

Ryabenkov I. O., Novikov F. V., Andilayah A. A.

DETERMINATION OF THE TEMPERATURE AT THE CUTTING FINISHING GRINDING

In this paper, a new analytical dependence for determining the temperature of cutting in a finishing method multipass grinding, taking into account the distribution of the heat, leaving the workpiece and the resulting chips are obtained based on a simplified approach to the calculation of cutting temperature during grinding. It has been shown that most of the heat generated during multipass grinding, goes into the workpiece, and the resulting chip away a small part of the heat. Therefore, keeping the heat in the outgoing workpiece, resulting in matching theory and practice of grinding. Theoretically it found that the variation of the heat flux density depth of the surface layer of the workpiece insignificantly affects the absolute values and the variation of temperature during grinding of cutting and heat penetration depth into the surface layer of the workpiece. This is consistent with the results of experimental studies of heat penetration depth of the surface layer of the workpiece, which indicates the validity of the theoretical solutions and the possibility of its practical use to determine the optimum processing conditions during multi-pass grinding on the temperature criterion-tory. It is shown that the main condition for reducing the temperature of cutting when grinding is to reduce the conditional cutting voltage, which has the greatest influence on the cutting temperature. Theoretical found that when, for a given treatment reduced specific productivity for grinding cutting temperature can decrease grinding depth, i.e. application of the set-goprohodnogo grinding. The work also established that, unlike the known solutions of the classical equation of heat conduction during grinding when Glu bean heat penetration into the surface layer of the material is infinite, and therefore can not unambiguously determine the true value of the impaired (defective in terms of thermal exposure) layer treated material in the proposal-decision Gennes heat penetration depth of the surface layer of the material takes the final decision.

Keywords: *multipass grinding, cutting temperature during grinding, surface layer in detail, the depth of penetration of heat, conventional voltage-cut, the density of the heat flow.*

Рецензент: д-р техн. наук, проф. В. В. Суглобов
Статья поступила 24.06.2018 г.

УДК 621.91.01

© Новиков Ф. В., Полянский В. И., Андилахай А. А.

РАСЧЕТ И АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Показано, что применение решения о разрушении бруса под действием продольных сил, при отрицательных передних углах инструмента приводит к отрицательным значениям условного угла сдвига обрабатываемого материала и силы резания. Применение подхода, предложенного профессором Зворыкиным К. А., приводит к положительным значениям параметров силовой напряженности процесса резания. Это в большей степени отражает закономерности процесса стружкообразования при резании.

Ключевые слова: *процесс резания, резец, угол сдвига материала, сила резания, коэффициент трения, условное напряжение резания.*

Постановка проблеми. Эффективное применение в машиностроительном производстве современных металлорежущих станков с ЧПУ типа “обрабатывающий центр” и сборных конструкций твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями требует знания оптимальных условий обработки, обеспечивающих заданные показатели точности и качества обрабатываемых поверхностей с наименьшими энергетическими затратами. Для этого необходимо знать, как частные, так и общие закономерности формирования параметров силовой и тепловой напряженности процесса резания на основе его теоретического представления. В связи с этим в работе рассмотрены существующие подходы к расчету и анализу основных параметров процесса резания и возможности их практического использования для выбора наилучших вариантов механической обработки.

Анализ последних исследований и публикаций. С появлением новых конструкций режущих инструментов и инструментальных материалов, характеризующихся повышенными физико-механическими свойствами, постоянно возникают проблемы выбора рациональных параметров обработки, которые традиционно решаются на основе использования экспериментальных данных, поскольку до настоящего времени отсутствуют методы их аналитического определения. Это связано с чрезвычайной сложностью процесса резания и математического моделирования его закономерностей, расчета сил и температуры резания, стойкости инструмента, параметров качества и точности обрабатываемых поверхностей [1, 2].

В работе [3] расчетно-экспериментальным путем определены параметры силовой и тепловой напряженности процесса резания, что позволило выявить новые условия повышения эффективности процесса резания. Поэтому, используя этот подход, важно провести дальнейшие исследования путей уменьшения силовой напряженности процесса резания. Это позволит более обоснованно подходить к выбору рациональных параметров механической обработки с применением современных дорогостоящих режущих инструментов.

Цель работы – теоретическое обоснование условий снижения силовой напряженности процесса резания для эффективного применения в производстве современных дорогостоящих режущих инструментов.

Изложение основного материала. В работе [3] предложено условия стружкообразования в процессе резания рассматривать с позиции известного решения о разрушении бруса под действием на его торцах двух противоположных продольных сил P . Разрушение бруса в этом случае может произойти вдоль условной плоскости сдвига, расположенной под углом $\beta = 45^0$ к направлению действия сил P . Касательное напряжение τ равно пределу прочности на сдвиг материала бруса $\tau_{сдв} \approx 0,5 \cdot \sigma_{сж}$, а предельная сила $P = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв} = a \cdot b \cdot \sigma_{сж}$, где a , b – толщина и ширина бруса, м; $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие материала бруса, Н/м².

Используя это решение, можно определить условия стружкообразования при резании материала (рис. 1,а). Очевидно, при резании резцом с передним углом γ , равным нулю, и отсутствии трения в зоне контакта передней поверхности резца с обрабатываемым материалом, разрушение материала произойдет в условной плоскости сдвига ОА, расположенной под углом $\beta = 45^0$ к направлению действия тангенциальной составляющей силы резания P_z .

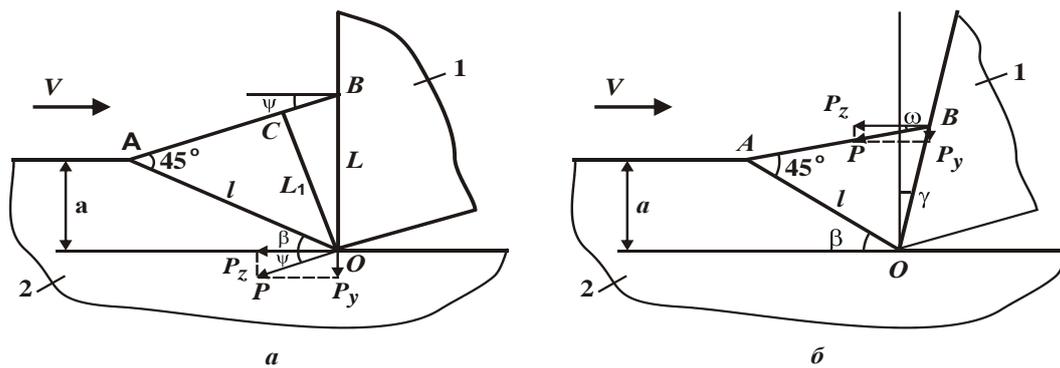


Рисунок 1 – Расчетная схема параметров процесса резания для переднего угла реза $\gamma=0$ (а) и $\gamma>0$ (б): 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал

Если в зоне контакта передней поверхности резца с обрабатываемым материалом имеет место трение, то наряду с тангенциальной составляющей силы резания P_z возникает и радиальная составляющая силы резания P_y (рис. 1,а). В результате суммарная сила резания

$P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}$ будет действовать на брус под некоторым углом ψ , называемым условным углом трения инструмента с обрабатываемым материалом. Для того чтобы определить положение условной плоскости сдвига ОА в этом случае, рассматриваемый брус необходимо расположить в направлении действия силы резания P . Условный угол сдвига обрабатываемого материала β определится из условия равенства суммы углов треугольника ОАВ значению 180° . Так, угол О равен $(90^\circ - \beta)$, угол А равен 45° , а угол В равен $(90^\circ - \psi)$. Суммируя эти три угла, получено: $(90^\circ - \beta) + 45^\circ + (90^\circ - \psi) = 180^\circ$. Откуда

$$\beta = 45^\circ - \psi. \quad (1)$$

Следовательно, условный угол сдвига обрабатываемого материала β тем больше, чем меньше условный угол трения инструмента с обрабатываемым материалом ψ . При предельном значении угла $\psi = 45^\circ$ угол сдвига $\beta = 0^\circ$, т.е. угол сдвига β изменяется в пределах $0 \dots 45^\circ$.

Анализируя известную формулу профессора Зворыкина К. А.:

$$\beta = 45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}, \quad (2)$$

полученную другим методом расчета, видно, что в этом случае при переднем угле реза $\gamma=0$ и угле $\psi = 45^\circ$ угол $\beta = 22,5^\circ$, т.е. условный угол сдвига обрабатываемого материала β изменяется лишь в пределах $22,5 \dots 45^\circ$ (рис. 2). Однако, как известно [4], в процессе резания угол β может принимать значения, значительно меньше $22,5^\circ$, например $\beta = 6^\circ$.

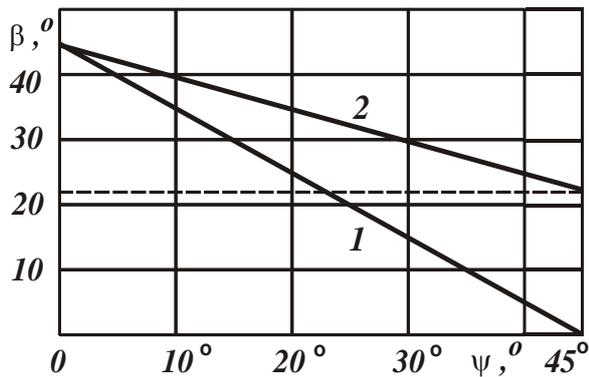


Рисунок 2 – Характер изменения угла β в зависимости от угла ψ :
 1 – расчет по зависимости (1);
 2 – расчет по зависимости (2)

Тогда, следуя зависимости (2), угол ψ должен принимать значения больше 45° , а коэффициент трения $f = \operatorname{tg} \psi$ – значения, большие единицы, что, естественно, физически неосуществимо. С этой точки зрения полученная зависимость (1) позволяет привести в соответствие теоретические и экспериментальные данные, т.к. условный угол трения инструментом с обрабатываемым материалом ψ всегда будет принимать значения меньше 45° , а коэффициент трения $f = \operatorname{tg} \psi$ будет всегда меньше единицы. Исходя из сказанного, зависимость (2) может быть обоснованно применима лишь при небольших значениях условного угла трения инструментом с обрабатываемым

материалом ψ и соответственно коэффициента трения $f = \operatorname{tg} \psi$.

Используя расчетную схему, приведенную на рис. 1,а, можно определить длину L пластического контакта образующейся стружки с передней поверхностью резца. Рассматривая треугольник OAB, согласно теореме синусов, имеем:

$$L = \frac{0,707 \cdot a}{\sin \beta \cdot \sin(45^{\circ} + \beta)}. \quad (3)$$

Из зависимости (3) следует, что с увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β длина L пластического контакта образующейся стружки с передней поверхностью резца уменьшается, причем, довольно интенсивно.

Используя зависимость $P = a \cdot \epsilon \cdot \sigma_{сж}$, определим силу резания P (см. рис. 1,а):

$$P = L_1 \cdot \epsilon \cdot \sigma_{сж} = \frac{0,707 \cdot a \cdot \epsilon \cdot \sigma_{сж}}{\sin \beta}, \quad (4)$$

где $L_1 = l \cdot \sin 45^{\circ} = \frac{a \cdot \sin 45^{\circ}}{\sin \beta}$ – условная ширина бруса, на который действует сила резания P .

В отличие от зависимости $P = a \cdot \epsilon \cdot \sigma_{сж}$, в знаменатель аналогичной зависимости (4) входит дополнительный множитель $\sin \beta$. Поэтому с увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β сила резания P уменьшается, что соответствует известным экспериментальным данным и указывает на достоверность полученной аналитической зависимости.

Тангенциальная составляющая силы резания P_z с учетом зависимостей $\beta = 45^{\circ} - \psi$ и $f = \operatorname{tg} \psi$ определяется:

$$P_z = P \cdot \cos \psi = a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg} \beta}\right) = 2 \cdot a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \frac{1}{(1-f)}. \quad (5)$$

В отличие от зависимости $P = a \cdot \epsilon \cdot \sigma_{сдв}$, в знаменатель зависимости (5) входит множитель $(1-f)$, который показывает, что с увеличением коэффициента трения f от 0 до 1 тангенциальная составляющая силы резания P_z увеличивается и при $f=1$ принимает бесконечное значение. По такому же закону изменяется и радиальная составляющая силы резания P_y :

$$P_y = P \cdot \sin \psi = a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \beta} - 1 \right) = 2 \cdot a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \frac{f}{(1-f)}. \quad (6)$$

Очевидно, $P_y < P_z$, т.к. $f < 1$. Исходя из рис. 1,а, коэффициент резания равен:

$$K_{рез} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg} \psi} = \frac{1}{f} = \frac{1}{\operatorname{tg}(45^\circ - \beta)}. \quad (7)$$

Как видно, с увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β коэффициент резания $K_{рез}$ увеличивается, что согласуется с экспериментальными данными. Суммарная сила резания $P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}$ и, соответственно, условное напряжение резания (энергоёмкость обработки) $\sigma = P_z / a \cdot \epsilon$ с учетом зависимостей (5) и (6) определяются:

$$P = \frac{2 \cdot a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \sqrt{1+f^2}}{(1-f)}; \quad (8)$$

$$\sigma = \frac{2\tau_{сдв}}{(1-f)} = \tau_{сдв} \cdot \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg} \beta} \right). \quad (9)$$

Как следует из зависимостей (8) и (9), суммарная сила резания P и условное напряжение резания σ однозначно определяются коэффициентом трения f : чем он больше, тем больше P и σ . На рис. 3 приведены расчетные значения P , P_z , P_y , $K_{рез}$ и σ в зависимости от угла β во всем диапазоне его изменения для исходных данных: $a = 0,1$ мм, $\epsilon = 3$ мм, $\tau_{сдв} = 400$ Н/мм².

Машинобудування і зварювальне виробництво

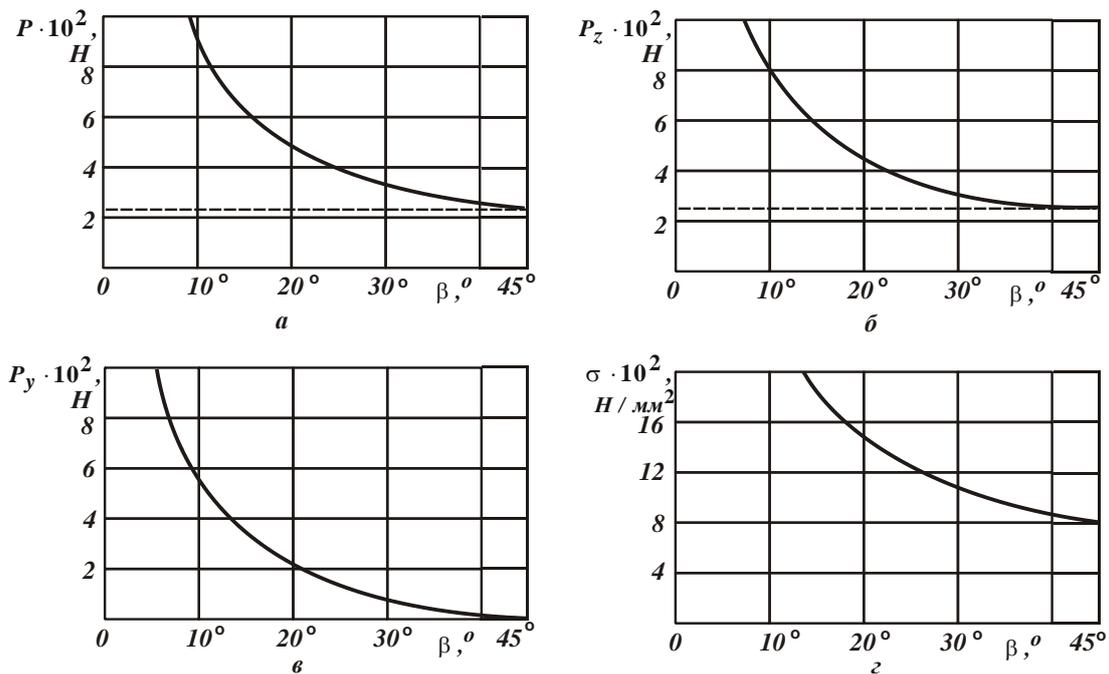


Рисунок 3 – Зависимости параметров P (а), P_z (б), P_y (в) и σ (г) от угла сдвига материала β

На рис. 4 приведены рассчитанные по зависимостям (8), (5), (6) и (9) значения параметров P , P_z , P_y , $K_{рез}$ и σ в зависимости от коэффициента трения f во всем возможном диапазоне его изменения для следующих исходных данных: $a = 0,1$ мм, $\epsilon = 3$ мм, $\tau_{сдв} = 400$ Н/мм².

Как следует из рис. 4, с увеличением коэффициента трения f параметры P , P_z , P_y и σ увеличиваются, принимая чрезвычайно большие значения.

Параметры P_z , P_y и σ могут быть выражены через коэффициент резания $K_{рез}$, представляя его с учетом известной тригонометрической зависимости $tg(x - y) = \frac{tgx - tgy}{1 + tgx \cdot tgy}$ в виде:

$$K_{рез} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{tg \psi} = \frac{1}{tg(45^\circ - \beta)} = \frac{(1 + tg\beta)}{(1 - tg\beta)}. \quad (10)$$

Машинобудування і зварювальне виробництво

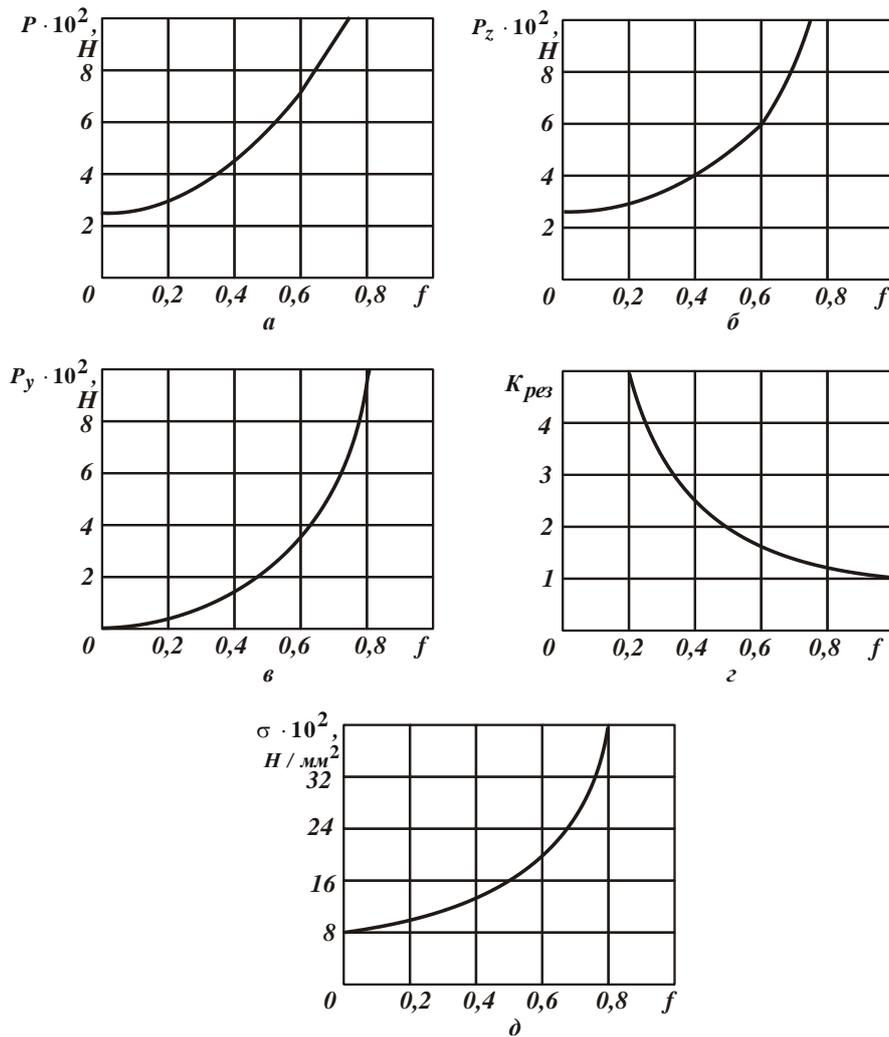


Рисунок 4 – Зависимости параметров P (а), P_z (б), P_y (в), $K_{рез}$ (г) и σ (д) от коэффициента трения f

Тогда зависимость (9) с учетом зависимости (10) выразится:

$$\sigma = \frac{2\tau_{сдв}}{\left(1 - \frac{1}{K_{рез}}\right)} = \frac{2\tau_{сдв} \cdot K_{рез}}{(K_{рез} - 1)}. \quad (11)$$

Считая, что коэффициент резания $K_{рез} > 1$, с его увеличением условное напряжение резания σ уменьшается, что согласуется с экспериментальными данными. При условии $K_{рез} \rightarrow \infty$ условное напряжение резания $\sigma \rightarrow 2\tau_{сдв} \approx \sigma_{сж}$. Это соответствует условиям разрушения прямолинейного бруса под действием продольных сил P . С учетом соотношения $P_z = a \cdot v \cdot \sigma$, имеем:

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв} \cdot K_{рез}}{(K_{рез} - 1)} = \frac{a \cdot v \cdot \sigma_{сж} \cdot K_{рез}}{(K_{рез} - 1)}; \quad (12)$$

Машинобудування і зварювальне виробництво

$$P_y = K_{рез} \cdot P_z = \frac{2 \cdot a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot K_{рез}^2}{(K_{рез} - 1)} = \frac{a \cdot \epsilon \cdot \sigma_{сж} \cdot K_{рез}^2}{(K_{рез} - 1)}. \quad (13)$$

Как видно, тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания изменяются по закону изменения условного напряжения резания σ , причем P_z в большей мере.

Параметры силовой напряженности процесса резания могут быть выражены через коэффициент усадки стружки K_L , используя для этого известную формулу профессора А. Н. Тиме, которая для нулевого переднего угла резца ($\gamma = 0$) упрощается и принимает вид: $tg\beta = 1/K_L$. Тогда $P = a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \sqrt{2 \cdot (K_L^2 + 1)}$; $P_z = a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot (K_L + 1)$; $P_y = a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot (K_L - 1)$; $K_{рез} = \frac{(K_L + 1)}{(K_L - 1)}$; $\sigma = \tau_{сдв} \cdot (K_L + 1)$. На рис. 5 приведены расчетные значения P , P_z , P_y , $K_{рез}$ и σ в зависимости от K_L для исходных данных: $a = 0,1$ мм, $\epsilon = 3$ мм, $\tau_{сдв} = 400$ Н/мм².

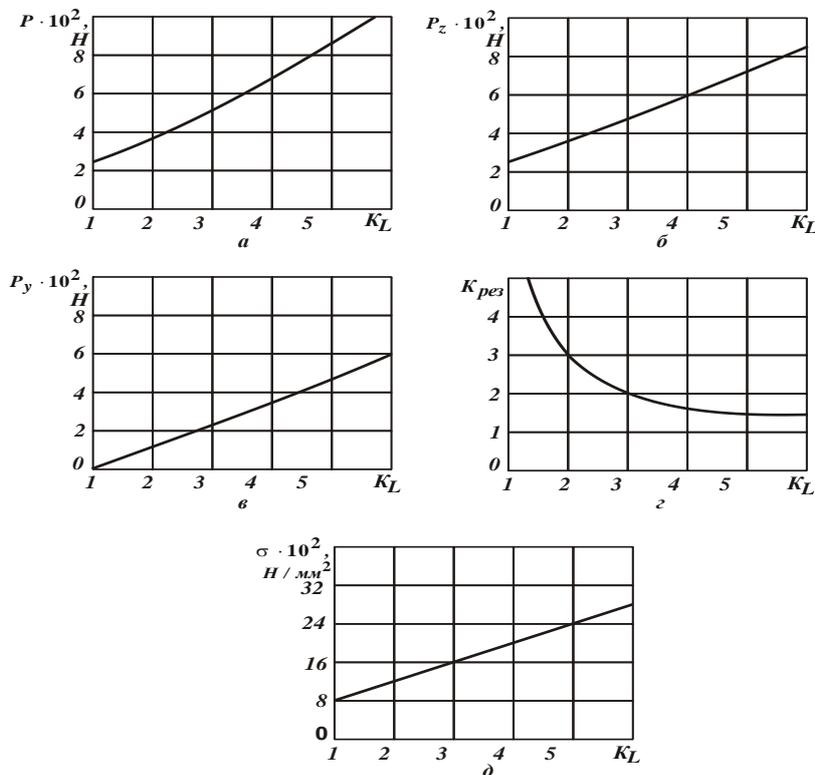


Рисунок 5 – Зависимости P (а), P_z (б), P_y (в), $K_{рез}$ (г) и σ (д) от коэффициента трения f

Как следует из рис. 5, с увеличением коэффициента усадки стружки K_L параметры

P , P_z , P_y и σ непрерывно увеличиваются, а коэффициент резания $K_{рез}$, наоборот, уменьшается. Такая закономерность обусловлена увеличением коэффициента трения f , который связан с K_L зависимостью: $K_{рез} = \frac{1}{f} = \frac{(K_L + 1)}{(K_L - 1)}$, откуда $K_L = \frac{(1 + f)}{(1 - f)} = \frac{(1 + tg\psi)}{(1 - tg\psi)}$.

Исходя из рис. 6,а, коэффициент усадки стружки K_L увеличивается с увеличением

Машинобудування і зварювальне виробництво

коэффициента трения f , принимая при условии $f=1$ бесконечное значение. Причем, в диапазоне $f=0,2 \dots 0,8$ коэффициент усадки стружки K_L принимает значения, соответствующие практическим данным.

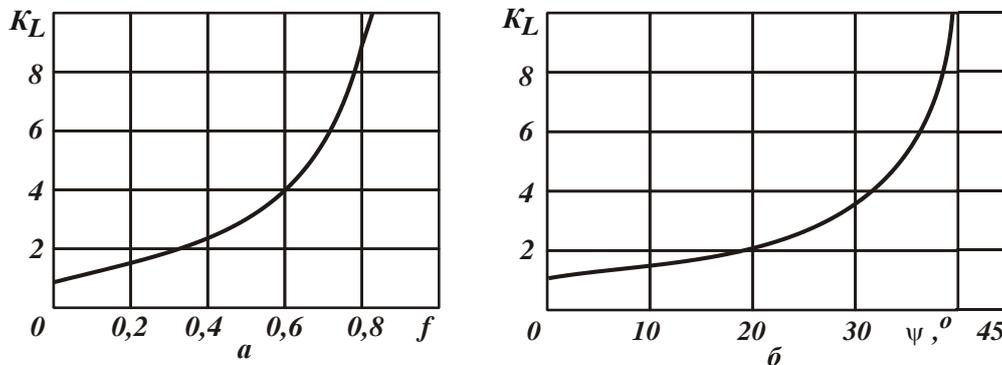


Рисунок 6 – Зависимость K_L от коэффициента трения f (а) и от угла ψ (б)

На рис. 6,б приведены расчетные значения коэффициента усадки стружки K_L . Как видно, при изменении угла ψ от 0 до 45^0 значения K_L изменяются от 1 до бесконечности.

При резании резцом с положительным передним углом ($\gamma > 0$), в расчетной схеме процесса резания (рис. 1,б) изменится лишь условный угол трения инструмента с обрабатываемым материалом ψ , который станет равным углу действия $\omega = (\psi - \gamma)$. В этом случае $\omega < \psi$. Тогда условный угол сдвига обрабатываемого материала β , тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания, условное напряжение резания σ опишутся зависимостями, аналогичными зависимостям, полученным для заданного угла ψ :

$$P_z = a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg}(45^0 - \omega)} \right) = 2 \cdot a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \frac{1}{(1 - \operatorname{tg} \omega)};$$

$$P_y = a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg}(45^0 - \omega)} - 1 \right) = 2 \cdot a \cdot \epsilon \cdot \tau_{сдв} \cdot \frac{\operatorname{tg} \omega}{(1 - \operatorname{tg} \omega)};$$

$$\beta = 45^0 - \omega; \quad K_{рез} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg} \omega}; \quad \sigma = \frac{2\tau_{сдв}}{(1 - \operatorname{tg} \omega)}.$$

Очевидно, уменьшение исходного угла ψ до значения ω за счет уменьшения интенсивности трения при резании и увеличения переднего угла γ приводит к увеличению угла сдвига β , уменьшению тангенциальной P_z и радиальной P_y составляющих силы резания, условного напряжения резания σ . Это объясняет эффективность увеличения переднего угла реза γ .

Из приведенных зависимостей следует, что при условии $(1 - \operatorname{tg} \omega) = 0$, т.е. при условии $\omega = 45^0$ параметры P_z , P_y и σ стремятся к бесконечности. Однако данное условие может быть

выполнимо лишь при углах $\psi = 45^0$; $\gamma = 0^0$. При угле $\gamma > 0$ это условие невыполнимо, т.к. угол $\psi \leq 45^0$, т.е. параметры P_z , P_y и σ не могут принимать бесконечные значения.

При отрицательном переднем угле резца ($\gamma < 0$) условный угол сдвига обрабатываемого материала β может принимать как положительные, так и отрицательные значения. Очевидно, при отрицательных значениях угла β составляющие силы резания P_z , P_y и условное напряжение резания σ принимают отрицательные значения. Это указывает на невозможность осуществления процесса стружкообразования и соответственно процесса резания в данных условиях. Следовательно, согласно приведенному выше теоретическому решению, процесс стружкообразования возможен при положительных и небольших отрицательных значениях переднего угла резца, т.е. при выполнении условия $\omega = (\psi + \gamma) \leq 45^0$. Например, если угол $\psi = 30^0$, то отрицательный передний угол может принимать предельное значение $\gamma = -25^0$. При большем отрицательном переднем угле резца процесс стружкообразования и процесс резания неосуществимы. Вместе с тем, практика абразивной обработки показывает, что процесс стружкообразования происходит и при значительных отрицательных передних углах режущих зерен, достигающих значения $\gamma = -45^0$ и более. Следовательно, процесс стружкообразования при резании подчиняется более сложным закономерностям и не может быть в полной мере описан приведенными выше аналитическими зависимостями, полученными для случая $\beta = 45^0 - \omega$.

Согласно формулы профессора Зворыкина К.А. (2), условный угол сдвига обрабатываемого материала β принимает положительные значения во всем возможном диапазоне изменения угла действия $\omega = 0 \dots 90^0$. Поэтому прекращение процесса стружкообразования в этом случае происходит при угле действия $\omega = 90^0$, что по сравнению со случаем $\beta = 45^0 - \omega$ в большей степени соответствует практике абразивной обработки.

ВЫВОДЫ

Рассмотрены два теоретических подхода к определению параметров силовой напряженности процесса резания, отличающихся пределами изменения условного угла сдвига обрабатываемого материала. Показано, что применение теоретического подхода, основанного на известном решении о разрушении бруса под действием продольных сил, при отрицательных передних углах инструмента приводит к отрицательным значениям условного угла сдвига обрабатываемого материала, составляющих силы резания и условного напряжения резания, что не соответствует условиям стружкообразования при резании. Применение теоретического подхода, предложенного профессором Зворыкиным К. А., приводит к положительным значениям параметров силовой напряженности процесса резания во всем возможном диапазоне изменения передних углов инструмента (включая и отрицательные значения). Это в большей степени отражает закономерности процесса стружкообразования при резании. На основе полученных аналитических зависимостей для определения составляющих силы резания и условного напряжения резания (энергоёмкости обработки) установлены условия снижения силовой напряженности процесса резания лезвийным инструментом, состоящие главным образом в уменьшении угла действия, равного разности условного угла трения инструментального и обрабатываемого материалов и переднего угла инструмента.

Машинобудування і зварювальне виробництво

Список использованных источников:

1. Грановский, Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М. : Высш. школа, 1985. – 304 с.
2. Бобров, В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.
3. Силин, С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10 т. Т. 2 : Механика резания материалов / под общ. ред. Ф. В. Новикова, А. В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.

Novikov F. V., Polyanskiy V. I., Andilahay A. A.

THE CALCULATION AND ANALYSIS OF THE PARAMETERS OF THE POWER INTENSITY OF THE CUTTING PROCESS

We consider two theoretical approaches to the definition of the parameters of the power intensity of the cutting process, characterized by changes outside the conditional shift angle of the processed material. It is shown that the application of a theoretical approach based on the well-known decision of the destruction of the beam under the influence of longitudinal forces at negative front tool angles lead to negative values of the conditional shift angle of the processed material, the components of the cutting force and conditional cutting voltage that does not correspond to chip conditions when cutting. Application of the theoretical approach proposed by Professor K.A. Zvorykin leads to positive values of the parameters of the power intensity of the cutting process in the whole range of possible changes in the front corners of the instrument (including negative values). This largely reflects the chip patterns in cutting process, especially when abrading characterized negative rake angles of the cutting grains. On the basis of analytical dependences for determining the components of cutting force and conditional voltage cutting (energy intensity processing) set conditions reduce the power intensity of the process of cutting blade tool, consisting mainly in the reduction of the angle of action equal to the difference between the conditional friction angle tool and processed materials, and the front corner of the instrument. Spend a theoretic-cal analysis of the patterns of change in the parameters of the power intensity of the cutting process, depending on the nominal angle of the shift of the processed material, the coefficient of the chip shrink, the coefficient of friction on the front face of the blade and the cutting rate, which is the ratio of the tangential and radial components of the cutting forces, and set possible limits of their change. Practical recommendations to improve the efficiency of the process of cutting blade tool.

Keywords: *the process of cutting, cutter, shear angle material cutting force, friction coefficient, a conditional power cut.*

Новіков Ф. В., Полянський В. І., Анділахай О. О.

РОЗРАХУНОК І АНАЛІЗ ПАРАМЕТРІВ СИЛОВОЇ НАПРУЖЕНОСТІ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

Розглянуто два теоретичних підходи до визначення параметрів силової напруженості процесу різання, що відрізняються межами зміни умовного кута зсуву

Машинобудування і зварювальне виробництво

оброблюваного матеріалу. Показано, що застосування теоретичного підходу, заснованого на відомому рішенні про руйнування бруса під дією поздовжніх сил, при негативних передніх кутах інструменту призводить до негативних значень умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу, складових сили різання і умовної напруги різання, що не відповідає умовам стружкоутворення при різанні. Застосування теоретичного підходу, запропонованого професором К. А. Зворикіним, призводить до позитивних значень параметрів силової напруженості процесу різання в усьому можливому діапазоні зміни передніх кутів інструменту (включаючи і негативні значення). Це більшою мірою відображає закономірності процесу стружкоутворення при різанні, особливо при абразивній обробці, яка характеризується негативними передніми кутами ріжучих зерен. На основі отриманих аналітичних залежностей для визначення складових сили різання і умовної напруги різання (енергоємності обробки) встановлені умови зниження силової напруженості процесу різання лезовим інструментом, що складаються головним чином в зменшенні кута дії, рівного різниці умовного кута тертя інструментального та оброблюваного матеріалів і переднього кута інструмента. Проведено теоретичний аналіз закономірностей зміни параметрів силової напруженості процесу різання в залежності від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу, коефіцієнта усадки стружки, коефіцієнта тертя на передній поверхні різця і коефіцієнта різання, рівного відношенню тангенціальної і радіальної складових сили різання, і встановлено можливі межі їх зміни. Надані практичні рекомендації щодо підвищення ефективності процесу різання лезовим інструментом.

Ключові слова: процес різання, різець, кут зсуву оброблюваного матеріалу, сила різання, коефіцієнт тертя, умовна напруга різання.

Рецензент: д-р техн. наук, проф. В. В. Суглобов

Стаття постуила 4.08.2018 г.

УДК 621.791.92

Логвинов Ю. В.

ЗАМКНУТАЯ ФИЛЬТРОВЕНТИЛЯЦИОННАЯ СИСТЕМА ПО НЕЙТРАЛИЗАЦИИ И ЛОКАЛИЗАЦИИ СВАРОЧНОГО АЭРОЗОЛЯ ПРИ НАПЛАВКЕ

В статье рассмотрены вопросы создания замкнутой фильтровентиляционной системы по локализации и нейтрализации сварочного аэрозоля при наплавке согласно международным требованиям по выбросу в атмосферу вредных веществ.

Цель статьи - провести исследования по созданию замкнутой фильтровентиляционной системы выявить оптимальные технические решения и предложить решение как избавиться от ТССА и ГССА значительно улучшить условия труда при наплавке. Необходимо не просто уловить СА, а отфильтровать в замкнутой системе, очистить и подать отфильтрованный чистый воздух в зону наплавки, при этом не должны быть нарушены технология и металлургические свойства процесса наплавки с учетом международных стандартов ISO и требований и нормативов Евросоюза.

Ключевые слова: локализации и нейтрализации, вредные вещества, формализация, общности, новые технологии.

Постановка проблемы: Актуальность вопросов по созданию замкнутой фильтровентиляционной системы (ЗФВС) по нейтрализации и локализации сварочного аэрозоля при наплавке не вызывает сомнений и требует постоянного исследования и анализа.