

Полученные модели адекватны и пригодны для практического использования.

Установлено, что триботехнологическая система (ЧТК10 + МП + АВ + ПР) даёт возможность обеспечивать группу триботехнических характеристик (f_1 , f_0 , (h_{01} + h_{02}), I_1 , I_2) за счёт изменения факторов в следующей последовательности, начиная с наиболее эффективного: $\Delta P \rightarrow V_{пр} \rightarrow M_{пв} \rightarrow S_{AB} \rightarrow S_T \rightarrow Q_{AB} \rightarrow j \rightarrow V_T \rightarrow M_{вкл} \rightarrow t \rightarrow P_{пр} \rightarrow V_{AB}$. Данное ранжирование статистически значимо с коэффициентом конкордации $\omega = 0,53$.

ИССЛЕДОВАНИЕ УДАЛЕНИЯ ЭЛЕМЕНТА СТРУЖКИ ИЗ РАБОЧЕЙ ЗОНЫ ФРЕЗЕРУЕМЫХ ЗАКРЫТЫХ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

Нечепаев В. Г., Гнитько А. Н., Пустовой А. А.
(каф. ОПМ, ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

Для исследования перемещения элемента стружки вдоль паза под действием гидродинамической силы принудительного воздействия разработана математическая модель, позволяющая определять расстояние x (рис. 1), на которое перемещается элемент стружки в результате принудительного воздействия на него за пределами фрезы струи рабочей жидкости [1].

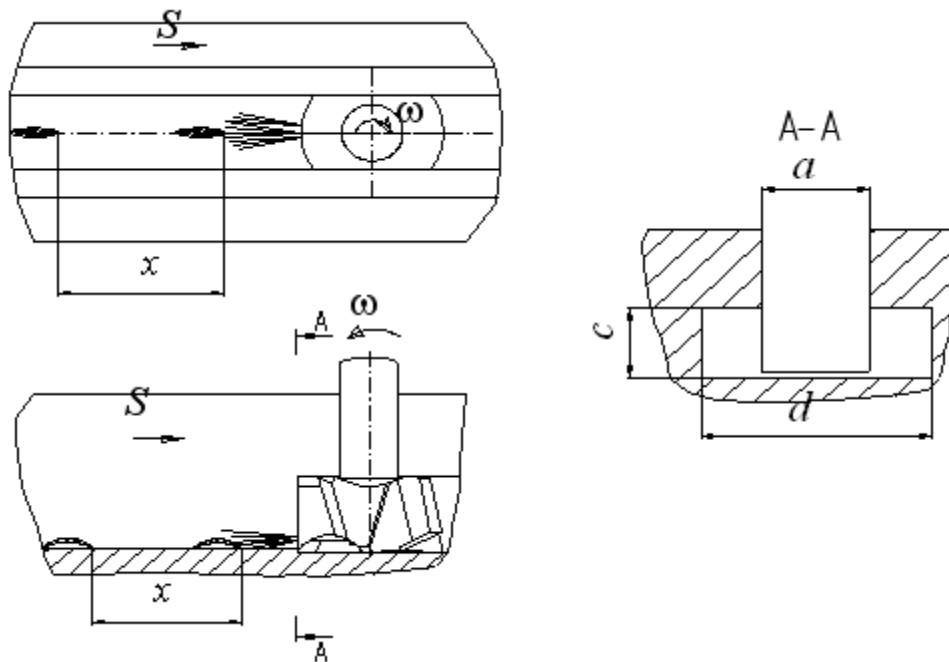


Рис. 1. Схема перемещения элемента стружки вдоль паза под действием гидродинамической силы принудительного воздействия

Рассмотрим процесс перемещения элемента стружки вдоль Т-образного паза в результате импульсного воздействия на него напорной струи смазочно-охлаждающей технологической среды (СОТС).

Исходная зависимость расстояния, на которое перемещается элемент стружки

под действием напорной струи СОТС

$$x = \frac{mv_1^2}{2 \cdot F_n},$$

где x – расстояние, на которое перемещается элемент стружки по пазу до остановки (после импульсного воздействия СОТС).

Для определения начальной (после импульсного воздействия напорной струи СОТС) скорости элемента стружки v_1 применим закон сохранения количества движения.

$$Q_{0x} = Q_{1x},$$

где Q_{0x} – количество движения системы по оси x до воздействия струи на элемент стружки;

Q_{1x} – количество движения системы по оси x после воздействия струи на элемент стружки.

Рассмотрим совместное перемещение высоконапорной струи СОТС и элемента стружки. Так как до импульсного воздействия элемент стружки неподвижен, то

$$Q_{0x} = m_{стр} \cdot v_{стр},$$

где $m_{стр}$ – масса высоконапорной струи СОТС;

$v_{стр}$ – скорость струи СОТС.

После импульсного воздействия эта система движется со скоростью v_1 . Тогда

$$Q_{1x} = (m_{стр} + m)v_1,$$

где m – масса элемента стружки,

а уравнение закона сохранения количества движения принимает вид

$$m_{стр} \cdot v_{стр} = (m_{стр} + m)v_1.$$

После преобразований

$$v_1 = \frac{m_{стр} \cdot v_{стр}}{(m_{стр} + m)}.$$

После ряда преобразований зависимость для определения расстояния, на которое перемещается элемент стружки, принимает вид

$$X = \frac{m \cdot \rho_0 \cdot h^2 \cdot \pi \cdot \mu^2 \cdot d_0^2 \cdot F_{пр}}{4 \cdot F_n \cdot \left(\frac{\rho_0 \cdot \pi \cdot d_0^2 \cdot h}{4} + m \right)^2},$$

где ρ_0 – плотность рабочей среды, используемой для перемещения элемента стружки вдоль паза;

h – **длина струи рабочей среды;**

F_n – сила трения по нижней поверхности паза;

d_0 – диаметр отверстия насадка;

μ – коэффициент расхода насадка;

$F_{пр}$ – сила принудительного воздействия струи СОТС на элемент стружки.

На рис. 2 представлена графическая интерпретация последней зависимости (при обработке стальных заготовок).

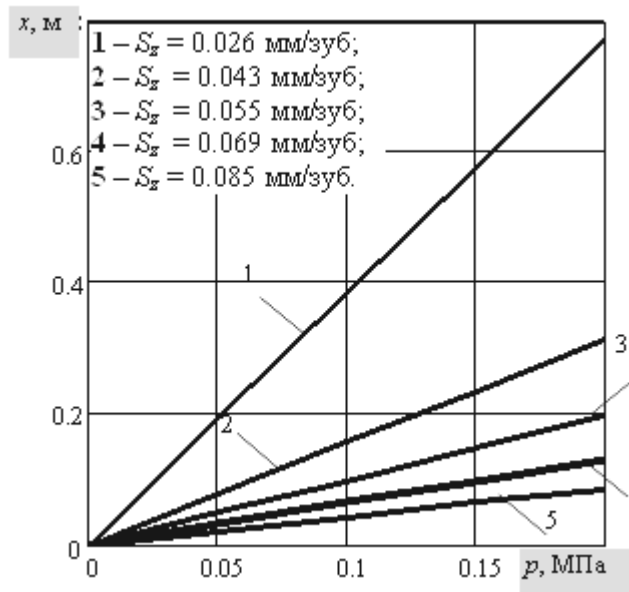


Рис. 2. Графики зависимости длины перемещения элемента стружки по пазу x как функция давления струи СОТС p ($d_0 = 0,5$ мм, обрабатываемый материал – сталь 45)

Из анализа графиков следует вывод о том, что для своевременного удаления элемента стружки из паза длиной $0,1 \dots 0,3$ м требуется достаточно небольшое значение давления, около $0,1 \dots 0,2$ МПа в исследованном диапазоне изменения режимных и геометрических параметров [2]. Кроме того, при увеличении подачи S_z значение давления возрастает при перемещении элемента стружки на заданное расстояние.

На рис. 3 представлена графическая интерпретация последней зависимости (при обработке чугунных заготовок).

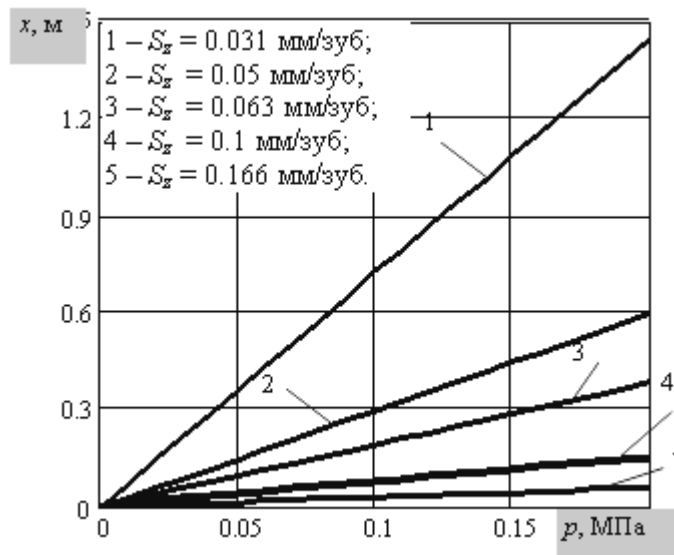


Рис. 3. Графики зависимости длины перемещения элемента стружки по пазу x как функция давления струи СОТС p ($d_0 = 0,5$ мм, обрабатываемый материал – СЧ18-36)

Из анализа графиков следует вывод о том, что для своевременного удаления элемента стружки из паза длиной 0,1...0,5 м требуется достаточно небольшое значение давления, около 0,1...0,2 МПа в исследованном диапазоне изменения режимных и геометрических параметров [2]. Кроме того, при увеличении подачи S_z значение давления возрастает при перемещении элемента стружки на заданное расстояние.

На основании анализа результатов исследований следует вывод о том, что на величину давления струи жидкости наибольшее влияние оказывает материал заготовки и подача S_z .

Выводы.

1. Разработано математическое обеспечение для описания процесса удаления элемента стружки из фрезеруемого паза.

2. Анализ результатов моделирования показал, что для своевременного удаления элементов стружки из обрабатываемого паза требуется незначительная величина давления струи жидкости.

Список литературы: 1. Нечепав В.Г., Гнисько А.Н. Теоретические исследования процесса удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов. Высокие технологии: тенденции развития. Материалы XIV международного научно-технического семинара, 12-17 сентября 2005 г. – Харьков-Алушта: НТУ «ХПИ», 2005. – С. 89-97. 2. ГОСТ 7063 – 72 (СТ СЭВ 115 – 79, СТ СЭВ 4632 – 84) Фрезы для обработки Т-образных пазов. Технические условия. – М.: Изд. стандартов, 1985.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАПОЛНЕНИЯ СТРУЖКОЙ ПРОСТРАНСТВА МЕЖДУ ЗУБЬЯМИ ФРЕЗЫ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЗАКРЫТЫХ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

Нечепав В. Г., Гнисько А. Н., Чикаленков Ю. А.

(каф. ОПМ, ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

Из-за возможности повторного резания инструментом стружки (являющейся фактически абразивом), ее своевременная эвакуация из зоны резания имеет важнейшее значение [1]. Особую актуальность удаление стружки имеет при фрезеровании закрытых профильных пазов (Т-образных, типа "ласточкин хвост"), фигурных лабиринтов и др., поскольку образующийся паз в силу его замкнутости достаточно быстро заполняется отделенной стружкой. При дальнейшем поступлении стружки она оказывает силовое воздействие на режущий инструмент и повторно попадает в зону резания. Это приводит к снижению производительности и качества обработки.

В то же время, в известных работах в этой области [2, 3 и др.] процессы заполнения, циркуляции и удаления стружки из закрытых профильных пазов и их моделирование практически не рассматриваются. Поэтому исследования, направленные на изучение этих процессов с целью создания эффективных устройств для своевременного удаления стружки из рабочей зоны, является весьма актуальными.

Для исследования заполнения стружкой пространства между зубьями фрезы в процессе резания разработана математическая (геометрическая) модель, позволяющая определить количество оборотов фрезы N , соответствующее полному заполнению пространства между зубьями фрезы (при отсутствии самостоятельного удаления элементов стружки за счет сил инерции) [4].

На рис. 1 показана схема накопления стружки в пространстве между зубьями

Т-образной фрезы.

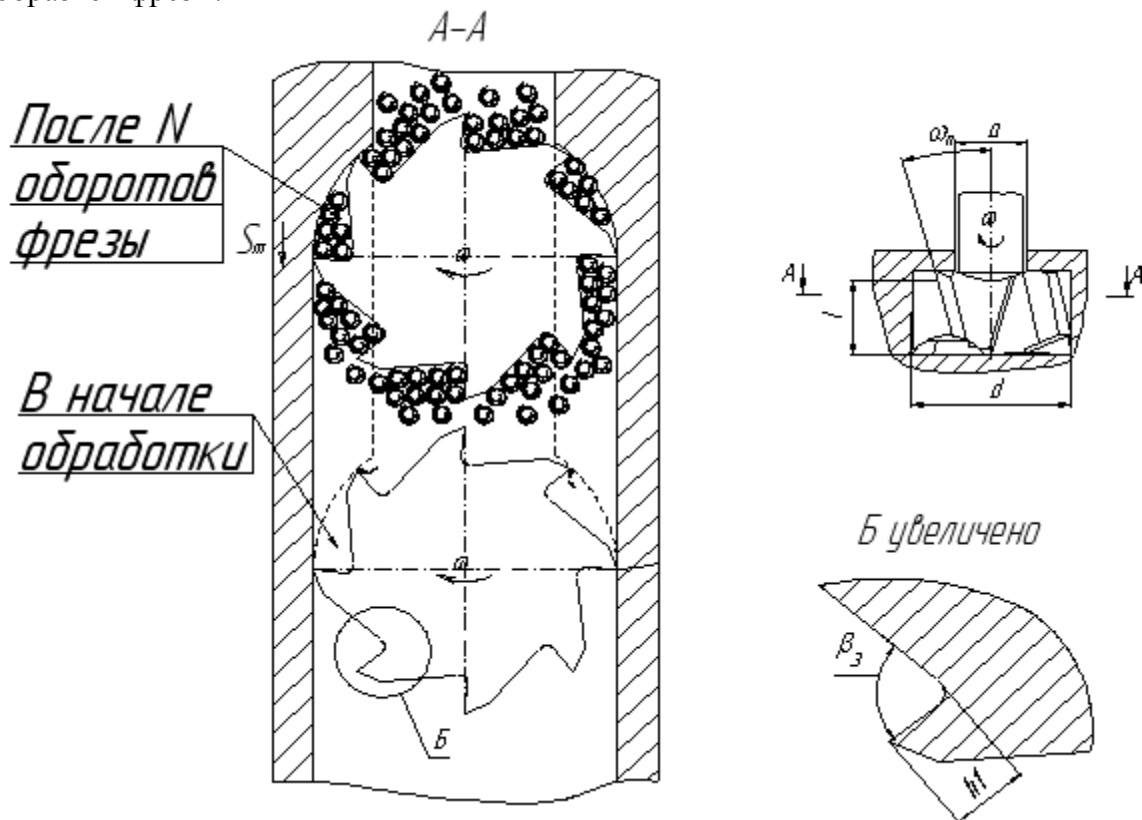


Рис. 1. Схема накопление стружки в пространстве между зубьями фрезы

Расчетная схема представлена на рис. 2

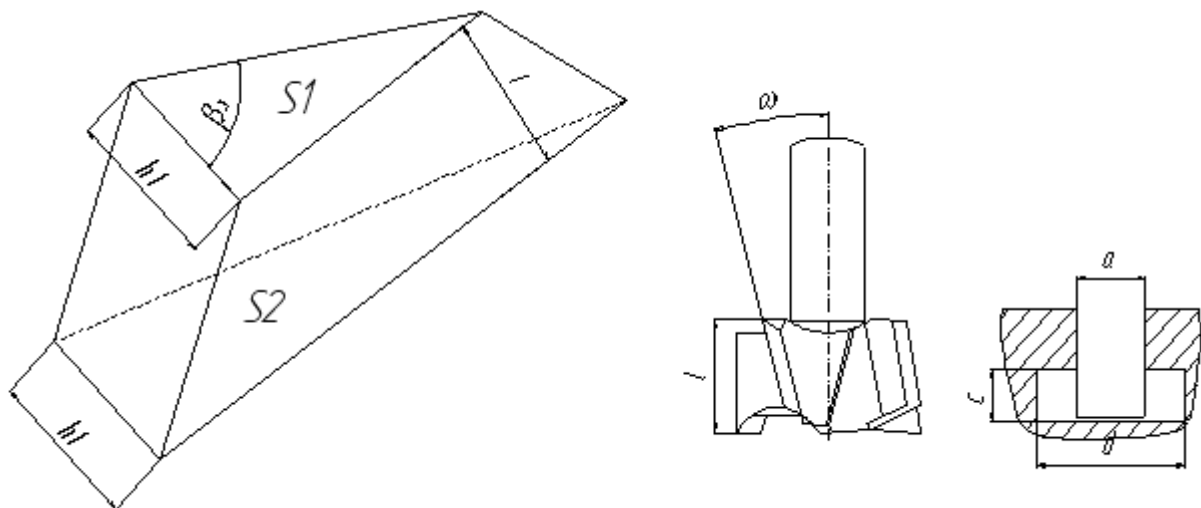


Рис. 2. Расчетная схема для определения объема пространства между зубьями Т-образной фрезы

Исходная зависимость

$$N = \frac{V_{np}}{V_{cm}},$$

где V_{np} – объем пространства между зубьями фрезы; V_{cm} – объем отделенной стружки.

Объем пространства между зубьями (усеченной пирамиды)

$$V_{np} = \frac{1}{3}l(S_1 + \sqrt{S_1 \cdot S_2} + S_2),$$

где l – высота режущей части фрезы; S_1 – площадь верхнего треугольника усеченной пирамиды; S_2 – площадь нижнего треугольника усеченной пирамиды.

Объем отделенной стружки

$$V_{cm} = S_z(d - a)l \cdot k_p,$$

где S_z – подача на зуб; d – диаметр фрезы; a – ширина предварительно обработанного паза; k_p – коэффициент разрыхления стружки.

После ряда преобразований конечная зависимость модели приобретает вид

$$N = \frac{\frac{l}{3} \left[\frac{hl[\tan \beta_3 hl + (\tan \beta_3 hl + 2(l \tan \omega_n))]}{2} + \sqrt{\frac{\tan \beta_3 hl^3 [\tan \beta_3 hl + 2(l \tan \omega_n)]}{4}} \right]}{S_z(d - a) \cdot l \cdot k_p},$$

где N – количество оборотов фрезы; hl – длина передней поверхности зуба фрезы; β_3 – угол между передней поверхностью зуба фрезы и поверхностью затылка следующего зуба; ω_n – угол подъема винтовой канавки фрезы.

Выполненные исследования [4] показали, что при фрезеровании стальных заготовок имеет место самостоятельное удаление стружки из пространства между зубьями фрезы за счет сил инерции. Поэтому анализ математической модели выполнен только для случая с обработкой чугуна (рис.3).

Выполненный анализ позволил установить, что заполнение пространства между зубьями фрезы (для выбранных геометрических и режимных параметров) происходит достаточно быстро, в среднем за 0,40 – 1,43 оборотов при обработке чугуна.

Минимальное значение $N = 0,4$ оборота фрезы (подача $S_z = 0,2$ мм/зуб) свидетельствует о мгновенном заполнении пространства между зубьями фрезы и повторном резании стружки зубьями инструмента. Максимальное значение $N = 1,43$ оборота фрезы (подача $S_z = 0,05$ мм/зуб) также свидетельствует о достаточно быстром заполнении пространства между зубьями фрезы и повторном резании стружки зубьями инструмента. Для предотвращения данного явления требуется принудительное удаление элементов стружки из зоны резания.

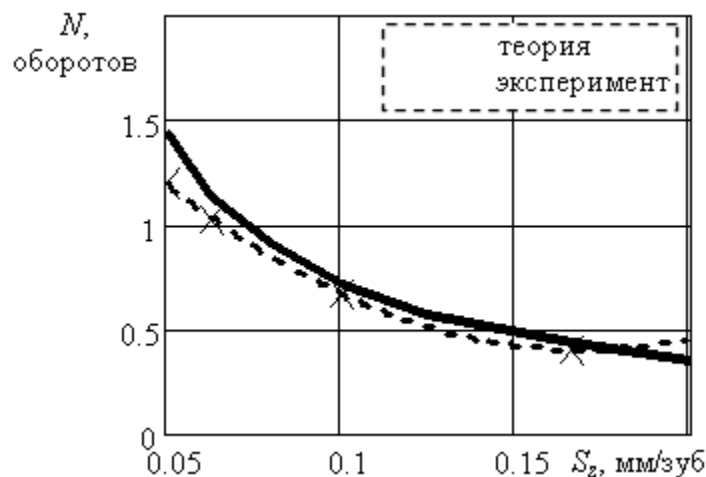


Рис. 3. Графики зависимости количества оборотов фрезы N до заполнения пространства между зубьями как функция подачи на зуб S_z (обрабатываемый материал – СЧ18-36, паз 12, диаметр фрезы $d_\phi = 21$ мм)

Выводы.

1. Разработано математическое обеспечение для описания процесса заполнения пространства между зубьями фрезы стружкой при обработке закрытых профильных пазов.
2. Анализ результатов моделирования показал, что заполнение пространства между зубьями фрезы происходит достаточно быстро, в среднем за 0,40 – 1,43 оборотов при обработке чугуна.

Список литературы: 1. Степанов А. Высокоскоростное фрезерование в современном производстве // CAD/CAM/CAE Observer, № 4 (13), 2003. – С. 6. 2. Власов А.Ф. Удаление пыли и стружки от режущих инструментов – М.: Машиностроение, 1982.- 240 с. 3. Куприн А.И., Тихонцов А.М. Гидротранспорт стружки. М: Машиностроение, 1978. 80 с. 4. Нечепав В.Г., Гнисько А.Н. Теоретические исследования процесса удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов. Высокие технологии: тенденции развития. Материалы XIV международного научно-технического семинара, 12-17 сентября 2005 г.– Харьков-Алушта: НТУ «ХПИ», 2005. – С. 89-97.

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ ИНСТРУМЕНТАМИ ИЗ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

Рудина И.А., Петряева И.А., Ивченко Т.Г. (каф. ТМ, ДонНТУ, г.Донецк, Украина)

Одной из основных предпосылок повышения качества деталей и точности обработки труднообрабатываемых конструкционных материалов является создание и эффективное применение новых сверхтвердых материалов, в связи с чем, оптимизация процессов механической обработки с использованием инструментов из сверхтвердых материалов весьма актуальна.

Сверхтвердые материалы на основе сверхтвердых модификаций нитрида бора, немного уступая алмазу по твердости, характеризуются высокой термостойкостью, которая достигает 1500°C , высоким сопротивлением термическим ударам и циклическим

нагрузкам, а также слабым химическим взаимодействием с железом [1]. Установлено, что в процессе резания эльборовыми резцами стружкообразование, силы резания и тепловые явления имеют специфические особенности [2]. На усадку стружки, кроме скорости резания, подачи и твердости обрабатываемого материала, большое влияние оказывает износ резца. При обработке эльборовыми резцами закаленных сталей возникают высокие удельные силы и температуры резания, при которых резец достигает в некоторых случаях красностойкости. Они влияют не только на стойкость инструмента, но и на точность и качество поверхностного слоя деталей через термические деформации.

Несмотря на достаточно большое количество исследований по использованию инструментов из сверхтвердых материалов, вопросы регламентации рациональной области их применения и расчеты оптимальных режимов резания остаются достаточно актуальными.

Одним из наиболее распространенных методов оптимизации в настоящее время является метод линейного программирования [3], позволяющий осуществлять одновременную оптимизацию скорости резания и подачи с учетом действующих при резании ограничений по критерию максимальной производительности. Для линейной целевой функции и линейных ограничений достаточно хорошо разработан и широко используется графический метод поиска оптимальных режимов резания. Несмотря на простоту и наглядность, этот метод не позволяет теоретически анализировать получаемые результаты в зависимости от условий обработки. Выполненные в этом направлении разработки [4] не учитывают особенностей функционирования инструментов из сверхтвердых материалов.

Цель представляемой работы – установить взаимосвязь оптимальных режимов резания с условиями механообработки и показателями качества обработанной поверхности при токарной обработке инструментами из сверхтвердых материалов.

Целевая функция - производительность обработки, максимум которой достигается при минимуме основного времени, или максимуме произведения $n \cdot s \rightarrow \max$. (n , s - частота вращения и подача).

При токарной обработке инструментами из сверхтвердых материалов рассматриваются ограничения по возможностям режущего инструмента, по предельно допустимой шероховатости обработанной поверхности $R_{a\text{дон}}$, по предельно допустимой температуре резания $\Theta_{\text{дон}}$, кинематические ограничения, которые могут быть представлены в следующем виде:

$$ns_y \leq 1000 C_V K_V / \pi D T^{m_v} t^{x_v} ; \quad (1)$$

$$n^{k_3} s^{k_2} = R_{a\text{дон}} r^{k_2} (\pi D / 1000)^{k_3} / k_o (90 + \gamma)^{k_4} ; \quad (2)$$

$$n^{z_t} s^{y_t} \leq 1000^{n_t} \Theta_{\text{дон}} / C_t t^{x_t} (\pi D)^{z_t} ; \quad (3)$$

$$n_{\min} \leq n ; n \leq n_{\max} ; s_{\min} \leq s ; s \leq s_{\max} . \quad (4)$$

где D – диаметр обработки; C_V, K_V – коэффициенты и x_v, y_v, m – показатели, характеризующие степень влияния глубины t , подачи s и стойкости T на скорость резания v ; k_0, k_1, k_2, k_3, k_4 – коэффициент и показатели, характеризующие степень влияния подачи s , переднего угла γ , радиуса при вершине r и скорости резания v на шероховатость обработанной поверхности R_a ; C_t – постоянный коэффициент и x_t, y_t, z_t – показатели степени, характеризующие степень влияния глубины резания t , подачи s и скорости резания v на температуру резания; $n_{\min}, n_{\max}, s_{\min}, s_{\max}$ – предельно допустимые частоты вращения и подачи, определяемым кинематической структурой привода главного движения и при-

вода подач

В результате линеаризации целевой функции и ограничений путем логарифмирования определена математическая модель процесса резания при токарной обработке инструментами из сверхтвердых материалов, выраженная системой линейных неравенств, графически представленных рис. 1:

$$\left\{ \begin{array}{l} X_1 + y_V X_2 \leq b_1, \\ k_3 X_1 + k_2 X_2 \leq b_2 \\ n_t X_1 + y_t X_2 \leq b_5, \\ X_1 \geq b_6, X_1 \leq b_7, \\ X_2 \geq b_8, X_2 \leq b_9, \\ (X_1 + X_2) \rightarrow \max, \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} b_1 = \ln(1000 C_V K_V / \pi D T^{m_v} t^{x_v}); \\ b_2 = \ln(R_{adon} r^{k_2} (\pi D / 1000)^{k_3} / k_o (90 + \gamma)^{k_4}); \\ b_3 = \ln(1000^{z_t} \Theta_{don} / C_t t^{x_t} (\pi D)^{z_t}); \\ b_4 = \ln n_{min}; b_5 = \ln n_{max}; \\ b_6 = \ln s_{min}; b_7 = \ln s_{max}; \\ X_1 = \ln n; X_2 = \ln s; \end{array} \quad (5)$$

Примеры определения оптимальных режимов резания приведенные для тонкой токарной обработки вала диаметром $D = 200$ мм, длиной $L = 300$ мм из стали P18 (HRC 62...64) и из стали 45 ХВГ (HRC 60...62) резцами из эльбора (геометрические параметры: передний угол $\gamma = 5^\circ$, радиус при вершине $r = 0,5$ мм; стойкость $T = 300$ мин., глубина резания $t = 0,5$ мм); шероховатость обработанной поверхности $R_{adon} = 0,32$ мкм.

Для заданных условий обработки принятые следующие коэффициенты и показатели, характеризующие степень влияния глубины, подачи и стойкости на скорость резания: $C_V = 2,933 \cdot 10^3$; $K_V = 1,1$ (P18); $K_V = 1,2$ (ХВГ); $x_v = 0,182$; $y_v = 0,303$; $m_v = 0,606$ [2];

коэффициенты и показатели, которые характеризуют степень влияния подачи, переднего угла, радиуса при вершине и скорости v на шероховатость обработанной поверхности: $k_0 = 0,68$; $k_1 = 0,77$; $k_2 = 0,28$; $k_3 = 0,24$; $k_4 = 0,56$ [5];

коэффициенты и показатели, которые характеризуют степень влияния глубины, подачи и стойкости на температуру резания:

- для стали P18: $C_t = 278$; $x_t = 0,08$; $y_t = 0,23$; $n_t = 0,42$; $\Theta_{don} = 1000^\circ\text{C}$ [2];

- для стали ХВГ: $C_t = 490$; $x_t = 0,09$; $y_t = 0,12$; $n_t = 0,2$; $\Theta_{don} = 800^\circ\text{C}$; [2].

С их учетом определенные следующие значения параметров b_i :

- для стали P18: $b_1 = 5,213$; $b_2 = -2,932$; $b_3 = -2,996$; $b_4 = 1,03$; $b_5 = 2,526$; $b_6 = 7,601$;

- для стали ХВГ: $b_1 = 5,3$; $b_2 = -2,932$; $b_3 = -2,996$; $b_4 = 1,03$; $b_5 = 2,526$; $b_6 = 7,601$.

На рис. 1 графически представленная схема определения оптимальных режимов резания тонкой токарной обработки стали ХВГ и стали P18.

Точка С в многоугольниках ABC , в которой целевая функция принимает максимальное значение, является точкой пересечения ограничений по возможностям режущего инструмента (1) и по допустимой температуре резания (3), когда максимально допустимое из условий структурно-фазовых преобразований обрабатываемой поверхности температура для стали ХВГ $\Theta_{don} = 800^\circ\text{C}$; в то же время она является точкой пересечения ограничений по возможностям режущего инструмента (1) и по предельно допустимой шероховатости обработанной поверхности (2), когда максимально допустимая из условий структурно-фазовых преобразований обрабатываемой поверхности температура для стали P18 $\Theta_{don} = 1000^\circ\text{C}$.

Для заданных условий механообработки определены следующие результаты расчета оптимальных режимов резания:

- для стали P18: $X_{2_{onm}} = -1,995$; $X_{1_{onm}} = 5,817$;

$$n_{opt} = e^{X1_{opt}} = 336 \text{ об/хв}; \quad s_{opt} = e^{X2_{opt}} = 0,136 \text{ мм/об}; \quad v_{opt} = 211 \text{ м/мин}.$$

- для стали ХВГ: $X2_{onm} = -1,97$; $X1_{onm} = 5,81$;

$$n_{opt} = e^{X1_{opt}} = 334 \text{ об/хв}; \quad s_{opt} = e^{X2_{opt}} = 0,139 \text{ мм/об}; \quad v_{opt} = 210 \text{ м/мин}.$$

Согласно паспортным данным станка принятые следующие режимы резания:
 $n_{opt} = 315 \text{ об/мин}$; $s_{opt} = 0,15 \text{ мм/об}$; $v_{opt} = 200 \text{ м/мин}$.

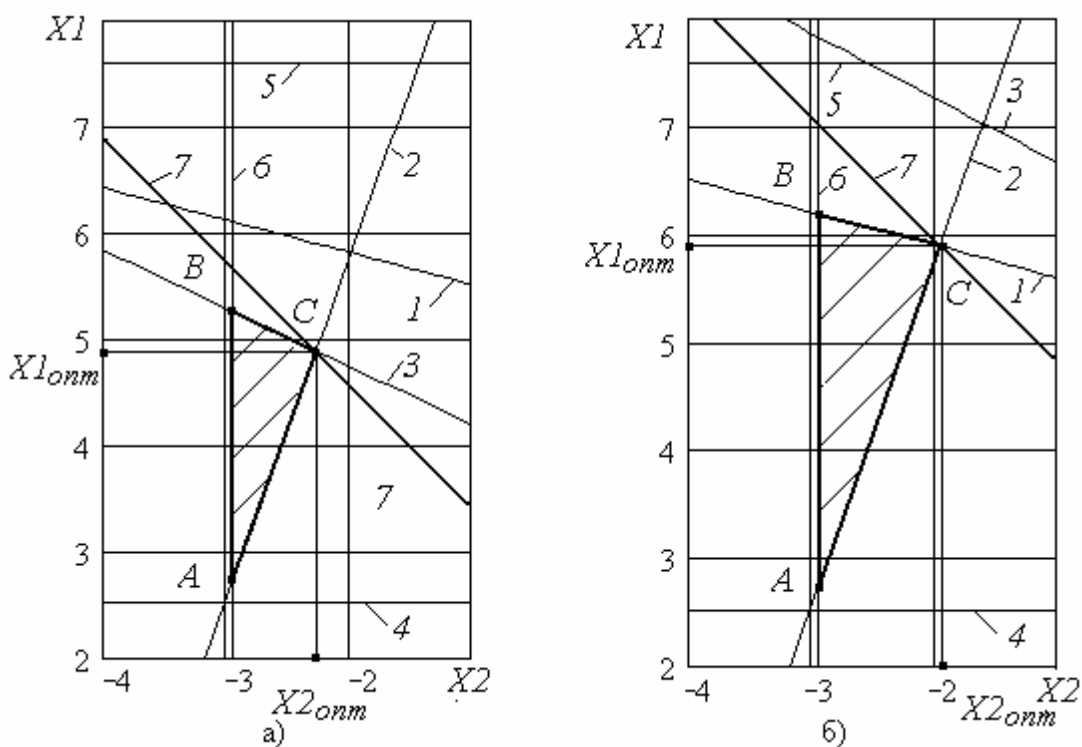


Рис. 1. Схема определения оптимальных режимов резания для токарной обработки стали ХВГ (HRC 60...62, $\Theta_{don} = 800^\circ\text{C}$) – а) и стали P18 (HRC 62...64, $\Theta_{don} = 1000^\circ\text{C}$) – б) инструментами из эльбора

На основании выполненного анализа ограничений, для любых условий токарной обработки инструментами из сверхтвёрдых материалов оптимальная подача и скорость резания могут быть определены следующим образом:

$$s_{onm} = \begin{cases} \left(\frac{\Theta}{C_t t^{x_t}} \right)^{\frac{k_3}{y_t k_3 + k_1 n_t}} \left[\frac{R_a r^{k_2}}{k_0 (90 + \gamma)^{k_4}} \right]^{\frac{n_t}{y_t k_3 + k_1 n_t}}, & \text{если } \Theta_{don} \leq \Theta_0; \\ \left[\frac{R_a C_V^{k_3} K_V^{k_3} r^{k_2}}{k_0 T^{m k_3} t^{x_v k_3} (90 + \gamma)^{k_4}} \right]^{\frac{1}{k_1 + y_v k_3}}, & \text{если } \Theta_{don} \geq \Theta_0. \end{cases} \quad (6)$$

$$v_{onm} = \begin{cases} \left(\frac{C_V \cdot K_V}{T^m \cdot t^{X_V}} \right) \cdot \left(\frac{\Theta}{C_t t^{x_t}} \right)^{\frac{k_3 y_v}{y_t k_3 + k_1 n_t}} \left[\frac{R_a r^{k_2}}{k_0 (90 + \gamma)^{k_4}} \right]^{\frac{n_t y_v}{y_t k_3 + k_1 n_t}}, & \text{если } \Theta_{don} \leq \Theta_0; \\ \frac{C_V K_V}{T^m t^{x_v}} \left[\frac{k_0 T^{mk_3} t^{x_v k_3} (90 + \gamma)^{k_4}}{R_a C_V^{k_3} K_V^{k_3} r^{k_2}} \right]^{\frac{y_v}{k_1 + y_v k_3}}, & \text{если } \Theta_{don} \geq \Theta_0. \end{cases} \quad (7)$$

$$\Theta_0 = C_t t^{x_t} \left(\frac{C_V K_V}{T^{m_v} t^{x_v}} \right)^{n_t} \left[\frac{R_a C_V^{k_3} K_V^{k_3} r^{k_2}}{k_0 T^{mk_3} t^{x_v k_3} (90 + \gamma)^{k_4}} \right]^{\frac{y_t - y_v n_t}{k_1 + y_v k_3}}. \quad (8)$$

Таким образом, с использованием метода линейного программирования установлены аналитические взаимосвязи оптимальных режимов резания с условиями механической обработки и показателями качества обработанной поверхности при токарной обработке инструментами из сверхтвердых материалов с учетом весьма важных для них температурных ограничений. На основании полученных результатов разработаны рекомендации по выбору оптимальных режимов резания в любых условиях токарной обработки инструментами из сверхтвердых материалов.

Список литературы: 1. Лезвийный инструмент из сверхтвердых материалов: Справ./ Под ред. Н.В. Новикова - К.: Техніка, 1988. - 108с. 2. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справ./Под ред. А.Н. Резникова - М.: Машиностроение, 1977. - 391с. 3. Кроль О.С., Хмелевский Г.Л. Оптимизация и управление процессом резания. Учеб. Пособие. - К.: УМК ВО, 1991. - 140с. 4. Самофалова М.А., Дубоделова О.М., Ивченко Т.Г. Выбор оптимальных режимов резания при чистовой токарной обработке. ИНЖЕНЕР: студенческий научно-технический журнал / Донецк: ДонНТУ, 2004, №5. - С.21-23. 5. Суслов А.Г., Дальский А.М. Научные основы технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2002. - 840с.