

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ФИНИШНОЙ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

*Influence of length of a cut by a single grain on power intensity of process of machining is in-process theoretically exhibited.*

*В работе теоретически показано влияние длины среза единичным зерном на силовую напряженность процесса обработки.*

Задачи повышения эффективности финишной абразивной обработки по-прежнему актуальны для машиностроения. В особой мере это относится к улучшению шероховатости и точности обрабатываемых поверхностей. В настоящее время накоплен большой опыт высокоэффективной абразивной обработки. Вместе с тем существуют значительные резервы по улучшению показателей качества обработки. Поэтому целью работы является теоретическое обоснование условий улучшения показателей качества обработки.

Установлено, что достижение высоких показателей точности и шероховатости при финишной обработке ограничено предельными значениями  $a_z / \rho$ , где  $a_z$  - толщина среза;  $\rho$  - радиус округления режущей кромки зерна. По данным проф. Богомоллова Н.И. процесс стружкообразования начинается при значениях  $a_z / \rho = 0,04 \dots 0,08$ , а по данным проф. Крагельского И.В. - при значениях  $a_z / \rho = 0,14 \dots 0,17$ . В связи с этим, важной задачей является изыскание путей уменьшения предельных значений  $a_z / \rho$ .

Как показано в работе [1], предельные значения отношения  $a_z / \rho$  достигаются при условии  $\beta = 0^\circ$  (где  $\beta$  - угол сдвига материала в процессе стружкообразования).

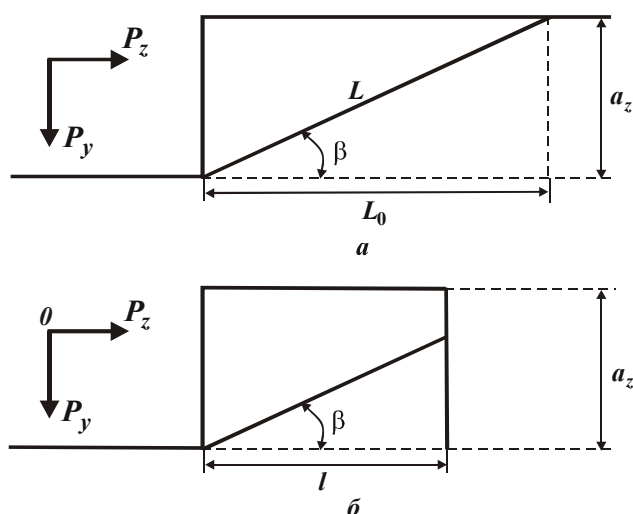


Рисунок 1 - Расчетные схемы параметров стружкообразования.

На рис.1,а показана схема стружкообразования при резании, предложенная проф. Зворыкинским К.А. Используя данную схему и методику расчета параметров силовой напряженности процесса резания [2], проведем анализ выполнения условия  $\beta = 0$ .

Согласно приведенной расчетной схемы, отделение элементарных объемов материала происходит по плоскости сдвига от действия системы сил  $P_z$  и  $P_y$  со стороны отдельного зерна. Касательное напряжение  $\tau$  в плоскости сдвига, расположенной под углом  $\beta$  к направлению движения зерна, определяется

положенной под углом  $\beta$  к направлению движения зерна, определяется

$$\tau = \frac{(P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta)}{S} \cdot \sin \beta, \quad (1)$$

где  $S = a_z \cdot b$  - площадь среза,  $\text{м}^2$ ;  $a_z, b$  - соответственно толщина и ширина среза,  $\text{м}$ ;  $\beta$  - угол сдвига материала.

Из зависимости (1) нетрудно видеть, что с увеличением угла  $\beta$  касательное напряжение  $\tau$  изменяется по экстремальной зависимости: первоначально увеличивается до максимального значения, затем уменьшается, рис. 2.

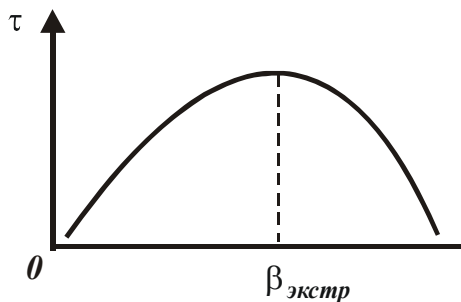


Рисунок 2 – Зависимость касательного напряжения  $\tau$  от угла  $\beta$ .

Для определения положения плоскости сдвига, соответствующей экстремальному значению  $\beta$ , при котором касательное напряжение принимает максимум, продифференцируем функцию  $\tau$ , описываемую зависимостью (1), по  $\beta$  и производную приравняем нулю. В результате получено

$$\operatorname{tg} 2\beta = K_{ш}, \quad (2)$$

где  $K_{ш}$  - коэффициент шлифования.

Выполнить условие  $\beta=0$  можно при условии  $K_{ш} \rightarrow 0$ . Это предполагает существенное превышение радиальной составляющей силы резания  $P_y$  над тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$ , что естественно ведет к повышению силовой напряженности силы резания. Следовательно, выполнение условия  $\beta=0$  по данной схеме стружкообразования предполагает повышение энергоемкости обработки.

Рассмотрим другую схему стружкообразования при резании, показанную на рис. 1,б. Она отличается от первой схемы тем, что производится прерывистое микрорезание. Причем, длина среза  $l$  меньше длины плоскости сдвига  $L_0$  при обычном микрорезании (рис. 1,а). Касательное напряжение  $\tau$  в плоскости сдвига в данном случае определяется зависимостью

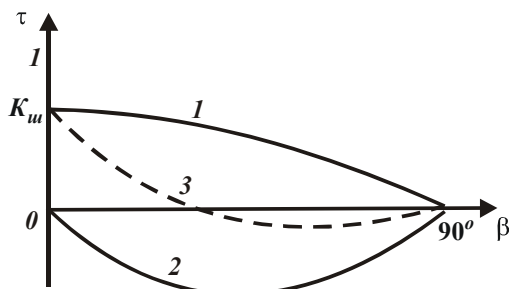


Рисунок 3 - Характер изменения функции  $K_{ш} \cdot \cos^2 \beta$  (кривая 1), функции  $(-0,5 \cdot \sin 2\beta)$  (кривая 2) и суммарной функции  $\tau$  (кривая 3).

Она отличается от первой схемы тем, что производится прерывистое микрорезание. Причем, длина среза  $l$  меньше длины плоскости сдвига  $L_0$  при обычном микрорезании (рис. 1,а). Касательное напряжение  $\tau$  в плоскости сдвига в данном случае определяется зависимостью

$$\tau = \frac{(P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta)}{b \cdot l} \cdot \cos \beta = \frac{P_y \cdot (K_{ш} \cdot \cos^2 \beta - 0,5 \cdot \sin 2\beta)}{b \cdot l}. \quad (3)$$

На рис. 3 показан характер изменения двух слагаемых (функций):  $K_{ш} \cdot \cos^2 \beta$  и  $(-0,5 \cdot \sin 2\beta)$ , а также характер изменения суммарной функции  $\tau$ . Нетрудно видеть, что наибольшее (положительное) значение функции  $\tau$  для различных значений  $K_{ш}$  достигается при  $\beta=0$ . Это указывает на то, что сдвиг материала произойдет в плоскости, определяемой углом  $\beta=0$ .

В данном случае условие  $\beta=0$  реализуется в процессе стружкообразования при резании, тогда как в предыдущем случае оно выполнялось в процессе упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала, т.к. процесс стружкообразования неосуществим. По сути, пришли к принципиально новому решению, исключающему ограничения на предельные значения отношения  $a_z / \rho$ . В результате предельные значения отношения  $a_z / \rho$  практически равны нулю и понятие “предельные значения отношения  $a_z / \rho$ ” теряет физический смысл. В этом нетрудно убедиться, анализируя зависимость (3).

Принимая  $\tau = \tau_{сдв}$  (где  $\tau_{сдв}$  - предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м<sup>2</sup>), при  $\beta=0$  зависимость (3) упростится

$$\tau_{сдв} = \frac{P_z}{\nu \cdot l} \quad \text{или} \quad P_z = \tau_{сдв} \cdot \nu \cdot l. \quad (4)$$

Из зависимости (4) следует, что условие сдвига материала в плоскости  $\beta=0$  определяется лишь тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$ , которая зависит от геометрических параметров  $\nu, l$  и предела прочности обрабатываемого материала на сдвиг  $\tau_{сдв}$ .

Радиальная составляющая силы резания  $P_y$  на выполнение условия  $\beta=0$  не влияет, т.к. она не входит в зависимость (4) и, может принимать любые значения. В предыдущем случае для выполнения условия  $\beta=0$  величина  $P_y$  должна была значительно превышать тангенциальную составляющую силы резания  $P_z$ . Из этого вытекает, что переход к схеме прерывистого микрорезания позволяет уменьшить радиальную и тангенциальную составляющие силы резания. При этом тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$ , согласно зависимости (4), определяется главным образом длиной среза  $l$ . При  $l \rightarrow 0$  можно существенно уменьшить  $P_z$  и соответственно  $P_y$ .

В данном случае степень затупления режущего зерна теоретически не влияет на тангенциальную составляющую силы резания  $P_z$ , она влияет на радиальную составляющую силы резания  $P_y$  - увеличивая ее и уменьшая коэффициент шлифования  $K_{ш} = P_z / P_y$ .

Таким образом, показано существование решения, позволяющего уменьшить предельные значения отношения  $a_z / \rho$  вплоть до нуля. Это открывает новые возможности интенсификации процессов финишной механической обработки, обеспечения чрезвычайно высоких показателей точности и шероховатости обработки. Практической реализацией данного решения является применение абразивной обработки (как связанным, так и свободным абразивом) с изменяющейся во времени траекторией образования микросрезов, в идеале обеспечивая взаимно перпендикулярное наложение микросрезов абразивными зернами. В результате приходим к прерывистому микрорезанию с длинами срезов, равными ширине образующихся микронеровностей на обрабатываемой поверхности.

Важным вопросом является определение условий перехода от первой схемы (рис. 1,а) ко второй схеме (рис. 1,б). Для этого, используя расчетную схему

(рис. 1,а), определим длину плоскости сдвига  $L_0$ :

$$\frac{a_z}{L_0} = \operatorname{tg}\beta. \quad (5)$$

Выразим функцию  $\operatorname{tg}\beta$  через функцию  $\operatorname{tg}2\beta$  и соответственно через коэффициент шлифования  $K_{ш}$ , используя известную тригонометрическую зависимость

$$\operatorname{tg}2\beta = \frac{2 \cdot \operatorname{tg}\beta}{1 - \operatorname{tg}^2\beta}. \quad (6)$$

Разрешая зависимость (6) относительно функции  $\operatorname{tg}\beta$  с учетом зависимости (2), приходим к квадратному уравнению:

$$\operatorname{tg}^2\beta + \frac{2 \cdot \operatorname{tg}\beta}{K_{ш}} - 1 = 0.$$

Решение квадратного уравнения с учетом несложных преобразований:

$$\operatorname{tg}\beta = -\frac{1}{K_{ш}} + \sqrt{\frac{1}{K_{ш}^2} + 1} = \frac{1}{\left(\sqrt{\frac{1}{K_{ш}^2} + 1} + \frac{1}{K_{ш}}\right)} \approx \frac{K_{ш}}{2}. \quad (7)$$

Тогда, с учетом зависимости (5), имеем

$$L_0 = \frac{2 \cdot a_z}{K_{ш}}. \quad (8)$$

Как видим, длина плоскости сдвига  $L_0$  определяется параметрами  $a_z$  и  $K_{ш}$ . Чем больше  $K_{ш}$ , тем меньше  $L_0$ . Следовательно, повышая режущую способность абразивного инструмента (увеличивая коэффициент  $K_{ш}$ ), можно уменьшить длину  $L_0$ . При  $K_{ш} \rightarrow 0$  (при работе затупленным абразивным инструментом) длина  $L_0 \rightarrow \infty$ .

Условием перехода от первой схемы (рис. 1,а) ко второй схеме (рис. 1,б) является выражение  $L_0 = l$ . Тогда с учетом зависимости (8), получим

$$\frac{l}{a_z} = \frac{2}{K_{ш}}. \quad (9)$$

Из зависимости (9) вытекает, что для реализации второй схемы (рис. 1,б) ширина микронеровностей, образующихся на обработанной поверхности, не должна превышать величину  $l$ . В таблице приведены расчетные значения отношения  $l/a_z$  в зависимости от коэффициента шлифования  $K_{ш}$ .

Таблица

Расчетные значения отношения  $l/a_z$

$K_{ш}$	1,0	0,5	0,25	0,1
$l/a_z$	2	4	8	20

При микрорезании единичным зерном величина упругого перемещения  $y$  с

учетом зависимости (4) определяется

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\tau_{сдв} \cdot \nu \cdot l}{c \cdot K_{рез}}. \quad (10)$$

Входящий в зависимость (10) коэффициент резания  $K_{рез}$  определим из расчетной схемы, приведенной на рис. 4

$$K_{рез} = \frac{P_z}{P_y} = \operatorname{tg}(90^\circ - \gamma) = \operatorname{ctg} \gamma, \quad (11)$$

где  $\gamma$  - условный (отрицательный) передний угол режущего зерна, определяется из зависимости

$$\frac{a_z}{\rho} = \frac{\rho - \rho \cdot \sin \gamma}{\rho} = 1 - \sin \gamma. \quad (12)$$

Разрешим зависимость (12) относительно функции  $\sin \gamma$  и подставим полученное выражение в зависимость (11), представляя последнюю в виде

$$K_{рез} = \frac{\cos \gamma}{\sin \gamma} = \frac{\sqrt{1 - \sin^2 \gamma}}{\sin \gamma} = \frac{\sqrt{x \cdot (2 - x)}}{(1 - x)}, \quad (13)$$

где  $x = a_z / \rho$ .

Учитывая то, что  $x < 1$ , в первом приближении примем:  $(2 - x) \approx 2$ ;  $(1 - x) \approx 1$ . Тогда

$$K_{рез} = \sqrt{2 \cdot x} = \sqrt{2 \cdot \frac{a_z}{\rho}}. \quad (14)$$

Как следует из зависимости (14), коэффициент резания  $K_{рез}$  вполне однозначно определяется отношением  $a_z / \rho$ . Чем больше  $a_z / \rho$ , тем больше  $K_{рез}$ .

Входящий в зависимость (10) параметр  $\nu$  (равный максимальной ширине среза), исходя из рис. 4, определяется

$$\nu = 2 \cdot \rho \cdot \cos \gamma. \quad (15)$$

Если подставить в зависимость (10) параметры  $K_{рез}$  и  $\nu$ , определяемые зависимостями (11) и (15), с учетом зависимости (4), то получим

$$\begin{aligned} y &= \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \rho \cdot l}{c} \cdot \sin \gamma \\ &= \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \rho \cdot l}{c} \cdot \left(1 - \frac{a_z}{\rho}\right) = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot l}{c} \cdot (\rho - a_z). \end{aligned} \quad (16)$$

Учитывая то, что  $\rho > a_z$ , зависимость (16) можно упростить:

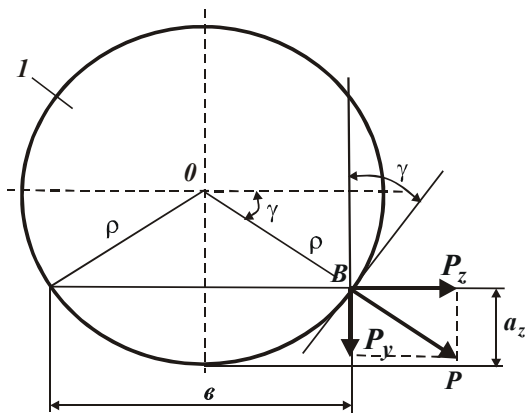


Рисунок 4 – Расчетная схема микро-резания единичным зерном (1).

$$y = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \rho \cdot l}{c}. \quad (17)$$

Как видим, величина упругого перемещения  $y$  не зависит от отношения  $a_z / \rho$ . Это свидетельствует о том, что в процессе резания можно удалить слой материала, равный по толщине упруго-пластически деформируемому слою, определяемому предельным значением отношения  $a_z / \rho = 0,04$ .

Исходя из зависимости (17), величина  $y$  зависит главным образом от радиуса округления режущей кромки  $\rho$  и длины среза  $l$  (ширины микронеровности, образующейся на обрабатываемой поверхности). Чем меньше эти параметры, тем меньше величина  $y$ .

Зависимость (17) справедлива для условий прерывистого микрорезания единичным зерном. Для условий резания абразивным (или алмазно-абразивным) инструментом, содержащим на рабочей поверхности  $n$  зерен, величина  $y$  определится

$$y = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \rho \cdot l}{c} \cdot n. \quad (18)$$

Представим параметр  $n$  в виде:  $n = k \cdot F$ , где  $k$  - поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности алмазно-абразивного инструмента, шт/м<sup>2</sup>;  $F$  - площадь контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью, м<sup>2</sup>.

Тогда зависимость (18) опишется

$$y = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \rho \cdot l}{c} \cdot k \cdot F. \quad (19)$$

Таким образом, получена аналитическая зависимость для расчета величины упругого перемещения  $y$  при резании с определенной (заданной) толщиной среза. Величина упругого перемещения  $y$  определяет точность размера при обработке.

**Список литературы:** 1. *Фадеев В.А.* Математическое моделирование процесса формирования точности и шероховатости при финишной обработке // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. – Труды 8-й Межд. научн.-техн. конф., 9-10 декабря 2003 г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2003. – С. 16-21. 2. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / *А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов.* – Одесса: ОГПУ, 1999.- 450 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией *Ф.В. Новикова* и *А.В. Якимова.* В десяти томах. – Т. 1. “Механика резания материалов”. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией *Ф.В. Новикова* и *А.В. Якимова.* В десяти томах. – Т. 3. “Резание материалов лезвийными инструментами”. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 546 с.