

А.С. МАНОХИН, канд. техн. наук,
С.А. КЛИМЕНКО, д-р техн. наук, Киев, Украина

МЕХАНИКА КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ НА ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КОСОУГОЛЬНОГО ОДНОКРОМОЧНОГО ПОЛИКРИСТАЛЛИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА С ОБРАБАТЫВАЕМЫМ МАТЕРИАЛОМ

Наведено результати аналітичного дослідження параметрів механіки контактної взаємодії на передній поверхні косокутного однокрайкового різця з робочою частиною з полікристалічного надтвердого матеріалу на основі кубічного нітриду бору при точінні деталей з загартованої сталі. Показана зміна сил різання, усадки стружки, ступеню пластичної деформації в залежності від умов процесу різання.

Представлены результаты аналитического исследования параметров механики контактного взаимодействия на передней поверхности косоугольного однокромочного резца с рабочей частью из поликристаллического сверхтвердого материала на основе кубического нитрида бора при точении деталей из закаленной стали. Показано изменение сил резания, усадки стружки, степени пластической деформации в зависимости от условий процесса резания.

A.S. MANOHIN, S.A. KLIMENKO

MECHANICS OF CONTACT INTERACTION ON THE FORWARD SURFACE OBLIQUE-ANGLED HALF-ROUND THE TOOL WITH PKNB

The results of analytic research of parameters of mechanics of contact interaction on the rake face of one-edged oblique cutting tool equipped with polycrystalline CBN inserts in turning of hardened steel have been discussed. The changes in cutting forces, chip shrinkage and strain were shown in dependence on cutting condition.

Введение. Параметры, характеризующие механику контактного взаимодействия инструмента со стружкой – одни из важнейших показателей процесса резания. Для задач оптимизации и эффективного управления технологическими процессами необходимо оценить эти показатели в зависимости от условий обработки – режимов резания, вида обрабатываемого материала, геометрических параметров инструмента.

Применительно к обработке деталей из закаленных сталей экспериментальные исследования в этом направлении выполнены ранее для традиционных режущих инструментов, оснащенных керамикой [1]. Учитывая перспективность применения для высокопроизводительной обработки деталей, особенно длинномерных, из закаленных сталей, такие исследования представляют значительный интерес для процесса точения косоугольным однокромочным инструментом, оснащенным поликристаллическим сверхтвердым материалом (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ) [2].

Представления о величинах силы резания, усадки, напряжений в зоне стружкообразования особенно важны для такого “чувствительного” к условиям обработки метода как косоугольное резание однокромочным инструментом, так как при обработке закаленных сталей с большими сечениями среза явления на передней поверхности инструмента могут обуславливать снижение работоспособности инструмента и качества обработанной поверхности, особенно при недостаточной жесткости системы СПИД, что характерно для обработки длинномерных деталей.

В настоящей работе выполнено теоретическое и экспериментальное исследование параметров механики контактного взаимодействия на передней поверхности инструмента.

Результаты исследований и их обсуждение. Величина главной составляющей силы резания на передней поверхности инструмента вычисляется по известным значениям угла сдвига или усадки стружки на основании уравнения баланса механической энергии при резании

$$P_{zp} \cdot v = A_{pd} + A_{tp}, \quad (1)$$

где P_{zp} – тангенциальная составляющая силы резания, действующая на передней поверхности инструмента; A_{pd} – работа пластической деформации в единицу времени на поверхности сдвига; A_{tp} – работа силы трения на передней поверхности инструмента.

В работе [3] предложено уравнение, для определения удельной работы пластической деформации при резании: $A_w = \varepsilon \cdot \tau$. Согласно условию пластичности Мизеса-Губера количество удельной энергии формоизменения не зависит от схемы деформации, а является функцией механических свойств материала. В этой связи можно утверждать, что в условиях косоугольного резания, когда деформация материала в плоскости сдвига происходит в двух направлениях – в плоскости нормальной к режущей кромке и касательном к ней направлении, данное уравнение также справедливо.

Работа пластической деформации за единицу времени:

$$A_{pd} = \tau(\varepsilon) \cdot \varepsilon \cdot a \cdot b \cdot v, \quad (2)$$

где $\tau(\varepsilon)$ – предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, являющийся функцией степени и скорости деформации; ε – суммарный относительный сдвиг, определяемый [4] суммой относительных сдвигов при перемещении металла перпендикулярно к режущей кромке инструмента и вдоль нее:


(3)

где $K_{LN} = \frac{\cos \beta_N}{\sin \eta}$; η – угол схода стружки по передней поверхности; β_N – угол сдвига в плоскости перпендикулярной к режущей кромке.

Угол схода стружки для инструментов с различными углами наклона режущей кромки определялся по следам на передней поверхности инструмента.

Направление сдвига в плоскости сдвига по отношению к перпендикуляру к режущей кромке может быть определено углом ρ :

$$\operatorname{tg} \rho = \frac{\varepsilon_T}{\varepsilon_N} \quad (4)$$

Работу, производимую за счет трения стружки о переднюю поверхность резца определим из выражения:

$$A_{\text{тр}} = \frac{3}{4} \cdot l_c \cdot b_c q \cdot v_c \quad (5)$$

где q_f – удельная сила трения; l_c – длина контакта стружки с передней поверхностью; b_c – ширина стружки, $b_c = b \cdot \cos \eta$; v_c – скорость схода стружки по передней поверхности $v_c = \frac{v \cos \alpha_s}{K_{LN} \cos \eta}$

Подставляя выражения (2) и (5) в (1), получим уравнение для определения составляющей силы резания P_z при заданной величине β_N :

$$P_z = \frac{3}{4} \cdot l_c \cdot b_c q \cdot v_c \cdot \left(\frac{1}{\sin \eta} \right) \quad (6)$$

Неизвестную величину длины контакта стружки с передней поверхностью можно определить из условия равенства моментов сил, действующих на передней поверхности резца и в плоскости сдвига. Полагаем, что нормальные напряжения в плоскости сдвига распределены равномерно, а точка приложения нормальной составляющей сил, действующих на передней поверхности, соответствует координате центра тяжести эпюры нормальных контактных давлений. Для нормальных напряжений, действующих на передней поверхности инструмента, получаем эпюру $P_n x = P_n \left(\frac{l_c - x}{l_c} \right)^n$. При единичных величинах l_c и p_m , $n = 4$ и $x_c = 0,167 l_c$

координата центра тяжести находится как $x_c = \frac{\int_0^{l_c} x \cdot p_n(x) dx}{\int_0^{l_c} p_n(x) dx}$. Тогда длина кон-

такта:

$$l_c = \frac{1}{2N_p} \frac{N_t}{N_p} \quad (7)$$

где N_t , N_p – силы, нормальные к поверхности сдвига и передней поверхности инструмента соответственно.

Соотношения между составляющими силы, действующей на передней поверхности инструмента заданными в системах координат $OXYZ$ и $OX_\gamma Y_\gamma Z_\gamma$ (рис. 1) можно найти, осуществляя последовательные преобразования систем координат:

$$\begin{pmatrix} X \\ Y \\ Z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \alpha \sin \beta & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \alpha \sin \beta & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} X_\gamma \\ Y_\gamma \\ Z_\gamma \end{pmatrix}$$

Векторная сумма сил, действующих на переднюю поверхность инструмента со стороны обрабатываемого материала равна: $\vec{R} = \vec{P}_x \vec{e}_x + \vec{P}_y \vec{e}_y + \vec{P}_z \vec{e}_z$. Подставляя составляющие вектора $\vec{R}$ в матрицу преобразования координат и раскрыв ее с учетом знаков P_x , P_y , P_z получим:

$$\begin{pmatrix} P_x \\ P_y \\ P_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \alpha \sin \beta & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \alpha \sin \beta & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} P_{x_\gamma} \\ P_{y_\gamma} \\ P_{z_\gamma} \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} P_x \\ P_y \\ P_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} P_{x_\gamma} \cos \alpha \sin \beta \\ P_{y_\gamma} \\ P_{z_\gamma} \sin \alpha \sin \beta \end{pmatrix}$$

Откуда, с учетом известной величины P_z :

$$P_{x_\gamma} = \frac{P_z \sin \alpha}{\cos \alpha \sin \beta}$$

Составляющая силы сдвига, действующая вдоль режущей кромки $P_c = \frac{P_z \sin \alpha}{\sin \beta}$.

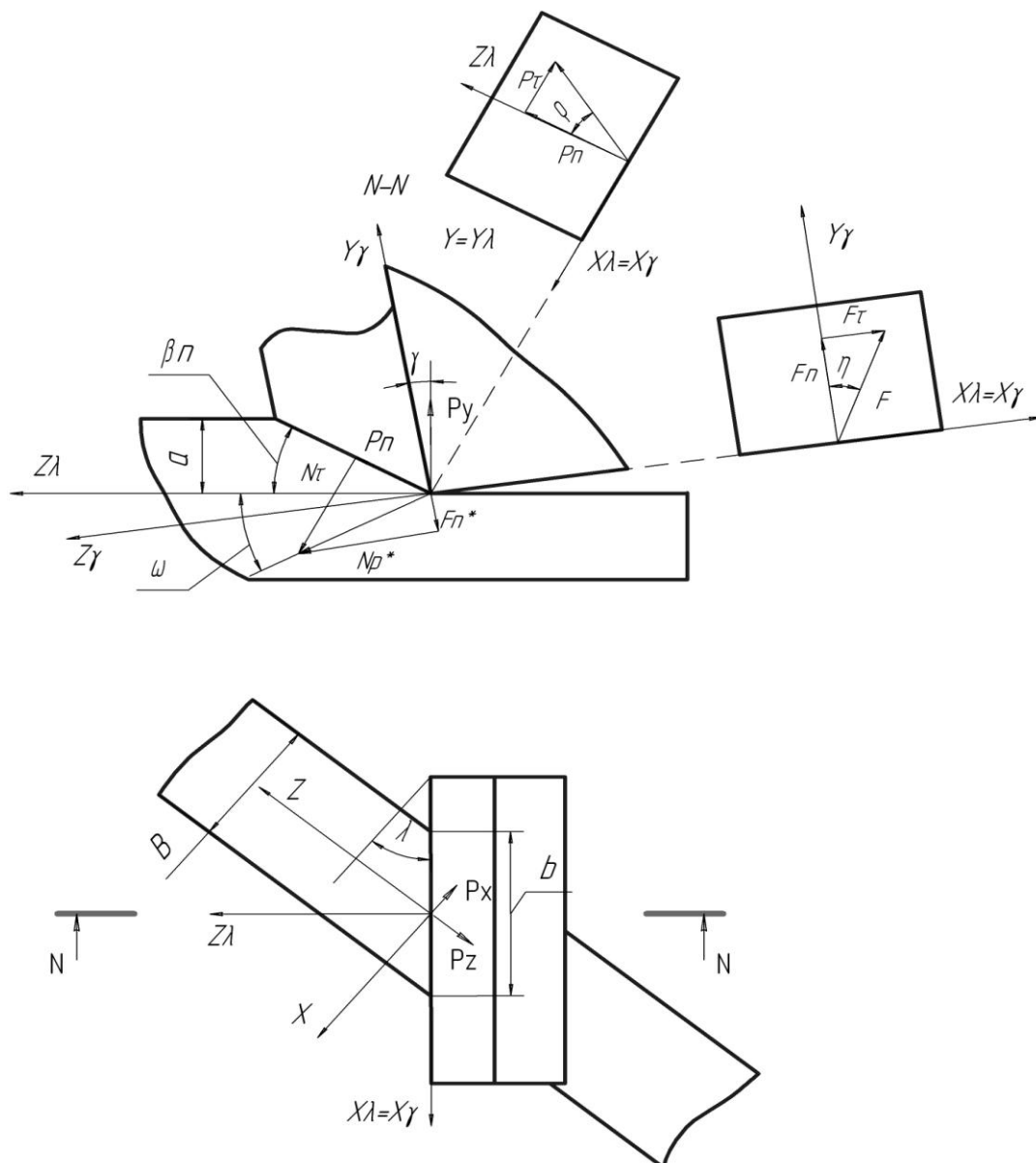


Рисунок 1 – Схема сил, действующих на передней поверхности резца при косо-угольном резании

Из условия статического равновесия элемента стружки следует, что $F_T = |P_T|$. При условии справедливости допущения о совпадении направления силы трения на передней поверхности с направлением перемещения элементов сходящей стружки [4–6], величина проекции силы трения на нормальную к режущей кромке плоскость определяется соотношением $F_N = F_T / \tan \eta$.

Сила N_T , действующая в направлении перпендикулярном к плоскости сдвига, определяется следующим образом:

$$\omega = \mu - \gamma; \frac{\sqrt{F_T^2 + F_{N^2}}}{N_{p^*}}; N_{p^*} = -N_p; N_T = P \cdot \tan \alpha \cdot \beta; N.$$

$$\mu = \arctg$$

Для расчета сил резания необходимо определить угол сдвига в плоскости $N-N$. Воспользуемся расчетной схемой представленной на рис. 2. Для начального значения температуры определяется угол сдвига β_N , величина которого связана со средней удельной силой трения q_f на передней поверхности, рассчитанной при заданной на данном этапе итерационного цикла температуре. Для полученного значения угла β_N снова определяется температура и соответствующая величина q_f .

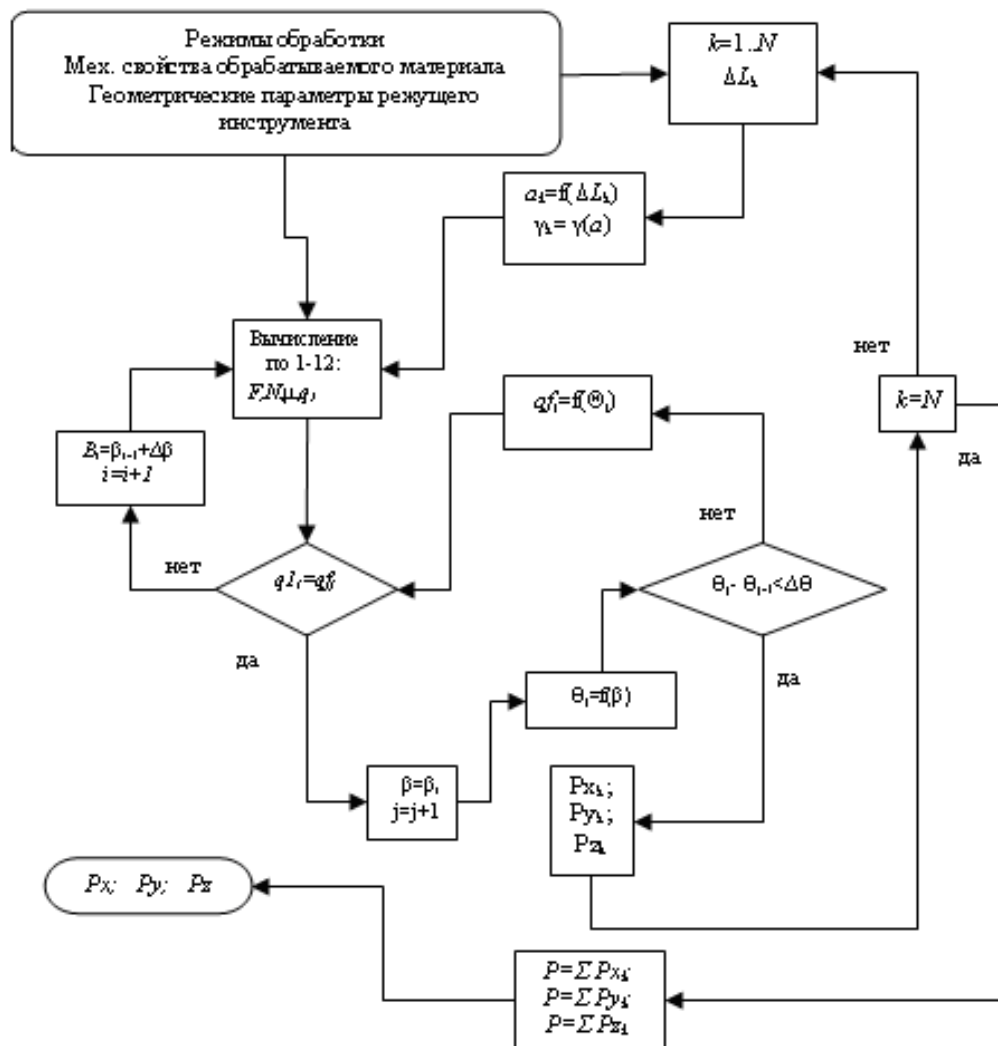


Рисунок 2 – Алгоритм расчета сил резания

Расчетный цикл продолжается до тех пор, пока решение не стабилизируется (т.е. разница температур, определенных на j и $j-1$ итерационных ходах, составляет менее 1 %). Температура резания при расчетах определялась по методике [7]. Такой порядок расчета осуществляется для каждого элементарного участка ΔL_k режущей кромки резца, что необходимо для учета переменной вдоль режущей кромки толщины среза. На последнем этапе элементарные силы резания суммируются.

Непосредственное влияние на точность решения задачи, связанной с определением температурно-силовых параметров процесса косоугольного резания оказывает учет влияния на механические свойства обрабатываемого материала степени и скорости деформации, а также температуры в зоне сдвига и контактных зонах на поверхностях инструмента.

В работе [8] предложено использовать для вычисления τ_ϕ понятия температуры, модифицированной по скорости деформации, что позволяет рассчитать напряжения при разных сочетаниях $\dot{\varepsilon}$ и θ_d на основании анализа зависимости $\tau - \theta_d$, построенной при $\dot{\varepsilon}$ и $\theta_d = \text{const}$. Для описания зависимости предела текучести материала от условий обработки В.С. Кушнером [9], пренебрегая влиянием скорости деформации, получена зависимость ~~$\tau_\phi = \frac{B \varepsilon^c}{1,5c+1}$~~ $\tau_\phi = \frac{B \varepsilon^c}{1,5c+1}$. Авторы [8, 9] указывают, что уже при $\varepsilon = 1$ в материале наступает предельное упрочнение, после чего, при дальнейшем увеличении степени деформации, роста предела прочности на сдвиг не наблюдается.

Данное положение не нашло экспериментального подтверждения в работе [3], где показано, что касательные напряжения в зоне сдвига определяются выражением:

$$\tau_\phi = \frac{B \varepsilon^c}{1,5c+1} \quad (8)$$

где B и c – константы; ε – относительная деформация.

Авторы указывают, что признаков предельного упрочнения сталей в процессе резания не наблюдается даже при очень высоких степенях относительной деформации. На основании установленного совпадения кривых удельных работ при резании и сжатии с равными степенями деформации доказано также отсутствие существенного влияния температуры и скорости деформации на напряжения в зоне сдвига. Учитывая хорошее соответствие экспериментальных данных выражению (8), в дальнейшем оно использовалось в настоящей работе.

В работах [9–11] показано, что средняя удельная сила трения q_f при резании металлов является инвариантом, и для широкого спектра условий резания изменяется незначительно. При этом величина q_f определяется свойствами обрабатываемого материала: $q_f = 0,6S_B$, где S_B – истинное напряжение обрабатываемого материала в момент образования шейки.

Для косоугольного точения однокромочным инструментом закаленных сталей характерным является большие значения сил, действующих на задней поверхности резца, что связано с длиной активной части режущей

кромки. Приблизительно их величину можно определить в соответствии с известными зависимостями (9–12) [8]:

$$P_{yz} = N_z = q_{NZ} \cdot L \cdot \delta; \quad P_{zz} = F_z = q_{FZ} \cdot L \cdot \delta; \quad P_{xz} = 0 \quad (9)$$

$$q_{NZ} = S_b; \quad q_{FZ} = 0,38 S_b \quad (10)$$

$$L = X_3 - X_1 \quad (11)$$



$$(12)$$

где q_{NZ} , q_{FZ} – нормальная и касательная средние удельные силы резания на задней поверхности инструмента; L – длина активной части режущей кромки; δ – суммарная длина площадки контакта на задней поверхности резца; ρ – радиус округления режущей кромки; $\gamma_k = 60^\circ$ – критическое значение переднего угла; α_k – кинематический задний угол, определенный в направлении вектора скорости резания; h_3 – величина фаски износа на задней поверхности резца.

В качестве примера проведем расчет технологических составляющих силы резания, действующих на передней и задней поверхностях резца при обработке стали ШХ15, закаленной до 60–61 HRC. При расчетах примем истинный предел прочности данного материала в соответствии с [8] $S_B = 2200$ МПа. Обработка производилась инструментом, оснащенным режущей пластиной SNMN 120308 из ПСТМ на основе КНБ «киборит».

Как показывает расчет, уровень сил, действующих на задней поверхности инструмента, при косоугольном точении значительно выше в сравнении с силовой нагрузкой на передней поверхности резца, что связано с малой толщиной среза. Такое соотношение нагрузок в целом является характерным для чистового точения закаленных сталей инструментом, оснащенным ПСТМ на основе КНБ, на передней поверхности которых выполнена упрочняющая фаска. В связи со значительной величиной радиальной составляющей силы на задней поверхности отношение P_y к P_z находится, как правило, в диапазоне 1,1–2,1, увеличиваясь по мере изнашивания инструмента [8]. Отличием обработки косоугольным однокромочным инструментом является значительно более высокие соотношения между составляющими силы резания на передней и задней поверхностях инструмента и, как следствие, между силами P_y и P_z . Оценить величину составляющих и соотношение между ними можно пользуясь расчетными данными, описывающими зависимость составляющих сил резания на передней поверхностях от условий обработки (рис. 3).

Данные расчетов показывают, что с увеличением угла λ от 20° до 60° , составляющие P_y и P_z на передней поверхности уменьшаются в 1,25 и

1,6 раза, а составляющая P_x при $\lambda = 60^\circ$ превосходит по величине силу P_z . В тоже время, на задней поверхности в диапазоне $\lambda = (40-60)^\circ$ наблюдается рост сил. Особенно интенсивно увеличивается радиальная составляющая, что связано с уменьшением кинематического заднего угла (от $8,7^\circ$ при $\lambda = 30^\circ$ до 6° при $\lambda = 60^\circ$), вызывающее увеличение длины контактной площадки на задней поверхности инструмента. Увеличивается также кинематический радиус округления режущей кромки инструмента определяемый в главной секущей плоскости, и как следствие, растет толщина подминаемого режущей кромкой слоя материала, степень деформации которого при этом увеличивается, что приводит к росту нормальных контактных нагрузок на задней поверхности резца. Как видим, даже для острозаточенного инструмента, при косоугольном однокромочном точении характерным является большая величина радиальной составляющей силы резания по отношению с тангенциальной во всем диапазоне применяемых углов наклона. Максимальной величины (1,9) данное соотношение достигает при $\lambda = 60^\circ$.

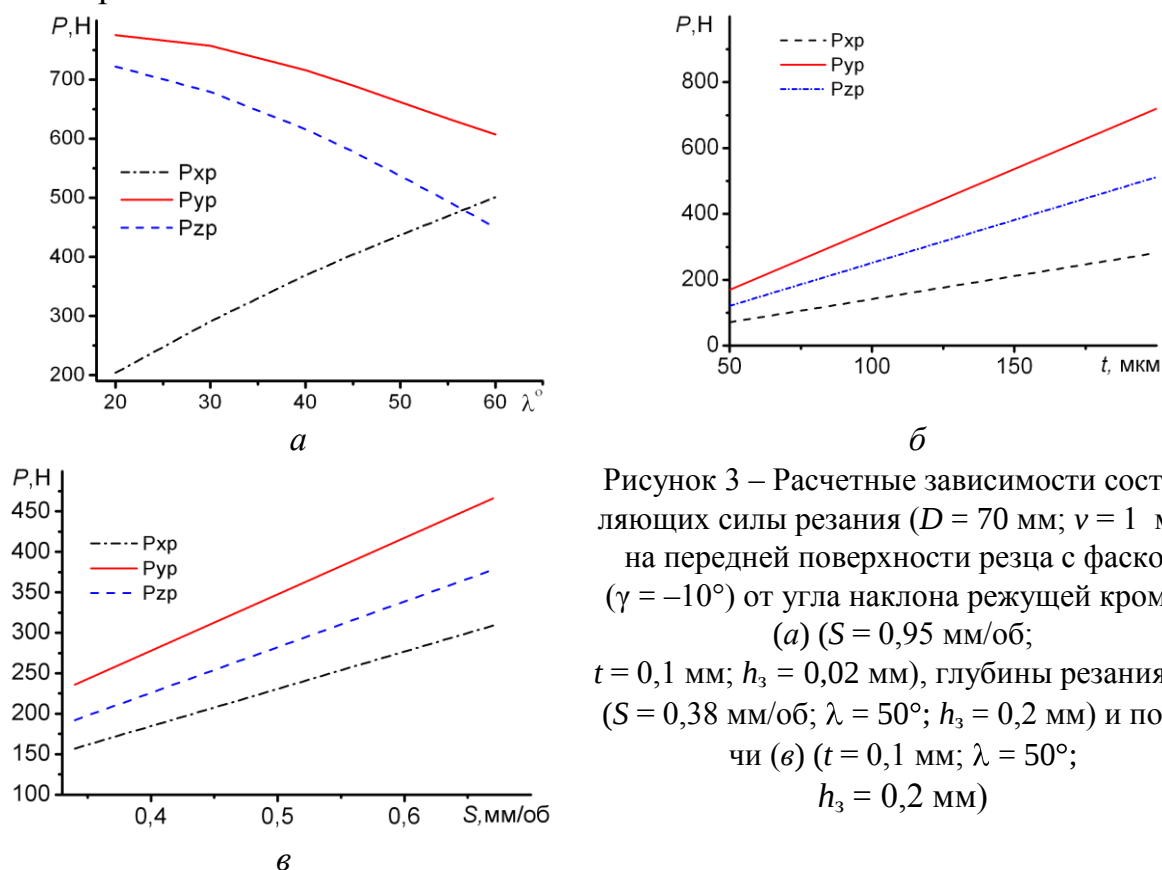


Рисунок 3 – Расчетные зависимости составляющих силы резания ($D = 70$ мм; $v = 1$ м/с) на передней поверхности резца с фаской ($\gamma = -10^\circ$) от угла наклона режущей кромки (а) ($S = 0,95$ мм/об; $t = 0,1$ мм; $h_3 = 0,02$ мм), глубины резания (б) ($S = 0,38$ мм/об; $\lambda = 50^\circ$; $h_3 = 0,2$ мм) и подачи (в) ($t = 0,1$ мм; $\lambda = 50^\circ$; $h_3 = 0,2$ мм)

Приращение площади контакта инструмента с обрабатываемым материалом при увеличении t и S приводит к прямопропорциональному росту всех составляющих силы резания. Глубина резания влияет на силы резания более интенсивно, чем подача, в связи с большим влиянием данного пара-

метра на длину активной части режущей кромки. Следовательно, более выгодным является увеличение подачи, что при одинаковой объемной производительности обеспечит меньшую величину сил резания.

Для острозаточенного инструмента при большой подаче ($S = 0,95$ мм/об), когда толщина среза велика, составляющие силы резания на передней поверхности инструмента больше в сравнении с силами, действующими на задней его грани. Однако уже при ширине фаски износа $h_3 = 0,2$ мм соотношение между составляющими сил на задней и передней поверхностях инструмента достигает больших значений. При $h_3 = 0,2$ мм соотношения между радиальными составляющими P_{yz}/P_y находятся в диапазоне от 4 до 9 раз, а тангенциальная составляющая на задней поверхности больше, чем на передней в 1,2–2,5 раза. Чем меньше подача и глубина резания, а значит и площадь сечения срезаемого слоя, тем выше данные соотношения.

Величина отношений P_y к P_z , определяющего направление вектора результирующей силы резания в плоскости, совпадающей с вектором главной скорости резания и перпендикулярной направлению подачи, составляет при указанных режимах 2,6–4,0 раза, что также значительно выше, чем при обычном твердом точении.

Разработанная модель позволяет оценить влияние угла наклона режущей кромки инструмента на степень пластической деформации обрабатываемого материала. Рост угла λ вызывает уменьшение относительного сдвига в нормальном направлении ε_N , что связано с отклонением направления схода стружки от нормали к режущей кромке, уменьшение нормальной составляющей силы трения на передней поверхности инструмента, приводящее к увеличению угла действия ω и соответствующему росту угла сдвига в плоскости, нормальной к режущей кромке. По мере увеличения угла λ , рост η приводит к более интенсивной деформации материала при его перемещении вдоль режущей кромки и, соответственно, к росту касательной составляющей относительного сдвига ε_T . Степень деформации материала, определяемая суммарным относительным сдвигом ε_Σ , также снижается, хотя и в меньшей степени, чем ε_N и усадка стружки в нормальном направлении ζ . Расчет (рис. 4) показывает, что для указанных условий с увеличением λ от 20° до 60° величины ε_N , ε_Σ и ζ уменьшаются соответственно в 1,6, 1,4, 2,67, а ε_T растет в 1,63 раза. В [4] приводятся сведения о том, что в данном диапазоне изменения угла λ при точении стали твердостью 170 НВ твердосплавным инструментом с $\gamma = 25^\circ$ степень относительной деформации снижалась от 3,0 до 2,4, т.е. в 1,25 раза. В рассматриваемом случае относительная деформация и степень ее уменьшения выше, что связано с большими отрицательными значениями действительного пе-

реднего угла инструмента. Под действительным (или фактическим [12, 13]) передним углом понимается величина переднего угла, определяемая с учетом соотношения между толщиной срезаемого слоя и радиусом округления режущей кромки.

Необходимо отметить, что в связи с малой толщиной среза, средние значения которой зачастую соизмеримы с радиусом округления режущей кромки резца, при расчете сил на передней поверхности важным является учет действительного (фактического) значения переднего угла режущего

инструмента, определяемого по известной формуле $\gamma_0 = \arcsin \frac{r - r_0}{r}$.

Изменение толщины среза вдоль режущей кромки резца (рис. 5, а) обуславливает переменную величину переднего угла (рис. 5, б) и, согласно расчетам, определяет изменение нормальных контактных напряжений вдоль режущей кромки на передней поверхности резца (рис. 5, з).

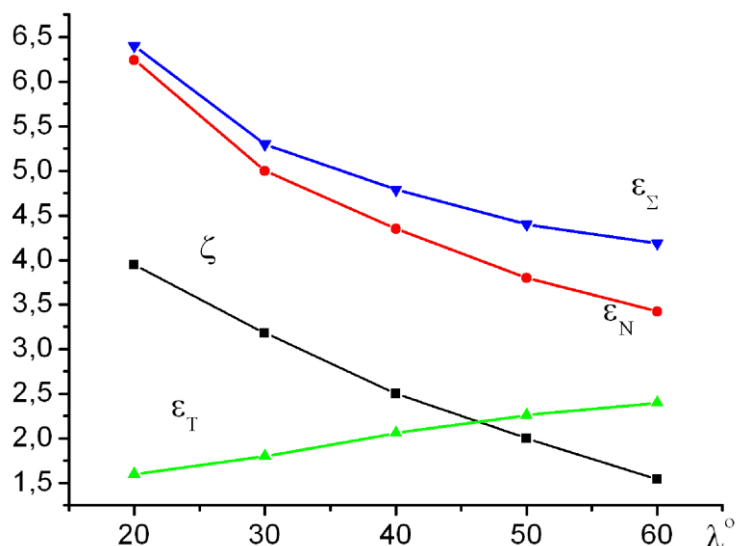


Рисунок 4 – Расчетная зависимость степени пластической деформации обрабатываемого материала от угла наклона режущей кромки ($S = 0,68$ мм/об; $t = 0,1$ мм; $\gamma = -10^\circ$)

На участках режущей кромки, примыкающих к входной и выходной точкам лезвия, наблюдается резкий рост напряжений, обусловленный большим отрицательным значением действительного переднего угла и краевым эффектом, связанным с ростом напряжений при вдавливании жесткого штампа в упругое полупространство [14]. Степень усадки стружки, определенная в нормальном к режущей кромке сечении, также изменяется вдоль режущей кромки, что свидетельствует о неравномерности деформации вдоль кромки и приводит к относительному перемещению частиц материала, переходящего в стружку.

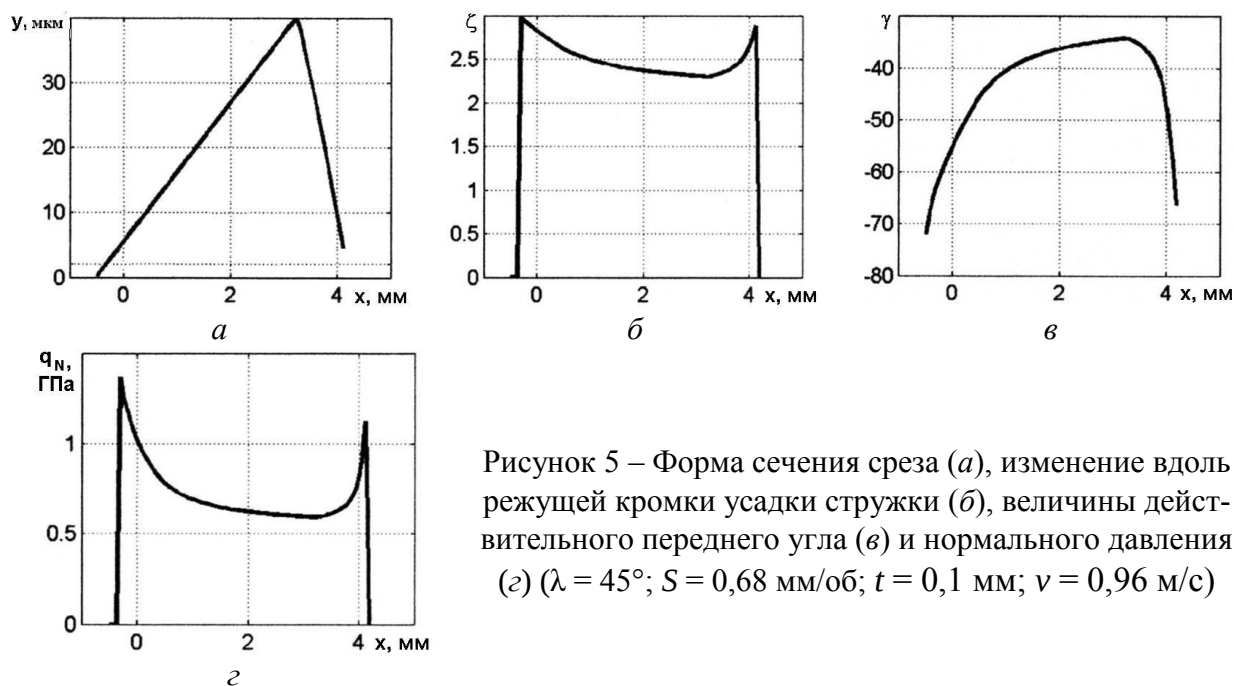


Рисунок 5 – Форма сечения среза (а), изменение вдоль режущей кромки усадки стружки (б), величины действительного переднего угла (в) и нормального давления (г) ($\lambda = 45^\circ$; $S = 0,68$ мм/об; $t = 0,1$ мм; $v = 0,96$ м/с)

Выводы. Разработан алгоритм расчета составляющих силы резания на передней поверхности инструмента, учитывающий переменную вдоль режущей кромки толщину сечения среза. Согласно расчетным данным величина составляющих силы резания на передней поверхности составляет $P_y = 200\text{--}800$ Н; $P_z = 200\text{--}700$ Н; $P_x = 100\text{--}500$ Н при $S = 0,3\text{--}0,95$ мм/об; $t = 0,05\text{--}0,2$ мм; $\lambda = (20\text{--}60)^\circ$.

Переменная величина толщины сечения среза обуславливает изменение вдоль режущей кромки инструмента степени усадки стружки, величин действительного переднего угла и нормального давления.

Список использованных источников: 1. Механика и физико-химия контактного взаимодействия при точении закаленной стали керамическими резцами / С.А. Клименко, Ю.А. Мельничук, М.Ю. Копейкина, В.Н. Ткач // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, 2010. – Вип. 26. – С. 8–18.; 2. Klivenko S.A., Manokhin A.S. Hard “Skiving” Turning // J. of Superhard Materials. – 2009. – vol. 31, № 1. – P 42–55. 3. Теоретический расчет шероховатости обработанной поверхности при безвершинном точении / А. В. Остроухов, К. В. Гузий, Б. И. Димитров, Б. А. Перепелица // Резание и инструмент. – 1990. – № 44. – С. 46–48.; 4. Шевченко Н. А., Кунпер Э. Е. Чистовые лезвийные инструменты с большим углом наклона режущих лезвий // Надежность режущего инструмента: Сб. науч. ст. – 1975. – Вып. 2. – С. 222–228.; 5. Pat. US, В 23 В 27/16, В 23 С 25/06. Cutting tool / Hiroshi Shikata. – 1987. – № 4636117, issued 13.01.1987.; 6. Автоколебания токарных резцов. Часть 1. Основные характеристики автоколебаний / Е. Маруи, С. Эмма, С. Като // Тр. ASME. Конструирование. – 1983. – № 2. – С. 105–117.; 7. Армареги И. Дж., Браун Р. Х. Обработка металлов резанием. – М.: Машиностроение, 1977. – 324 с.; 8. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: в 6-и т. / Под общей ред. Н. В. Новикова. – К.: ИСМ

им. В. Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006.; Т. 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С. А. Клименко. – 2006. – 316 с.; **9.** Автоколебания токарных резцов. Часть 2. Механизм подвода энергии / Е. Маруй, С. Эмма, С. Като // Тр. ASME. Конструирование. – 1983. – № 2. – С. 117–128.; **10.** Васин С. А. Прогнозирование виброустойчивости инструмента при точении и фрезеровании. – М.: Машиностроение, 2006. – 384 с.; **11.** Кривоухов В. А., Петруха П. Г. Резание конструкционных материалов, режущие инструменты и станки. – М.: Машиностроение, 1967. – 654 с.; **12.** Кушнер В. С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластичных материалов. – Иркутск: Изд-во Ирк. ун-та, 1982. – 180 с.; **13.** Полетика М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. – М.: Машиностроение, 1969. – 150 с.; **14.** О структуре поверхностного слоя стали 100Cr6, обработанной лезвийным инструментом из композита-10 / О. А. Розенберг, В. Г. Делеви, С. Е. Шейкин и др. // Сверхтв. материалы. – 1999. – № 5. – С. 57–63.

Bibliography (transliterated): 1. Mehanika i fiziko-himija kontaktnogo vzaimodejstviya pri tochenii zakalenoj stali keramicheskimi rezcami / S.A. Klimenko, Ju.A. Mel'nichuk, M.Ju. Kopejkina, V.N. Tkach // Nadijnist' instrumentu ta op-timizacija tehnologichnih sis-tem: Zb. nauk. prac'. – Kramators'k: DD-MA, 2010. – Vip. 26. – С. 8–18.; 2. Klimenko S.A., Manokhin A.S. Hard “Skiving” Turning // J. of Superhard Materials. – 2009. – vol. 31, № 1. – R 42–55. 3. Teoreticheskij raschet sherohovatosti obrabotannoj poverhnosti pri bezvershinnom tochenii / A. V. Ostrouhov, K. V. Guzij, B. I. Dimitrov, B. A. Perepelica // Rezanie i instrument. – 1990. – № 44. – С. 46–48.; 4. Shevchenko N. A., Kipper Je. E. Chistovye lezviynye instrumenty s bol'shim uglom naklona rezhuvih lezviy // Nadezhnost' rezhuvogo instrumenta: Sb. nauch. st. – 1975. – Vyp. 2. – С. 222–228.; 5. Pat. US, V 23 V 27/16, V 23 S 25/06. Cutting tool / Hiroshi Shikata. – 1987. – № 4636117, issued 13.01.1987.; 6. Avtokolebanija tokarnyh rezcov. Chast' 1. Osnovnye harakteristiki avtokolebanij / E. Marui, S. Jemma, S. Kato // Tr. ASME. Konstruirovanie. – 1983. – № 2. – С. 105–117.; 7. Armarego I. Dzh., Braun R. H. Obrabotka metallov rezaniem. – М.: Mashinostoenie, 1977. – 324 с.; 8. Sverhtverdye materialy. Po-lu-che-nie i primenienie: v 6-i t. / Pod obwey red. N. V. Novikova. – К.: ISM им. В. Н. Бакулja, IPC «АЛКОН» НАНУ, 2006.; Т. 5: Об-ра-ботка материалов лезвийным ин-струментом / Под ред. С. А. Клименко. – 2006. – 316 с.; 9. Avtokolebanija tokarnyh rezcov. Chast' 2. Mehanizm podvoda jenerгии / E. Marui, S. Jemma, S. Kato // Tr. ASME. Konstruirovanie. – 1983. – № 2. – С. 117–128.; 10. Vasin S. A. Prognozirovanie vibroustojchivosti instrumenta pri tochenii i freze-rovanii. – М.: Mashinostoenie, 2006. – 384 с.; 11. Krivouhov V. A., Petruha P. G. Rezanie konstrukcionnyh materialov, rezhuvie instrumenty i stanki. – М.: Mashinostoenie, 1967. – 654 с.; 12. Kushner V. S. Termomehanicheskaja teorija processa nepreryvnogo rezanija plastichnyh materialov. – Irkutsk: Izd-vo Irk. un-ta, 1982. – 180 с.; 13. Poletika M. F. Kontaktnye nagruzki na rezhuvih poverhostjah instrumenta. – М.: Mashinostoenie, 1969. – 150 с.; 14. O strukture poverhnostnogo sloja stali 100Cr6, obrabotannoj lezviynym instrumentom iz kompozita-10 / O. A. Rozenberg, V. G. Delevi, S. E. Shejkin i dr. // Sverhtv. materialy. – 1999. – № 5. – С. 57–63.

В. В. ПЕГЛОВСКИЙ, канд. техн. наук,
В. И. СИДОРКО, д-р техн. наук,
В. Н ЛЯХОВ, г. Киев, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ШЛИФОВАНИЯ ПРИРОДНОГО КАМНЯ

Досліджена і підтверджена при практичному виготовленні виробів з природного каменя можливість призначення раціональних технологічних параметрів шліфування каменя, із застосуванням модернізованих плоскошліфувальних верстатів різних моделей і використання різного алмазно-абразивного інструменту, залежно від приналежності таких каменів до певної групи оброблюваності, з урахуванням їх фізико-механічних властивостей, особливостей хімічного та мінералогічного складу.

Исследована и подтверждена при практическом изготовлении изделий из природного камня возможность назначения рациональных технологических параметров шлифования камня, с применением модернизированных плоскошлифовальных станков разных моделей и использования различного алмазно-абразивного инструмента, в зависимости от принадлежности таких камней к определенной группе обрабатываемости, с учетом их физико-механических свойств, особенностей химического и минералогического состава.

V. V. PEGLOVSKIJ, V. I. SIDORKO, V. N LJAHOV

TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF GRINDING OF THE NATURAL STONE

Investigational and confirmed at the practical making of wares from a natural stone possibility of setting of rational technological parameters of polishing of stone, with the use of the modernized polishing machine-tools of different models and use of different diamond and abrasive instrument, depending on belonging of such stone to the certain group of workability, taking into account their physical and mechanical properties, features of chemical and mineralogical composition.

Введение. При изготовлении изделий из природного камня имеющих форму тел вращения в камнеобрабатывающем производстве применяются токарные станки разных моделей, модернизированные для обработки твердых, но хрупких материалов, какими являются природные камни [1, 2].

Вместе с тем для обработки плоских поверхностей или поверхностей имеющих канавки, фаски, выборки, геометрическая форма которых определяется формой используемого инструмента при изготовлении строительных, интерьерных, производственно-технических или декоративно-