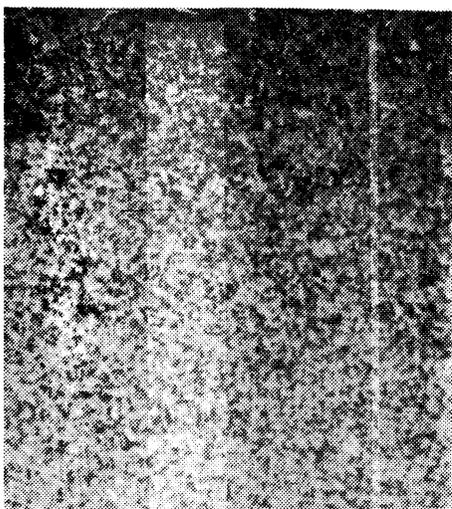


Рис. 1. Микроструктура стали X12M после электроискрового упрочнения



Рис. 2. Микроструктура стали X12M после лазерной обработки

носительную плотность покрытия порядка 80 %. Толщина упрочненного слоя составляла 180 мкм.

Оценка структуры и свойств материала подложки осуществлялась после каждого этапа обработки.

При лазерном упрочнении формируется зона термического влияния из двух слоев (рис. 2). Приповерхностный слой представляет собой слаботравящуюся "белую фазу", состоящую из мелкоигольчатого мартенсита и дисперсных карбидов [3], второй слой — зону отпуска, состоящую в основном из верхнего бейнита.

Воздействие электроискрового разряда на поверхность инструмента (второй этап упрочнения) сопровождается изменением структуры "белой фазы", связанным с процессами диффузии, включая и диффузию материала анода. Вторичное воздействие тепловых полей формирует в приповерхностном слое четыре зоны термического влияния с последовательным переходом от структуры "белой фазы" до мартенсита отпуска основного металла (рис. 3).

Было проведено упрочнение штамповой оснастки электроискровым легированием по указанной технологии.

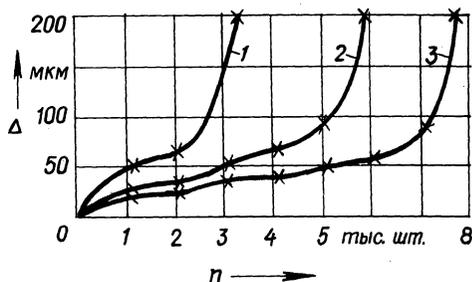
Сравнительные стойкие испытания упрочненного инструмента осуществлялись в производственных условиях (ПО "ГОМСЕЛЬМАШ") на специальном прессе, который работает в комплексе с автоматической линией механической обработки детали "палец косилочного аппарата". Стойкость штампов оценивалась количеством деталей, обработанных до появления на штампах заусенца предельной высоты или до выхода размера обрабатываемой детали за пределы поля допуска. Как показали стойкостные испытания, штамп выходил из строя при износе по задней поверхности порядка 200 мкм. Согласно паспортным данным автоматической линии фирмы "Ровема" (ГДР), стойкость сменного инструмента на данной операции составляет 3000 деталей. После электроискрового легирования (микротвердость около 21000 МПа) инструментом можно обрабатывать 5400...5800 деталей. Инструментальные блоки, упрочненные по указанной технологии ступенчатым способом, имеют



Рис. 3. Микроструктура стали X12M после ступенчатого упрочнения (лазерная обработка + электроискровое легирование)

Рис. 4. Зависимость износа штампового инструмента от количества обработанных деталей:

1 — неупрочненный инструмент; 2 — инструмент, упрочненный электроискровым легированием; 3 — инструмент, упрочненный ступенчатым способом (лазер + ЭИЛ)



стойкость 7500–8000 деталей (рис. 4).

Таким образом, предварительная лазерная обработка штампового инструмента из стали X12M перед электроискровым легированием позволяет значительно (в 1,3–1,5 раза) повысить его стойкость по сравнению с упрочненным только методом электроискрового легирования. Можно предположить, что наложение вторичного теплового поля приводит к уменьшению эрозии матрицы, созданию более равновесной структуры металла, снижению уровня растягивающих напряжений в поверхностном слое инструмента.

Наблюдается увеличение толщины упрочняемого ЭИЛ слоя в 1,6–1,8 раза, что является следствием проявления дополнительных эффектов на некотором удалении от поверхности детали, вызванных предварительной лазерной обработкой и особенностями получаемой структуры.

При снижении внутренних растягивающих напряжений значительно снижается возможность образования трещин в упрочненном слое.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. В е р х о т у р о в А.Д., М у х а И.И. Технология электроискрового легирования металлических поверхностей. — Киев, 1982. — 237 с.
2. П о л е в о й С.Н., Е в д о к и м о в В.Д. Упрочнение металлов. — М., 1986. — 319 с.
3. К о в а л е н к о В.С., В е р х о т у р о в А.Д., Г о л о в к о Л.Ф., П о д ч е р н я е в И.А. Лазерное и электроэрозионное упрочнение материалов. — М., 1986. — 354 с.

УДК 621.791.92

А.А. САКОВИЧ

### ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ С ПОКРЫТИЯМИ, НАПЛАВЛЕННЫМИ И УПРОЧНЕННЫМИ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКОЙ

Наплавка металлов и сплавов на рабочие поверхности деталей машин широко применяется при их восстановлении. Однако наплавленный слой имеет ряд недостатков: неравномерную твердость, пористость и др. Наплавка не позволяет повысить сопротивление усталости, что отражается на эксплуатационных характеристиках деталей, работающих в условиях трения и знакопеременных нагрузок. Одним из методов устранения указанных недостатков является

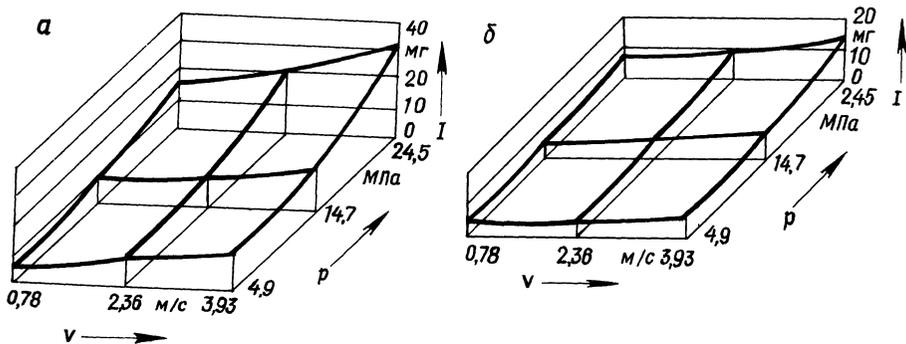


Рис. 1. Влияние  $v$  и  $p$  на изнашивание:

$a$  – закаленной наплавленной поверхности;  $б$  – поверхности, упрочненной ПВ ТМО

ся поверхностная высокотемпературная термомеханическая обработка (ПВ ТМО).

Наплавка на цилиндрические образцы производилась в заводских условиях на стандартном оборудовании с применением наплавочной проволоки Нп65 под слоем флюса АН-348. Содержание углерода в ней находилось в пределах 0,41...0,55 %. Образцы были изготовлены из конструкционной стали 40Х, которая широко применяется для валов и осей.

ПВ ТМО наплавленного покрытия заключается в пластическом деформировании его поверхностного слоя, нагретого до определенной температуры, при продольном перемещении обкатной головки.

Упрочнение ПВ ТМО проводилось по схеме: нагрев до температуры фазовых превращений, обкатка роликом и немедленная закалка с последующим низкотемпературным отпуском. Образцы в виде валиков устанавливались в центрах токарного станка с частотой вращения шпинделя 400 об/мин и продольной подачей 0,9 мм/об.

После процесса упрочнения детали подвергались окончательной обработке – однократному шлифованию. При этом обеспечивались заданные параметры точности и шероховатости.

Износостойкость образцов, упрочненных ПВ ТМО, определялась на машине трения МФТ-1. Интенсивность изнашивания оценивалась взвешиванием их на аналитических весах типа ВЛА-200.

Исследования проводились при скоростях скольжения  $v$  от 0,78 до 3,93 м/с и давлении  $p$  от 4,9 до 24,5 МПа. При этом путь трения образцов составлял  $64 \cdot 10^4$  м. Все образцы предварительно прирабатывались по контртелу.

С целью сокращения числа опытов и более точного математического описания поверхности отклика в широком диапазоне скоростей скольжения  $v$  и давлений  $p$  в месте контакта обкатной головки с покрытием при исследовании процессов трения и изнашивания закаленных и упрочненных ПВ ТМО цилиндрических поверхностей применялось планирование эксперимента [1,2]. Математическая модель с учетом эффекта взаимодействия факторов и ошибки эксперимента была представлена в виде полинома второй степени.

Результаты исследований представлены на рис. 1. Как видно, износ образцов, подвергнутых ПВ ТМО, значительно меньше износа образцов только зака-

ленных. Это также подтверждается эксплуатационными испытаниями.

Искомое уравнение регрессии износа наплавленного и закаленного слоя имеет вид

$$I = 3,48 - 0,7v - 0,28p + 0,05pv + 0,35v^2 + 0,02p^2,$$

наплавленного и упрочненного ПВ ТМО

$$I = 2,71 - 0,54v - 0,09p + 0,03vp + 0,16v^2 + 0,005p^2.$$

К основным факторам, способствующим уменьшению скорости изнашивания цилиндрических деталей с наплавленным покрытием, подвергаемых ПВ ТМО, можно отнести измельчение карбидов, повышение плотности дислокаций, диспергирование структуры.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Н а л и м о в В.В., Ч е р н о в а Н.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. – М., 1965. – 398 с. 2. С а у т и н С.Н. Планирование эксперимента в химии и химической технологии. – Л., 1974. – 47 с.

УДК 621.9.02 – 408.2

Г.М. ЮМШТЫК

### К РАСЧЕТУ ТЕМПЕРАТУРЫ НАГРЕВА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ УПРОЧНЕНИИ В ВАКУУМЕ

Упрочнение металлорежущих инструментов, а также различных деталей машин и механизмов нанесением тонкопленочных износостойких покрытий в вакууме получило в последнее время широкое распространение. В основу данной технологии положен метод конденсации с ионной бомбардировкой (КИБ) [1] при нагреве обрабатываемых изделий до температуры 400...600 °С. Однако вопросы установления оптимальной температуры нагрева цилиндрических деталей, например концевой инструмента, остаются весьма актуальными. Это связано с тем, что при работе установок по вышеуказанному методу часто наблюдается отпуск упрочняемых изделий, особенно мелкоразмерных. Последнее отрицательно сказывается на их работоспособности.

На ионную бомбардировку (очистку поверхности) затрачивается энергия, значительно большая, чем на конденсацию. Следовательно, она определяет степень нагрева упрочняемых изделий, а значит, и вероятность их отпуска.

Целью исследования являлась разработка методики определения температуры нагрева изделий с учетом кинематики их движения под испарителем, позволяющей оценить конструктивно-технологические возможности вакуумного оборудования и предотвратить отпуск упрочняемых изделий.

В основу расчета положено определение плотности теплового потока и закона распределения температуры по цилиндрической детали. На основании полученных зависимостей рассчитывается время достижения требуемой температуры нагрева и перепад температур изделия.

Процесс ионной бомбардировки деталей осуществляется ионным пучком при подаче на деталь потенциала порядка 1 кВ. При этом с ее поверхности удаляются загрязнения, а также происходит "залечивание" микродефектов. В результате взаимодействия быстрых ионов пучка с атомами поверхностного слоя часть кинетической энергии ионов переходит в теплоту, что приводит к нагреву детали.

При известном ионном токе  $I$  и напряжении  $U$  плотность теплового потока рассчитывается по формуле [2]

$$q_0 = \eta \frac{UI}{A},$$

где  $\eta$  — коэффициент аккомодации по энергии;  $A$  — площадь поверхности, обращенной к ионному потоку.

При упрочнении цилиндрических деталей на установках типа ВУ-1Б, "Пуск" с вертикальным направлением ионного потока используется внутрикамерная технологическая оснастка, в которой детали крепятся вертикально, т.е. площадь поверхности, обращенной к ионному потоку детали, равна площади ее торца.

При условии упругого соударения ионов с поверхностью детали [2]

$$\eta = \frac{4M_1M_2}{(M_1 + M_2)^2},$$

где  $M_1$  и  $M_2$  — масса иона и молекулы материала поверхностного слоя соответственно.

В предположении, что тепловой поток равномерно распределен по поверхности цилиндрической детали и теплоотводом в окружающую среду с ее боковых поверхностей можно пренебречь, а также, если  $R/l \ll 1$ , где  $R$  и  $l$  радиус и длина цилиндрической детали, распределение температур вдоль ее оси [3]

$$T(x, \tau) = \frac{2q_0\sqrt{\kappa t}}{\lambda} i\Phi^*\left(\frac{x}{2\sqrt{\kappa t}}\right) + T_0, \quad (1)$$

где  $\kappa$ ,  $\lambda$  — коэффициенты температуропроводности и теплопроводности материала;  $i\Phi^*\left(\frac{x}{2\sqrt{\kappa t}}\right)$  — интеграл функции ошибок;  $T_0$  — начальная температура детали.

Из соотношения (1) нетрудно определить время достижения заданной температуры нагрева торцевой поверхности детали:

$$\tau_0 = \frac{\pi\lambda^2(T_H - T_0)}{4\kappa q_0^2}, \quad (2)$$

где  $T_H$  — температура нагрева детали.

Время  $\tau_1$  достижения  $T_H$ , например на глубине  $l/2$ , можно определить из соотношения

$$T(l/2, \tau_1) = \frac{2q_0 \sqrt{\kappa\tau_1}}{\lambda} i \Phi^* \left( \frac{l}{4\sqrt{\kappa\tau_1}} \right) + T_0. \quad (3)$$

Перепирав (3) в виде, удобном для графического решения, получим

$$\frac{2\lambda(T_H - T_0)}{q_0 l} \frac{1}{z} = i \Phi^*(z),$$

где  $z = l/(4\sqrt{\kappa\tau_1})$ .

Следовательно,

$$\tau_1 \frac{l^2}{16z^2\kappa}. \quad (4)$$

Сравнив значения, полученные по формулам (2)–(4), с экспериментальными, нетрудно уточнить коэффициент аккомодации по энергии  $\eta$ . Как и следовало ожидать, продолжительность прогрева детали пропорциональна  $l^2/\kappa$ .

Перепад температур к моменту достижения  $T_H$  на поверхности детали можно определить из соотношения

$$\Delta T = T_H - T(l, \tau_0) = \frac{2q_0 \sqrt{\kappa\tau_0}}{\lambda} \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi}} - i \Phi^* \left( \frac{l}{2\sqrt{\kappa\tau_0}} \right) \right]. \quad (5)$$

В случае, когда для упрочнения цилиндрических деталей используются установки типа "Юнион" с горизонтальным направлением ионного потока, в качестве технологической оснастки для крепления обрабатываемых деталей применяется приспособление планетарного типа. Детали расположены таким образом, что их оси перпендикулярны к направлению плазменного потока. Сами детали совершают планетарное движение. При этом их поверхность постоянно подвергается воздействию ионного пучка.

Распределение температуры в радиальном направлении цилиндрической детали с учетом принятого допущения об отсутствии теплопередачи в окружающую среду через ее торцы [3] определится выражением

$$T(r, \tau) - T_0 = \frac{2q_1 \kappa \tau}{\lambda R} + \frac{q_1 R}{\lambda} \left[ \frac{r^2}{2R^2} - \frac{1}{4} - \right. \\ \left. - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \exp \left( - \frac{\kappa a_n^2 \tau}{R^2} \right) \frac{I_0(r a_n / R)}{a_n^2 I_0(a_n)} \right], \quad (6)$$

где  $I_i(\alpha)$  – функция Бесселя;  $a_n$  – корни характеристического уравнения.

Из выражения (6), ограничиваясь первым членом ряда и при условии, что  $\alpha_1 = 3,83$ , нетрудно установить время достижения заданной температуры нагрева на поверхности цилиндрической детали с помощью соотношения

$$T_H - T_0 + \frac{2}{15} \frac{q_1 R}{\lambda} \exp(-15z) = \frac{2q_1 l}{\lambda} z + \frac{q_1 R}{2\lambda},$$

где  $z = \kappa \tau_0 / R^2$ .

Время полного нагрева детали

$$\tau_R \cong \frac{(T_H - T_0) \lambda R}{2q_1 \kappa}, \quad (7)$$

а перепад температур на образующей цилиндра и в его центре (сердцевине)

$$T_R - T_0 \cong \frac{1}{4} \frac{q_1 R}{\lambda}. \quad (8)$$

Из соотношений (5) и (8) следует, что перепад температур на поверхности детали прямо пропорционален плотности теплового потока, т.е. чем меньше тепловой поток, тем ниже перепад температур.

Выражения (2) и (7) показывают, что время нагрева детали убывает с ростом теплового потока.

Таким образом, на закон распределения температуры и продолжительность нагрева упрочняемых деталей существенное влияние оказывает их расположение по отношению к ионному потоку и характер движения в этом потоке.

Оценив конструктивно-технологические возможности существующего вакуумного оборудования по качеству производимой ионной очистки, можно сделать вывод о необходимости располагать обрабатываемые цилиндрические детали таким образом, чтобы обеспечивался более равномерный их разогрев ( $\Delta T \rightarrow \min$ ). Такая задача может решаться при использовании внутрикамерной технологической оснастки, сообщающей в процессе упрочнения сложное движение (качательно-вращательное) цилиндрическим деталям (рис. 1).

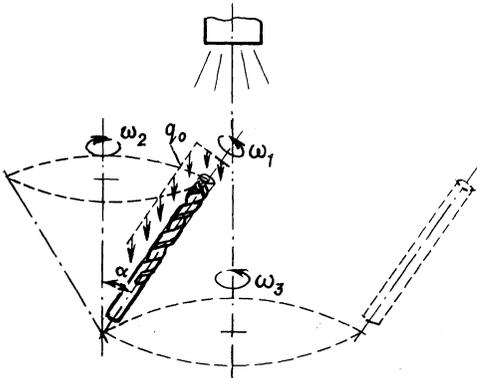


Рис. 1. Кинематика цилиндрических деталей при упрочнении

При ионной бомбардировке упрочняемых изделий необходимо, с одной стороны, как можно сильнее разогреть деталь для получения хорошей адгезии покрытия с основой, а с другой стороны, нельзя допустить ее перегрев (отпуск). Следовательно, для получения качественного покрытия на упрочняемых изделиях необходимо обеспечить их равномерный по всей поверхности нагрев до определенной температуры. Это условие может быть обеспечено соответствующим расположением и кинематикой движения изделия под испарителем, что достигается в вакуумных установках при использовании технологической оснастки.

Применение разработанной методики позволяет определять продолжительность нагрева цилиндрических деталей заданных размеров до необходимой температуры и анализировать равномерность ее распределения на изделиях, а также производить оценку конструктивно-технологических возможностей вакуумного оборудования. Исходя из размеров деталей и их материала можно выбирать схему движения упрочняемых цилиндрических деталей, объем их загрузки и необходимую для этого внутрикамерную технологическую оснастку.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. В е р е щ а к а А.С., Т р е т ь я к о в И.П. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями. — М., 1986. — 192 с.
2. Распыление твердых тел ионной бомбардировкой / Под ред. Р. Берша. — М., 1984. — 336 с.
3. К а р с л о у Г., Е г е р Д. Теплопроводность твердых тел. — М., 1964. — 488 с.

## МЕХАНИЗМЫ И ДЕТАЛИ МАШИН

УДК 621.914.3

В.И. КЛЕВЗОВИЧ

### ОСОБЕННОСТИ СБОРКИ И МОНТАЖА ШАРИКОВЫХ ВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ ДЛЯ СТАНКОВ С ЧПУ

Как известно [1,2], стабильность и точность позиционирования, показатели динамического качества привода подач в большой степени определяются постоянством суммарной осевой жесткости упругой системы привода:

$$j_{\Sigma} = \frac{j_1 j_2 j_3}{j_1 + j_2 + j_3},$$

где  $j_1, j_2, j_3$  — осевая жесткость соответственно передачи винт-гайка, опор винта и тела винта.

В случае использования коротких винтов ( $l/d \lesssim 20$ ) и современных комбинированных роликовых подшипников с созданием предварительного натяга основное влияние на суммарную осевую жесткость привода оказывает деформация резьбового соединения шариковой винтовой передачи. Проведенные ранее исследования [3] показали, что осевая жесткость резьбового соединения шарикового винтового механизма (ШВМ) в значительной степени зависит от погрешностей сборки и монтажа элементов механизма на станке. Эти погрешности приводят к значительному перераспределению осевой нагрузки по виткам и в пределах одного витка, увеличению деформации в зонах контакта тел качения с рабочими поверхностями винта и гаек, что в конечном счете снижает осевую жесткость механизма и привода подачи в целом.

Анализ погрешностей сборки и монтажа ШВМ в узлах металлорежущих станков показывает, что при сборке передачи важно правильно укомплектовать гайки механизма шариками, а при монтаже на станке обеспечить максимальное совпадение осей винта и гайки.

Важнейшим геометрическим параметром резьбового соединения в ШВМ является угол  $\alpha$  контакта шарика с рабочими поверхностями резьбы винта и гайки (рис. 1). При отсутствии зазоров в резьбовом соединении и нулевом предварительном натяге угол контакта шариков, по данным работы [3],

$$\cos \alpha = \frac{d_2 - 0,5(d_r - d_B)}{d_2 - d_1},$$

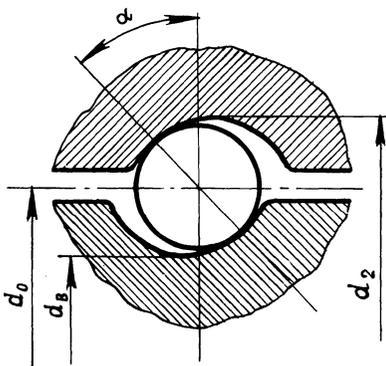


Рис. 1. Контакт шарика с рабочими поверхностями резьбы винта и гайки

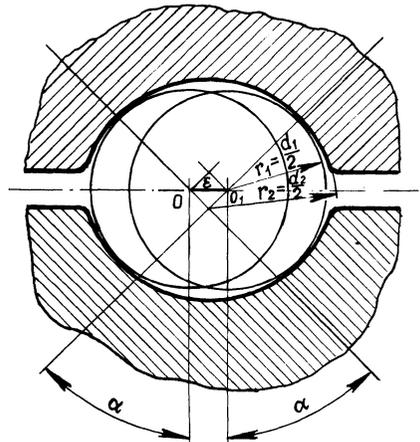


Рис. 2. К определению зависимости между углом контакта и осевым зазором

где  $d_2$  — диаметр резьбовой канавки винта;  $d_B, d_T$  — внутренний и наружный диаметр винта и гайки соответственно;  $d_1$  — диаметр шарика.

Изменение угла контакта в одном и том же механизме существенно оказывается прежде всего на осевой жесткости. Согласно [3], изменение угла контакта на  $10^\circ$  вызывает снижение жесткости на 35% (жесткость пропорциональна  $\sin^2 \alpha$ ). В связи с этим для обеспечения одинаковой осевой жесткости в противоположных направлениях ШВМ необходимо комплектовать гайками с одинаковым углом контакта  $\alpha$ . Измерить действительный  $\alpha$  в гайке ШВМ не представляется возможным. Косвенным показателем угла контакта в собранной паре винт-гайка служит осевой зазор  $\epsilon$ , который с углом контакта связан соотношением (рис.2)

$$\alpha = \arcsin \frac{\epsilon}{2(r_2 - r_1)},$$

где  $r_1, r_2$  — радиус шарика и резьбовой канавки винта и гайки соответственно.

Величина осевого зазора не регламентируется техническими условиями на ШВМ. Как показали исследования, для передачи с параметрами  $d_0 = 50$  мм,  $d_1^H = 5$  мм,  $P = 8$  мм осевой зазор пары винт-гайка в комплекте с шариками номинального диаметра может составлять 180...240 мкм, а угол контакта  $\alpha = 47...53^\circ$ . Таким образом, если комплектовать гайки ШВМ шариками номинального диаметра, можно получить различные углы контакта, а следовательно, и различную осевую жесткость передачи. Это недопустимо, особенно для станков с ЧПУ с разомкнутым приводом подачи. Для обеспечения одинаковой жесткости в противоположных направлениях гайки ШВМ должны комплектоваться шариками, подобранными по диаметру в зависимости от осевого зазора  $\epsilon_0$  пары винт-гайка. Диаметр шариков для конкретной гайки

$$d_1 = d_2 - \epsilon_0 / \sin \alpha,$$

где  $d_2$  — диаметр резьбовой канавки на гайке;  $\alpha$  — номинальный угол контакта (чаще всего  $45^\circ$ ).

Важнейшим условием нормальной работы ШВМ является максимальное совпадение осей винта и гайки. Нарушение соосности при монтаже механизма на станке может привести, согласно данным работы [1], к двукратному снижению жесткости и долговечности передачи.

В качестве параметра, позволяющего косвенно оценить несоосность винта и гайки, может служить действительный осевой зазор  $\epsilon_d$  в передаче. При максимальном совпадении осей осевой зазор будет максимальным, соответствующим типоразмеру ШВМ. Действительное значение несоосности  $\Delta e$  связано с осевым зазором следующим соотношением:

$$\Delta e = \sqrt{2}(1 - \sin \alpha) (\epsilon_{\max} - \epsilon_d),$$

где  $\epsilon_{\max}$  — максимальный осевой зазор.

Для оценки погрешностей монтажа опор винта и посадочных мест гайки можно использовать момент холостого хода  $T_{x,x}$  на винте. Его минимальное значение соответствует максимально возможному совпадению осей винта и гайки, которое может быть определено непосредственно на станке при незакрепленных опорах винта. При закрепленных опорах винта измеряется момент холостого хода на всей длине винта и определяется разность  $T_{x,x}$  и  $T_{x,x \min}$ , которая не должна превышать 15...20 %  $T_{x,x \min}$ .

Проведенные экспериментальные и теоретические исследования показали, что в качестве комплексного показателя, оценивающего конструктивно-кинематические особенности привода подач и качество его сборки и монтажа, можно использовать критическую скорость рабочего органа [4]

$$v_{\text{кр}} = \frac{\Delta F_{\text{тр}}^{\text{H}} + \Delta F_{\text{тр}}^{\text{M}} + \Delta F_{\text{тр}}^{\text{O}}}{\sqrt{\psi_{\Sigma} j_{\Sigma} m}},$$

где  $\Delta F_{\text{тр}}^{\text{H}}$ ,  $\Delta F_{\text{тр}}^{\text{M}}$ ,  $\Delta F_{\text{тр}}^{\text{O}}$  — разность сил трения покоя и движения соответственно в направляющих, исполнительном механизме и его опорах;  $\psi_{\Sigma}$  — относительное рассеяние энергии в приводе подач;  $m$  — масса перемещаемого узла.

Критическая скорость — это минимальная скорость, с которой может перемещаться исполнительный орган станка без скачков и остановок. Как видно из приведенной выше зависимости, при расчете критической скорости учитываются не только потери на трение в элементах привода подач, но и характеристики упругой системы ( $j_{\Sigma}$ ,  $\psi_{\Sigma}$ ).

Совершенствование методов сборки и монтажа элементов упругой системы привода подач станков с ЧПУ, в том числе и ШВМ, способствует повышению точности перемещения исполнительного органа станка, улучшению

показателей динамического качества станков и обеспечивает сохранение этих показателей в процессе длительной эксплуатации.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Шардыко П.П. Влияние несоосности винта и гайки на деформацию резьбового соединения шариковых механизмов // Машиностроение. — Мн., 1978. — Вып. 1. — С. 17–20. 2. Клевзович В.И. Повышение устойчивости процесса резания на станках с ЧПУ // Машиностроение. — Мн., 1987. — Вып. 12. — С. 92–95. 3. Беляев В.Г., Коган А.И. Влияние погрешностей геометрических параметров на угол контакта шариков в передачах винт–гайка качения // Станки и инструмент. — 1973. — № 5. — С. 18–20. 4. Клевзович В.И. Сравнительные исследования критериев работоспособности и совершенствование конструкций винтовых механизмов, используемых в приводах подач металлорежущих станков: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Мн., 1982. — 18 с.

УДК 621.852.01:539

А.Н. НАТАЛЕВИЧ, А.Т. СКОЙБЕДА

#### УТОЧНЕНИЕ РАСЧЕТА ПЕРЕДАЧ ЗУБЧАТЫМ РЕМНЕМ

Нагруженность зубьев ремня, являющаяся основным критерием, определяющим долговечность передачи, зависит от его ширины  $B = F_p / F_y$ , где  $F_p$  — расчетное передаваемое усилие;  $F_y$  — удельное расчетное усилие [1,2]:

$$F_y = [F_0] c_u c_z c_n, \quad (1)$$

$[F_0]$  — допускаемое удельное усилие;  $c_u, c_z, c_n$  — коэффициент, учитывающий соответственно передаточное число  $u$ , число зубьев  $z_0$  на дуге обхвата (меньше единицы для  $z_0 > 6$ ) и наличие натяжного ролика.

Согласно уравнению (1), нагрузка  $F_y$  равна допускаемой  $[F_0]$  независимо от  $z_0$ , числа зубьев меньшего шкива и длины ремня. Это является причиной различной нагруженности и частоты нагружения зубьев, рассеяния долговечности передачи, значения которой различаются на порядок и больше [3–5].

В работе [3] предлагалось нагрузку рассчитывать в зависимости от  $z_0$ , когда усилие  $F_y$  равно произведению допускаемой силы на одном зубе на число зубьев. В этом случае наибольшая нагрузка соответствует максимальному  $z_0$  и ограничивается прочностью ремня на разрыв. Однако приведенные в [3] значения допускаемой на одном зубе силы рекомендуются для ремней иностранных фирм и неприменимы для расчета передач, в которых используются ремни отечественного производства.

Расчет нагрузки, обеспечивающей, согласно ресурсным испытаниям, долговечность передачи 3...5 тыс. ч, с учетом всех влияющих факторов предложен в [4]:

$$F_y = [F_0] c_u c_z c_n c_m c_a c_v. \quad (2)$$

Значения коэффициентов, входящих в формулу (2), отличаются от рекомендуемых в [1] (данные относятся к зубчатым передачам, изготовляемым Ботруйским заводом РТИ, с  $m = 4 \dots 10$  мкм):

$u$	1	1...0,8	0,8...0,6	0,6...0,4	0,4...0,3	< 0,3
$c_u$	1	1...0,98	0,98...0,93	0,93...0,87	0,87...0,82	0,8
$z_M$	15...18	18...21	21...25	25...30	30...35	
$c_{z_M}$	0,85...0,9	0,9...0,93	0,93...0,95	0,95...0,98	0,98...1	
$z_0$	4...5	5...7	7...9	9...11	11...13	
$c_{z_0}$	0,5...0,6	0,6...0,8	0,8...0,9	0,9...0,96	0,96...1	
$a, \text{мм}$	200...250	250...350	350...500	500...700	> 700	
$c_a$	0,8...0,85	0,85...0,88	0,88...0,94	0,94...0,98	1	
$v, \text{м/с}$	До 5...10	10...15	15...20	20...25	25...30	30
$c_v$	1	1...0,9	0,9...0,8	0,7...0,6	0,6...0,5	0,4

Степенная зависимость долговечности передачи от нагрузки [5, 6] обуславливает заметное изменение долговечности даже при незначительном изменении нагруженности зубьев ремня. Поэтому коэффициентом  $c_{z_0}$  в формуле (2) более обоснованно по сравнению с коэффициентом в выражении (1) учитывается  $z_0$ .

Долговечность передачи в значительной мере зависит также от числа зубьев  $z_M$  меньшего шкива и степени легкости входа зубьев в зацепление, обусловленного интерференцией при малых  $z_M$  [5].

Представленные выше опытные значения коэффициентов  $c_{z_0}$  и  $c_{z_M}$  отражают влияние нагруженности зубьев на долговечность передачи.

Длина ремня или межосевое расстояние  $a$ , определяя частоту нагружения зубьев, оказывает заметное влияние на долговечность передачи. С уменьшением длины ремня долговечность, выраженная, например в часах, уменьшается пропорционально увеличению частоты его нагружения. Кроме того, с уменьшением длины ремня из-за повышения частоты нагружения возрастает его нагрев, что может интенсифицировать усталостное разрушение зубьев.

Снижение долговечности передачи, связанное с уменьшением длины ремня, обусловлено также перекосом осей валов при повышении нагрева ремня из-за трения о реборды шкивов и увеличении неравномерности нагрузки по длине зубьев. Для коротких ремней требуется уменьшение допуска на непараллельность осей валов; для ремней увеличенной ширины этот допуск при малых межосевых расстояниях должен быть уменьшен в 2–3 раза по сравнению с приведенным в [1, 2].

Согласно [1, 2], с повышением скорости зубчатого ремня увеличивается его ширина (мм):

$$B = \frac{F_p}{F_y - qv^2}, \quad (3)$$

где  $q$  — масса 1 м ремня шириной 1 мм.

Ширина ремня, согласно (3), при его скорости 40 м/с и выше имеет неприемлемо большие значения. Формула (3) пригодна в большей мере для расчета ширины плоского ремня, когда нужно учитывать снижение нормального давления между ремнем и шкивом, приводящее к потере работоспособности передачи при увеличении скорости ремня до критического значения, равного

$\sqrt{F_y/q}$ . В передачах зубчатым ремнем, когда нагрузка передается за счет зацепления зубьев, работоспособность ремня сохраняется как при скорости, равной  $\sqrt{F_y/q}$  (критической для плоских ремней), так и при значениях скорости, превышающих указанную.

При скоростях более  $\sqrt{F_y/q}$  из-за удлинения ремня происходит выход его зубьев из впадин шкива. Нагрузка при этом передается вершинами зубьев. В случае дальнейшего роста скорости ремня передача нагрузки возможна до некоторого предельного состояния зацепления, при котором зубья ремня полностью выходят из зацепления со шкивом. Значение критической скорости, соответствующей потере работоспособности ремня при его удлинении за счет центробежных сил, гораздо выше для зубчатых ремней по сравнению с плоскими, что объясняется повышенной жесткостью первых и большей степенью их удлинения, соответствующей достижению предельного состояния зацепления.

Нецелесообразность расчета ширины ремня по формуле (3) очевидна, так как для скоростных передач проще предупредить снижение их долговечности, обусловленное выходом зубьев из зацепления, не за счет увеличения ширины ремня, а за счет увеличения его предварительного натяжения на  $qv^2 B/2$  [1,2].

Влияние скорости ремня на допускаемую нагрузку следует анализировать с учетом снижения работоспособности зубьев ремня из-за повышения скорости их изнашивания и частоты нагружения. Износ зубьев ремня определяется [5] мощностью входного трения  $W = \mu F \rho \omega$ , где  $\mu$  — коэффициент трения,  $F$  и  $\rho$  — текущее значение нагрузки и радиуса входной траектории,  $\omega$  — угловая скорость шкива. Интенсивность изнашивания, как установлено в [5], пропорциональна мощности трения в степени 1,2. Поэтому зависимость коэффициента  $c_v$ , отражающего влияние скорости на изнашивание зубьев ремня, примем линейной.

Предварительное натяжение  $Q_0$  ремня должно быть таким, чтобы при нагружении передачи сохранялось натяжение ведомой ветви для обеспечения нормального входа зубьев ремня в зацепление с ведомым шкивом [3, 4–6]. При испытаниях ремней различной длины установлено, что это условие выполняется за счет предварительного натяжения ремня, соответствующего половине окружающего усилия  $F$  [4–6]:

$$Q_0 = (0,4 \dots 0,6)F.$$

Большее значение натяжения соответствует большей длине ремня.

Рекомендуемое как для обычных, так и для реверсивных передач натяжение подтверждено испытаниями и близко к предлагаемому в каталогах иностранных фирм.

В механизмах подач станков, приводах поворотных устройств роботов передачи зубчатым ремнем работают при частых включениях или в реверсивном режиме. Особенностью таких передач является наличие динамического окружного усилия  $F_{\text{д}}$ , максимального в момент изменения направления вращения ремня.

Разрушение зубчатых ремней в реверсивных передачах происходит за счет смещения ремня относительно шкивов на величину, равную сумме бокового зазора и деформации зубьев ремня от действия динамической нагрузки. Основными видами разрушения ремней в реверсивных передачах является изнашивание поверхности впадин с последующим повреждением корда, а также изнашивание и разрушение зубьев. Для ремней с металлокордом возможно повреждение поверхности выступов шкивов кордом из-за изнашивания впадин ремня.

Ширина ремня, обеспечивающая, по данным испытаний, нормальную долговечность реверсивной передачи,

$$B = F_{\text{д}} / (k [F_0]),$$

где  $[F_0]$  – принятая допускаемая нагрузка для зубчатых ремней;  $k$  – коэффициент:  $k = 1 \dots 1,5$  при  $z_0 = 8 \dots 15$ .

Ширина впадины шкивов должна быть уменьшена по сравнению с принятой в [7] до значения, при котором обеспечивается минимальный боковой зазор между зубьями ремня и шкива, равный, например, сумме накопленных погрешностей по шагу зубьев шкива и ремня [5]. Боковой зазор следует принять равным 0,06...0,12 от модуля передачи (большее значение относится к передачам с ремнями максимальной длины). Например, боковой зазор в зацеплении с шагом 9,525 мм фирмы "Гудеар" (США) составляет 0,33 мм, что позволяет использовать передачу в реверсивном режиме.

Для реверсивных передач с повышенной точностью поворота валов возможно уменьшение бокового зазора в зацеплении до нуля. Рационально также использование передач с полукруглым профилем зубьев, где устранен радиальный зазор между зубьями ремня и шкивом.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Воробьев И.И. Ременные передачи. – М., 1979. – 127 с. 2. ОСТ 3805227–81. Передачи зубчатым ремнем. Методы расчета. 3. Metzner D. Belastbarkeit von Zahnriemen// Maschinen-Bautechnik. – 1983. – Vol. 32. № 2. – P. 69–71. 4. Наталевич А.Н., Кузьмин А.В. К расчету зубчато-ременных передач // Машиностроение. – Мн., 1985. – Вып. 10. – С. 65–67. 5. Наталевич А.Н. Исследование условий повышения работоспособности зубчато-ременных передач: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Мн., 1982. – 22 с. 6. Шикин Б.В. Исследование работоспособности зубчато-ременной передачи: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – М., 1980. – 18 с. 7. ОСТ 3805114–76. Ремни зубчатые и шкивы. Основные размеры.

## ОСОБЕННОСТИ ОПТИМИЗАЦИИ ГРАДИЕНТА ФАЗ ВЕКТОРОВ ОСТАТОЧНЫХ ДИСБАЛАНСОВ РОТОРНОЙ СИСТЕМЫ ПРИ УПРУГОДЕМПФЕРНОМ КРЕПЛЕНИИ ОПОР

Качество балансировки жестких роторов высокоскоростных шпиндельных узлов может быть повышено за счет обеспечения рационального градиента фаз векторов остаточных дисбалансов в двух плоскостях коррекции. Результаты такого подхода были продемонстрированы на динамической модели шпиндельного узла с двумя опорами на газовой смазке, представленными в виде упругодемпферных связей [1]. Одномассовая система давала возможность исследовать конструктивную схему узла с жестким креплением самих опор. Движение ротора при газовом смазочном слое, как правило, более устойчиво по сравнению с движением ротора на опорах других типов. Однако на определенных режимах работы роторной системы возможно изменение характера движения ротора: резко возрастают вибрации, при которых возможен контакт вала с подшипниковой втулкой, что чаще всего приводит к аварии. Многочисленные теоретические и экспериментальные исследования показали, что эти явления связаны с присущей газовой смазке постоянно действующей гидродинамической реакцией. Во всех случаях для устранения указанных явлений оказалась целесообразной установка втулок подшипников на упругодемпферные опоры в виде резиновых колец круглого сечения [2–4]. Их применение в конструкции шпиндельного узла позволяет также использовать и явление самоцентрирования жесткого ротора [5]. Поэтому исследование влияния градиента фаз векторов остаточных дисбалансов роторов на виброактивность такой роторной системы представляет практический интерес.

Рассмотрим двухмассовую динамическую модель шпиндельного узла с упругодемпферным креплением подшипниковой втулки (рис. 1). Имеющиеся в системе остаточные статическая и динамическая неуравновешенности моделируются в плоскостях коррекции  $I-I$  и  $II-II$  несбалансированными точечными массами  $m_1$  и  $m_2$ , определяющими векторы дисбалансов с градиентом фаз  $\varphi$ . Ротор опирается на две изотропные опоры, имеющие одинаковые коэффициенты жесткости  $c_B$  и демпфирования  $h_B$ . Масса ротора  $M_B$ , вращающегося с постоянной угловой скоростью  $\omega$ , сосредоточена в центре инерции ротора (с координатами  $x_{B0}, y_{B0}$ ) на расстояниях  $L_1$  и  $L_2$  от плоскостей коррекции  $I-I$  и  $II-II$ . Опоры ротора 1 ( $x_{B1}, y_{B1}$ ) и 2 ( $x_{B2}, y_{B2}$ ) расположены на расстояниях  $l_1$  и  $l_2$  от центра инерции. (Обозначения параметров подшипника аналогичны обозначениям параметров вала с соответствующими индексами). При этом рассматриваемая модель в общем виде описывается следующим образом:

$$M_B \ddot{x}_{B0} + c_B (x_{B0}, -x_{B0}, \gamma_B, -\gamma_B) + h_B (\dot{x}_{B0}, -\dot{x}_{B0}, \dot{\gamma}_B, -\dot{\gamma}_B) = \\ = \Sigma F_x (m_1, m_2);$$

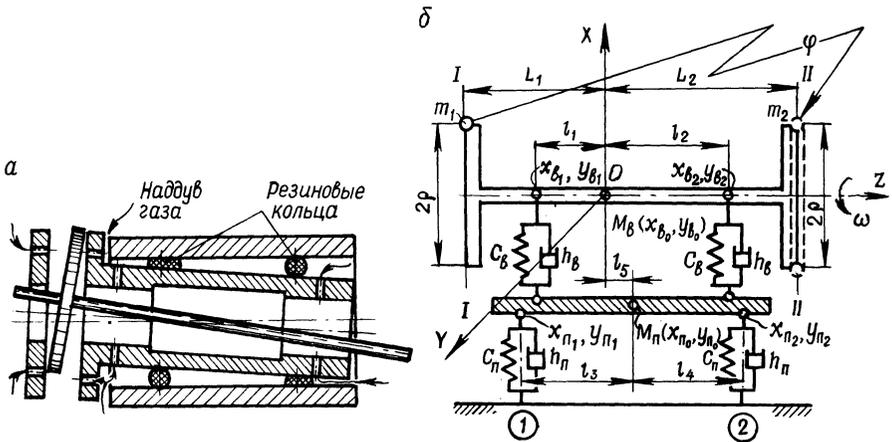


Рис. 1. Конструктивная схема (а) и динамическая модель (б) шпиндельного узла на опорах с газовой смазкой при упругодемпферном креплении подшипниковой втулки

$$M_B \ddot{y}_{B0} + c_B (y_{B0}, -y_{П0}, \alpha_B, -\alpha_{П}) + h_B (\dot{y}_{B0}, -\dot{y}_{П0}, \dot{\alpha}_B, -\dot{\alpha}_{П}) = \Sigma F_y (m_1, m_2);$$

$$M_{П} \ddot{x}_{П0} + c_B (-x_{B0}, x_{П0}, -\gamma_B, \gamma_{П}) + c_{П} (x_{П0}, \gamma_{П}) + h_B (-\dot{x}_{B0}, \dot{x}_{П0}, -\dot{\gamma}_B, \dot{\gamma}_{П}) + h_{П} (\dot{x}_{П0}, \dot{\gamma}_{П}) = 0;$$

$$M_{П} \ddot{y}_{П0} + c_B (-y_{B0}, y_{П0}, -\alpha_B, \alpha_{П}) + c_{П} (y_{П0}, \alpha_{П}) + h_B (-\dot{y}_{B0}, \dot{y}_{П0}, -\dot{\alpha}_B, \dot{\alpha}_{П}) + h_{П} (\dot{y}_{П0}, \dot{\alpha}_{П}) = 0;$$

$$I_B \ddot{\gamma}_B - J_B \omega \dot{\alpha}_B + c_B (x_{B0}, -x_{П0}, \gamma_B, -\gamma_{П}) + h_B (\dot{x}_{B0}, -\dot{x}_{П0}, \dot{\gamma}_B, -\dot{\gamma}_{П}) = \Sigma M_y (m_1, m_2);$$

$$I_B \ddot{\alpha}_B + J_B \omega \dot{\gamma}_B + c_B (y_{B0}, -y_{П0}, \alpha_B, -\alpha_{П}) + h_B (\dot{y}_{B0}, -\dot{y}_{П0}, \dot{\alpha}_B, -\dot{\alpha}_{П}) = \Sigma M_z (m_1, m_2);$$

$$I_{П} \ddot{\gamma}_{П} + c_B (-x_{B0}, x_{П0}, -\gamma_B, \gamma_{П}) + c_{П} (x_{П0}, \gamma_{П}) + h_B (-\dot{x}_{B0}, \dot{x}_{П0}, -\dot{\gamma}_B, \dot{\gamma}_{П}) + h_{П} (\dot{x}_{П0}, \dot{\gamma}_{П}) = 0;$$

$$I_{П} \ddot{\alpha}_{П} + c_B (-y_{B0}, y_{П0}, -\alpha_B, \alpha_{П}) + c_{П} (y_{П0}, \alpha_{П}) + h_B (-\dot{y}_{B0}, \dot{y}_{П0}, -\dot{\alpha}_B, \dot{\alpha}_{П}) + h_{П} (\dot{y}_{П0}, \dot{\alpha}_{П}) = 0,$$

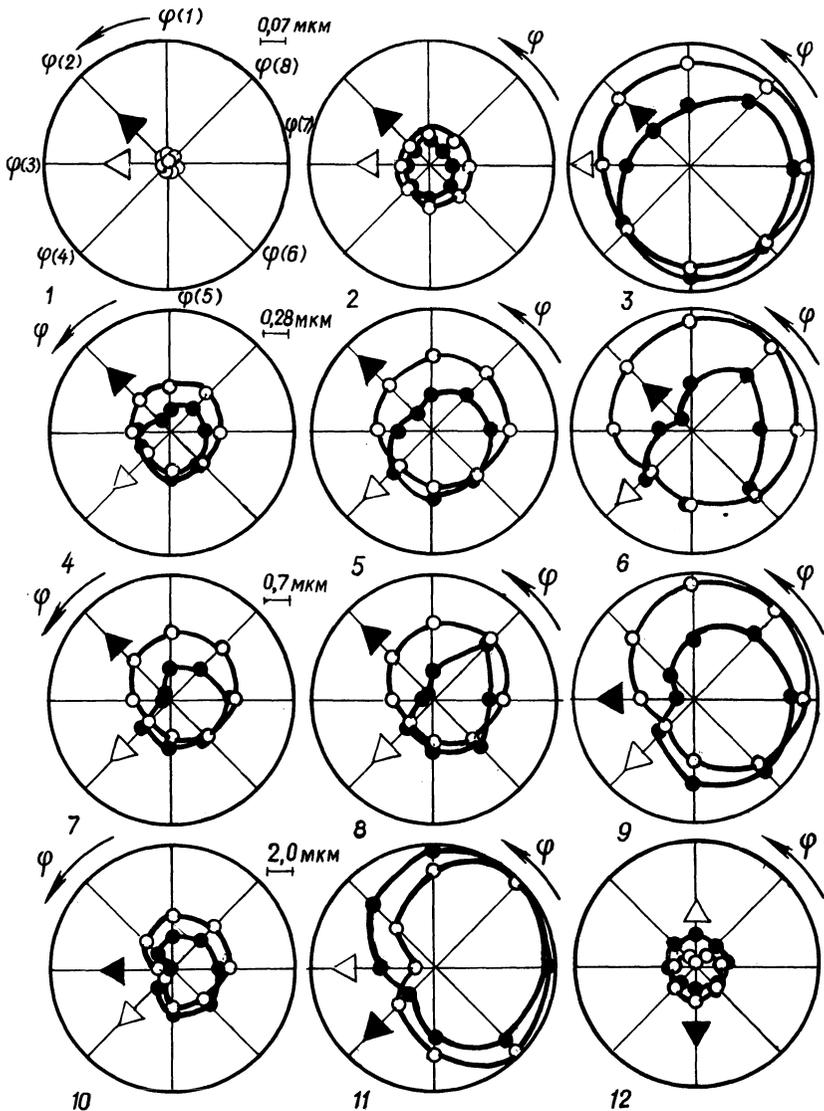


Рис. 2. Диаграмма влияния градиента фаз векторов остаточных дисбалансов в двух плоскостях коррекции на виброактивность роторной системы при 12 расчетных частотах вращения ротора:

●, ○ – радиальные колебания ротора соответственно в опорах 1 и 2; ▼, ▽ – векторы наименьшего влияния соответственно в опорах 1 и 2

где  $\gamma_{в(п)}$ ,  $\alpha_{в(п)}$  – углы отклонения оси вала (подшипника) в плоскости  $XOZ$  и  $YOZ$ ;  $\Sigma F_x(m_1, m_2)$ ,  $\Sigma F_y(m_1, m_2)$  – суммы проекций векторов дисбалансов от неуравновешенных масс на оси координат;  $I_{в(п)}$ ,  $J_{в(п)}$  – эква-

ториальный и полярный моменты инерции вала (подшипника);  $\Sigma M_y (m_1, m_2)$ ,  $\Sigma M_z (m_1, m_2)$  – суммы моментов векторов дисбалансов от неуравновешенных масс относительно осей координат.

Исследуем влияние градиента фаз  $\varphi$  векторов дисбалансов от одинаковых неуравновешенных масс  $m_1$  и  $m_2$  в плоскостях  $I-I$  и  $II-II$  на колебания ротора в опорах 1 и 2. Методика исследования и математическое обеспечение описаны в работе [1]. Амплитудные значения радиальных колебаний ротора в обеих опорах определялись при 12 выбранных значениях частот его вращения в диапазоне  $100 \dots 1670 \text{ с}^{-1}$ . Частоты вращения, параметры шпиндельного узла и упругие характеристики газового слоя приняты такими же, как в работе [1], что обеспечило сопоставимость результатов исследований динамических моделей шпиндельного узла при двух конструктивных исполнениях: с жестким и упругодемпферным креплением подшипниковой втулки. Были использованы также упругие характеристики резиновых колец из нитрильного каучука 1М17, полученные в [6] для данного типоразмера и сходных условий эксплуатации изделий (табл. 1). Остальные параметры модели приведены ниже:

$$\begin{aligned} l_3 \cdot 10^3 &= 74,6 \text{ м}; & M_{\text{II}} \cdot 10^2 &= 73,02 \text{ кг}; \\ l_4 \cdot 10^3 &= 74,6 \text{ м}; & I_{\text{II}} \cdot 10^2 &= 0,217 \text{ кг} \cdot \text{м}^2; \\ l_5 \cdot 10^3 &= 18,5 \text{ м}; & J_{\text{II}} \cdot 10^2 &= 0,021 \text{ кг} \cdot \text{м}^2. \end{aligned}$$

Результаты исследований представлены на вектор-диаграмме (рис. 2). Расположение векторов наименьшего влияния остаточной неуравновешенности для различных частот вращения ротора изменилось по сравнению со схемой узла с жестким креплением подшипниковой втулки. Наименьшие значения амплитуд колебаний ротора в опоре 1 для частот вращения, обозначенных условно цифрами 1–8, достигались при градиенте фаз  $\varphi$ , равном  $\pi/4$ . С ростом скорости вращения ротора оптимальный градиент фаз  $\varphi$  постепенно увеличивается до  $\pi$  при  $n = 1670 \text{ с}^{-1}$ . Характер изменения угловой координаты вектора наименьшего влияния для опоры 2 иной. Если на более низких частотах оптимальный градиент фаз  $\varphi$  увеличивается с  $\pi/2$  ( $n = 100, 230, 370 \text{ с}^{-1}$ ) до  $3\pi/4$  ( $n$  – от 440 до  $790 \text{ с}^{-1}$ ), то на частотах свыше  $800 \text{ с}^{-1}$  отмечается убывание оптимального градиента фаз до нуля. Изменилось также и соотношение

Табл. 1. Упругие характеристики резиновых опор подшипниковой втулки при расчетных значениях частот вращения ротора

Расчетный параметр	Номер ступени частоты вращения											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$n, \text{ с}^{-1}$	100	230	370	440	530	590	660	700	750	790	1000	1670
$c_{\text{II}} \cdot 10^{+6}, \text{ Н/м}$	3,8	4,4	3,9	3,6	3,8	3,6	3,7	3,8	3,5	3,4	3,4	3,3
$h_{\text{II}} \cdot 10^{+3},$	1,4	0,9	0,7	0,5	0,5	0,4	0,4	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3
$\text{Н} \cdot \text{с/м}$												

уровней колебаний роторной системы в опорах 1 и 2 по сравнению с первой схемой. За счет выбора рационального значения градиента фаз  $\varphi$  при одинаковых неуравновешенных массах в двух плоскостях коррекции достигается снижение виброактивности рассматриваемой роторной системы в несколько раз. Применение упругодемпферного подшипника позволило уменьшить также угол между векторами наименьшего влияния остаточной неуравновешенности для опор 1 и 2. Так, практически во всем рассматриваемом частотном диапазоне угол между ними не превышает  $\pi/2$  (значения 1–11), а во многих случаях (значения 1–3 и 9–11) равен  $\pi/4$ .

Таким образом, обоснованный выбор градиента фаз способствует повышению эффективности балансировки роторной системы с упругодемпферным креплением опор.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Коновалов И.В. Выбор оптимального градиента фаз векторов остаточных дисбалансов ротора с учетом внешнего дисбаланса от инструмента // *Машиностроение*. – Мн., 1987. – Вып. 13. – С. 108–114.
2. Пауэлл, Темпест. Исследование высокоскоростных машин с воздушными подшипниками на резиновых кольцах // *Пробл. трения и смазки*. – 1968. – № 4. – С. 40–49.
3. Казимерский З., Яжецкий К. Устойчивость газостатических подшипников на упругих опорах: Экспресс-информ. – М., 1980. – Вып. 25. Детали машин. – С. 6–15.
4. Бюфери Д.А., Диссэй Д.М. Повышение устойчивости работы воздушного подшипника с внешним наддувом с помощью каучуковых колец (экспериментальное исследование) // *Пробл. трения и смазки*. – 1980. – № 1. – С. 73–79.
5. Кельзон А.С. Динамика жесткого ротора, вращающегося в двух упругих опорах // *Учен. зап. Ленинград. высш. инженер. мор. уч-ща им. адм. С.О. Макарова*. – 1958. – Вып. 10. – С. 41–60.
6. Казимерский З., Яжецкий К. Граница устойчивости упругоопертых гибридных газовых радиальных подшипников // *Пробл. трения и смазки*. – 1979. – № 4. – С. 63–70.

## СОДЕРЖАНИЕ

### Резание материалов и режущий инструмент

Д о в н а р С.С. Наклеп обрабатываемого резанием металла как фактор стимулирования поверхностных разрушений . . . . .	3
К у ц е р В.М. Теоретическая оценка сил при ортогональном резании . . . . .	7
М и х а й л о в М.И. Контактные напряжения на опорной грани режущей пластины сборного инструмента . . . . .	11
П о п о к Н.Н., Н о в о с е л о в Ю.А. Устройство для измерения температуры резания с использованием пластинчатых термоэлектродов . . . . .	17
К а ш т а л ь я н И.А., К о ч е р г и н А.И. Температура резания при модулированном изменении подачи . . . . .	20
Т и м а ш к о в В.Д., К о м а р о в О.С., У р б а н о в и ч Н.И. Обрабатываемость резанием литых гильз из высокохромистых чугунов . . . . .	23
Д а н и л о в В.А. Повышение стойкости инструментов с круглыми режущими пластинками . . . . .	26
Я ц у р а Е.С., К и р п и ч е н к о И.А., Т и л и г у з о в Г.В. Снижение виброактивности прерывистого шлифования за счет обеспечения рациональных геометрических параметров инструмента . . . . .	31
К о т о в А.М., Х о д ы р е в И.В. Повышение стойкости инструментов немонотонноэнергетическим потоком ускоренных ионов . . . . .	33
Б е л я е в а Г.И., К о ч е р г и н А.И. Влияние некоторых физико-механических свойств стали на ее обрабатываемость резанием . . . . .	35
К у з ь м и ч е в Г.П., Г р и г о р ь е в А.М., К л е ц к о в Е.Л., Я н о в и ч И.П., Т у р о м ш а В.И. Определение прочности инструмента методом голографической интерферометрии . . . . .	36

### Технология машиностроения

Б е л я е в Г.Я., Я р о ш е в и ч А.А. Влияние поверхностного пластического деформирования и материала ролика на шероховатость обработанной поверхности . . . . .	41
Д е ч к о М.М. Выбор предствительных параметров шероховатости поверхности методом компонентного анализа . . . . .	43
М е д в е д е в А.И., К а н е М.М., С а в ч е н к о Н.И. Изменение остаточных напряжений на поверхности зубьев колес в зависимости от режимов зубофрезерования . . . . .	46
А б у г о в А.Л., Б а р ш а й И.Л. Остаточные напряжения в поверхностном слое деталей после иглофрезерования . . . . .	48
Ш а г у н В.И. Шаг резьбы М16 × 2 в стали 45 в зависимости от условий резьбообработки . . . . .	50
К о р н и е в и ч М.А. Влияние углов заточки шнекового сверла на разбивку и увод оси отверстия . . . . .	55
К а з а к о в С.Н. Выбор СОЖ и метода правки абразивного круга для врезного предварительного шлифования валов с плазменными покрытиями . . . . .	58
Д ь я к о в И.И., П ы ш к и н Б.Е., Б е л и ц к а я А.И., С у ш к о А.А. Перспективы использования безотходной технологии образования охлаждающих поверхностей . . . . .	62
Б у г а е в А.А. Формообразование и макрогеометрия кольцевых деталей при холодной торцовой раскатке . . . . .	65

А в с е е в и ч О.И., С и н ь к е в и ч Ю.В., Г о л о в к и н а Е.Я., Т е р е х о в С.Н., Р о м а н ч у к С.И. Расчет толщины паргазовой оболочки при электроимпульсном полировании металлов . . . . .	68
Г р и ц у к В.Д., Е р е м е н к о М.Л. Разрезка углепластика алмазными отрезными кругами . . . . .	71
С е р и к о в а Л.И., З а в о л о к и н Н.С., К и с е л е в а Т.Н., Б о г д а н о в и ч Ф.А. Определение уровня безопасности технологических процессов в машиностроении. . . . .	75
К о р о л ь к о А.А., В а с и л е в и ч В.И. Особенности оценки эффективности ремонтного производства промышленных предприятий. . . . .	76

### Технология нанесения покрытий

Ч а ч и н В.Н., К а р д а п о л о в а М.А., С п и р и д о н о в Н.В., Д е в о й н о О.Г., Л а з н е в В.К. Снижение трещинообразования в покрытиях деталей при их локальной обработке с плавлением поверхности. . . . .	79
К а л е д и н Б.А. Выбор управляемых факторов при исследовании процессов напыления методом априорного ранжирования. . . . .	84
К о б я к о в О.С., Г и н з б у р г Е.Г., Е р м о л е н к о Л.М. Исследование износостойких покрытий из терморезирующих порошковых материалов . . . . .	92
Я р м а к Ю.Ю. Влияние процесса плакирования высокодисперсных частиц на свойства порошка и плазменных покрытий . . . . .	96
С т а ш е в с к а я Е.Н. Анализ свойств покрытий после их испытаний на термическую усталость . . . . .	101
Б е л я е в Г.Я., Д р о з д о в С.С., К о в а л е в с к и й В.Н., К о л ч а н о в Э.А., М и ш к и н а М.А., О р л о в В.Г. Применение лазерного излучения для предварительной обработки штамповой оснастки при электроискровом легировании . . . . .	103
С а к о в и ч А.А. Повышение износостойкости деталей с покрытиями, наплавленными и упрочненными термомеханической обработкой . . . . .	105
Ю м ш т ы к Г.М. К расчету температуры нагрева цилиндрических деталей при упрочнении в вакууме. . . . .	107

### Механизмы и детали машин

К л е в з о в и ч В.И. Особенности сборки и монтажа шариковых винтовых механизмов для станков с ЧПУ. . . . .	112
Н а т а л е в и ч А.Н., С к о й б е д а А.Т. Уточнение расчета передач зубчатым ремнем . . . . .	115
К о н о в а л о в И.В. Особенности оптимизации градиента фаз векторов остаточных дисбалансов роторной системы при упругодемпферном креплении опор. . . . .	119

Научное издание  
**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

Выпуск 14

Заведующий редакцией *В.Г. Самарина*  
Редактор *Э.Н. Капрова*  
Младший редактор *Т.И. Крючкова*  
Художественный редактор *И.А. Демковский*  
Технический редактор *Л.И. Счисленок*  
Корректор *З.Б. Звонарева*  
Оператор *И.В. Скубий*

ИБ № 2815

Подписано в печать с оригинала-макета 02.02.89 . АТ 10151. Формат 60х90/16. Бумага кн. журн. Офсет. печать. Гарнитура Пресс Роман. Усл. печ. л. 8. Усл. кр.-отт. 8,5. Уч.-изд.л. 8,75. Зак. 5313. Тираж 565 экз. Цена 1 р. 80 к.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048. Минск, проспект Машерова, 11.

Типография "Победа". 222310. Молодечно, ул. Тавляя, 11.