

**Физические закономерности процесса резания
при алмазном шлифовании**

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, Гасанов М.И., канд. техн. наук
(Харьковский государственный экономический университет,
НТУ"ХПИ")

*В работе приведены результаты исследований силовой напряженности
процесса резания при алмазном шлифовании*

Алмазные круги широко применяются при шлифовании труднообрабатываемых материалов. Исследованию алмазного шлифования постоянно уделяется большое внимание [1,2,3]. Однако, имеющиеся результаты в большинстве случаев носят частный характер, т.к. получены экспериментальным путем. Целью данной работы является аналитическое описание процесса микрорезания единичным зерном и установление его физических закономерностей.

Для разработки математической модели процесса микрорезания, рассмотрим режущее зерно в виде сферы, представляя ее пакетом круглых дисков бесконечно малой толщины разных диаметров, как показано на рис. 1. Толщина среза a_{zi} каждым диском будет зависеть от его диаметра и заданной толщины среза $a_{zi} = a_z - (R - R_i)$, где R - радиус зерна (радиус центрального диска); R_i - радиус текущего диска.

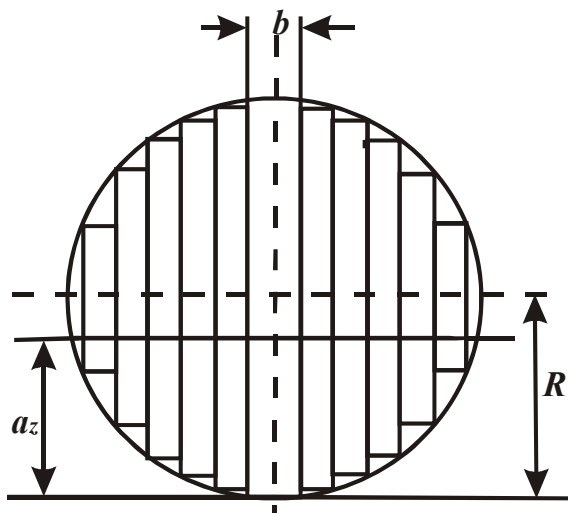


Рис.1. Расчетная схема режущей части зерна.

Рассмотрим закономерности резания центральным диском. Предположим, на диск действует сила P_{y1} , обеспечивающая резание с толщиной среза a_z . При перемещении диска в горизонтальном направлении со скоростью V_0 происходит сжатие передних слоев обрабатываемого материала, рис. 2. В условных плоскостях, расположенных под разными углами к направлению движения диска, возникают напряжения сдвига. Материал будет деформироваться до тех пор, пока в определенной плоскости касательное напряжение достигнет

предельного значения и произойдет сдвиг. В последующем процесс сдвига элементов материала будет периодически повторяться.

Установим положение условной плоскости сдвига, определяемого углом сдвига β . Для этого определим силу F , действующую в плоскости сдвига, путем суммирования элементарных сил, возникающих на элементарных площадках контакта диска с обрабатываемым материалом по методике, приведенной в работах [4,5]. В первом приближении давление P_T примем равным твердости обрабатываемого материала HV . С учетом $P_T = f \cdot P_p$, имеем

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot R \cdot B \cdot [\cos(\varphi + \beta) - f \cdot \sin(\varphi + \beta)] \cdot d\varphi, \quad (1)$$

где B - ширина диска, м; φ - текущее значение угла контакта диска с материалом, град; f - коэффициент трения зерна с материалом.

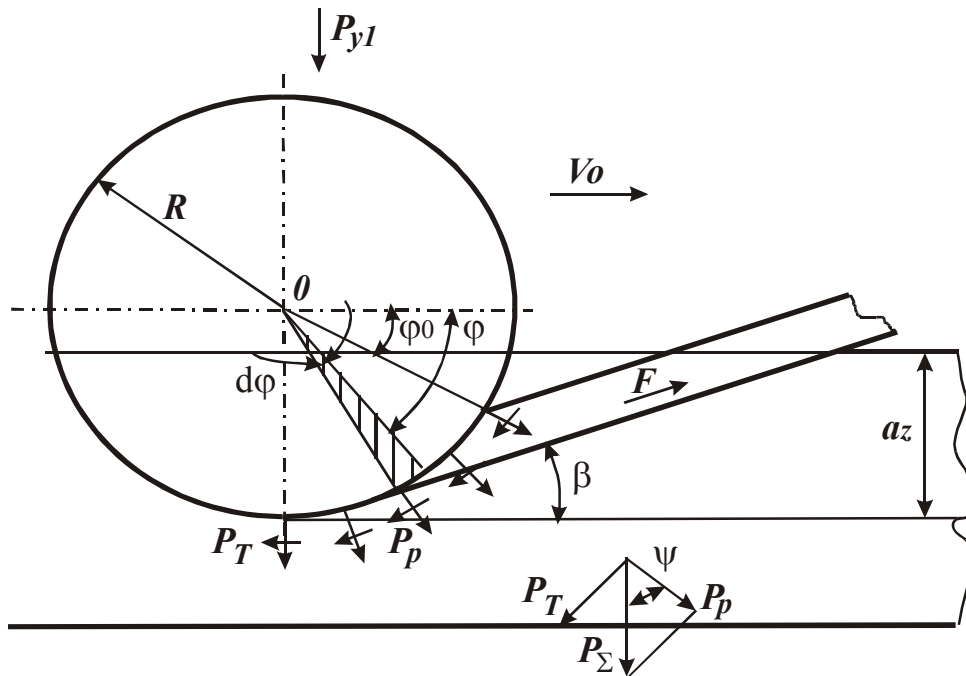


Рис. 2. Расчетная схема параметров процесса микрорезания единичным зерном.

С учетом $f = \operatorname{tg} \psi$ (где ψ - угол трения, рис. 2), зависимость (1) примет вид

$$F = \frac{2 \cdot HV \cdot R \cdot B}{\cos \psi} \cdot \cos \left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \psi + \beta \right) \cdot \sin \left(45^\circ - \frac{\varphi_0}{2} \right), \quad (2)$$

Касательное напряжение τ в плоскости сдвига равно $\tau = F / (B \cdot I)$, где $I = a_z / \sin \beta$ - длина плоскости сдвига, м. С учетом (2), имеем

$$\tau = \frac{2 \cdot HV \cdot R}{a_z \cdot \cos \psi} \cdot \sin \beta \cdot \cos \left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \psi + \beta \right) \cdot \sin \left(45^\circ - \frac{\varphi_0}{2} \right). \quad (3)$$

Напряжение τ неоднозначно зависит от β . С увеличением β за счет множителя $\sin \beta$ оно растет, а за счет множителя $\cos \left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \psi + \beta \right)$ -

уменьшается, рис. 3. Следовательно, напряжение изменяется по экстремальной зависимости от β . Значение β , соответствующее максимуму напряжения τ , определяет положение плоскости сдвига.

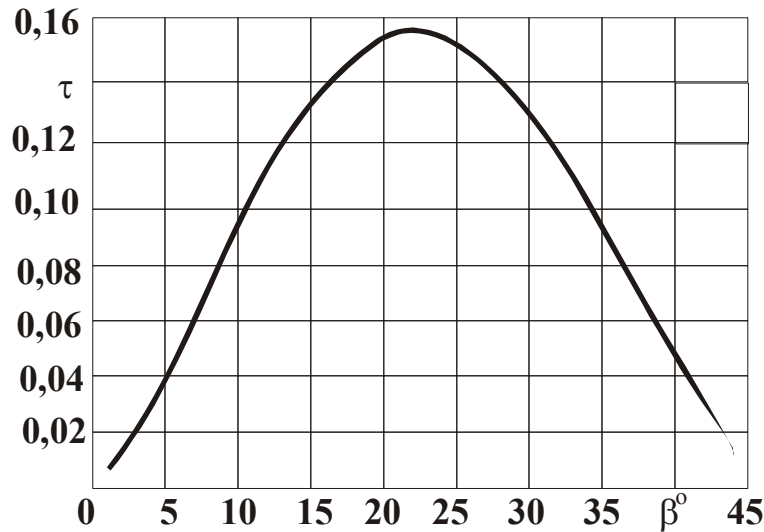


Рис. 3. Зависимость касательного напряжения τ от угла β

Приравнявая производную τ'_β нулю, получим

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4} - \frac{\psi}{2}. \quad (4)$$

Угол β тем больше, чем меньше φ_0 и ψ . Максимальное значение β равно $22,5^\circ$. Разрешая (4) относительно угла φ_0 и подставляя полученное выражение в (3), при условии $\tau = \tau_{сдв}$ (где $\tau_{сдв}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Па), имеем:

$$\sin^2 \beta \cdot \sin(\psi + 2 \cdot \beta) = \frac{a_z \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos \psi}{2 \cdot HV \cdot R}. \quad (5)$$

Зависимость (5) связывает угол сдвига β с основными параметрами процесса микрорезания. С увеличением соотношений a_z / R и $\tau_{сдв} / HV$ угол сдвига β растет, а с увеличением угла трения ψ - снижается. Учитывая небольшие значения угла β ($\beta < 22,5^\circ$), в первом приближении можно принять $\sin \beta \approx \beta$; $\sin(\psi + 2\beta) \approx 2 \cdot \beta$. Зависимость (5) упростится

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{a_z \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV \cdot R}}. \quad (6)$$

Данная зависимость определяет угол сдвига β при резании центральным диском. Для других дисков зависимость (6) примет вид:

$$\beta_i = \sqrt[3]{[a_z - (R - R_i)] \cdot \frac{\tau_{сдв} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV \cdot R_i}}. \quad (7)$$

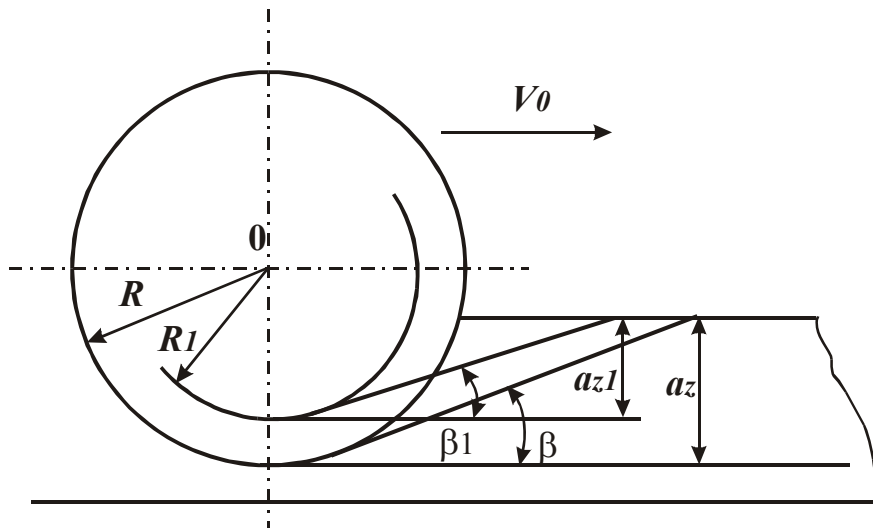


Рис. 4. Схема, иллюстрирующая изменение угла сдвига в зависимости от радиуса диска.

Чем меньше R_i , тем меньше β_i . Наибольший угол сдвига β имеет центральный диск. На рис. 4 графически показан характер изменения угла β_i для различных дисков. На рис. 5 показан вид сверху границы пересечения элементарных плоскостей сдвига с обрабатываемой поверхностью. Граница имеет сложную симметричную форму, что согласуется с экспериментальными данными [1,2,3].

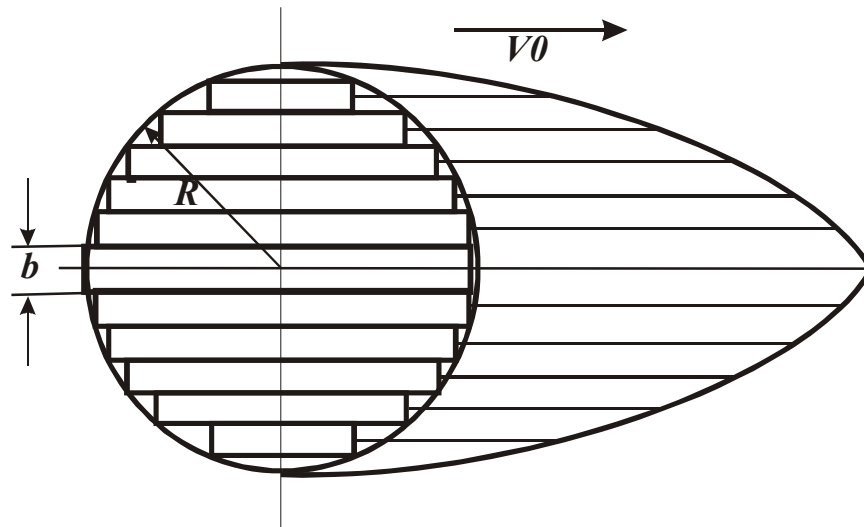


Рис. 5. Схема, иллюстрирующая границу контакта поверхности сдвига с обрабатываемой поверхностью.

Для определения тангенциальной составляющей силы резания P_{z1} рассмотрим бесконечно малую площадку контакта диска с материалом $B \cdot R \cdot d\varphi$ и спроектируем на ось OX действующие на ней силы: $HV \cdot B \cdot R \cdot d\varphi$ и $f \cdot HV \cdot B \cdot R \cdot d\varphi$ (рис. 6). Тогда

$$P_{z1} = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot B \cdot R \cdot d\varphi \cdot [\cos \varphi - f \cdot \cos(90^\circ - \varphi)]. \quad (8)$$

Подставим вместо угла φ_0 разрешенную относительно φ_0 зависимость (4) с учетом $f = \operatorname{tg} \psi$:

$$P_{z1} = \frac{2 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \sin 2\beta \cdot \sin(2\beta + \psi). \quad (9)$$

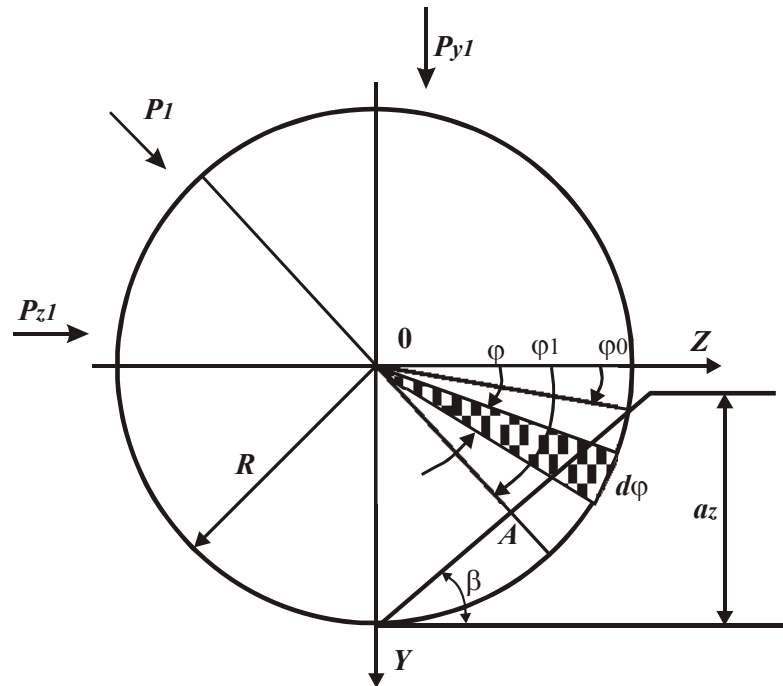


Рис. 6. Расчетная схема сил резания, действующих на зерно.

Принимая $\sin 2\beta \approx 2\beta$; $\sin(2\beta + \psi) \approx 2\beta$ и подставляя в (9) зависимость (6), имеем:

$$P_{z1} = 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{HV \cdot R}{\cos \psi}\right) \cdot (a_z \cdot \tau_{\text{сдв}})^2} = \frac{8 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \beta^2. \quad (10)$$

Сила P_{z1} увеличивается с ростом всех входящих в (10) параметров. Уменьшить P_{z1} при $a_z = \text{const}$ можно уменьшением R и ψ , т.е. резанием “острым” зерном с применением технологических сред, снижающих коэффициент трения зерна с обрабатываемым материалом.

Для определения силы P_{y1} спроектируем элементарные силы, действующие на площадке $B \cdot R \cdot d\varphi$, на ось OY и проинтегрируем полученное выражение в пределах изменения угла φ - от φ_0 до 90° (рис. 6).

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \sin\left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \psi\right) \cdot \sin\left(45^\circ - \frac{\varphi_0}{2}\right). \quad (11)$$

Подставим вместо φ_0 зависимость (4), разрешенную относительно φ_0 с учетом $f = \operatorname{tg} \psi$:

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \cos 2\beta \cdot \sin(2\beta + \psi). \quad (12)$$

В силу малости углов β и ψ возможны упрощения: $\cos 2\beta \approx 1$; $\sin(2\beta + \psi) \approx 2\beta$. Тогда

$$P_{y1} = \frac{4 \cdot HV \cdot B \cdot R}{\cos \psi} \cdot \beta . \quad (13)$$

С учетом зависимости (6) сила P_{y1} выразится

$$P_{y1} = 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{HV \cdot R}{\cos \psi}\right)^2 \cdot (a_z \cdot \tau_{сдв})} . \quad (14)$$

Сила P_{y1} тем больше, чем больше параметры HV , R , a_z , $\tau_{сдв}$, ψ . В отличие от зависимости (10), в (14) первый множитель подкоренного выражения входит в большей степени, а второй множитель – в меньшей степени. Следовательно, силу P_{z1} определяют параметры a_z и $\tau_{сдв}$, а силу P_{y1} – параметры HV и R . Коэффициент резания-царапания $K_{рез} = P_{z1} / P_{y1}$ описывается

$$K_{рез} = 2 \cdot \beta = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot a_z \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos \psi}{HV \cdot R}} . \quad (15)$$

Коэффициент $K_{рез}$ тем больше, чем больше соотношения a_z / R и $\tau_{сдв} / HV$ и меньше угол ψ

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{HV \cdot R}{a_z \cdot \cos \psi} \cdot \tau_{сдв}^2} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\beta} . \quad (16)$$

Чем тверже и прочнее обрабатываемый материал, тем больше σ . Уменьшить σ можно за счет увеличения соотношения a_z / R и угла ψ . Как и коэффициент $K_{рез}$, условное напряжение резания σ вполне однозначно определяется углом сдвига β . С его увеличением σ уменьшается, а $K_{рез}$ – возрастает.

Из зависимостей (15) и (16) вытекает, что произведение параметров $K_{рез} \cdot \sigma$ – постоянная величина, равная $4 \cdot \tau_{сдв}$. Это позволяет по произведению $K_{рез} \cdot \sigma$ оценить характер протекания процесса микрорезания, в частности, отдельно учесть долю резания и трения в энергетическом балансе процесса резания. Данный вывод согласуется с результатами исследований резания единичным зерном в виде конуса [4].

При резании зерно изнашивается, радиус округления его режущей кромки R увеличивается. В соответствии с зависимостями (10), (14), (15) и (16), это ведет к росту P_{z1} , P_{y1} , σ и уменьшению $K_{рез}$. Выразим R через величину линейного износа зерна x , представляя зерно в виде усеченного конуса с углом при вершине 2γ , рис. 7. Радиус вписанной окружности равен R , тогда выполняется соотношение

$$\frac{R}{R+x} = \sin \gamma , \quad \text{откуда} \quad R = x \cdot \frac{\sin \gamma}{(1 - \sin \gamma)} . \quad (17)$$

Угол сдвига β с учетом зависимости (17), выразится

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{a_z \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV \cdot x} \cdot \frac{(1 - \sin \gamma)}{\sin \gamma}} . \quad (18)$$

Чем больше x и γ , тем меньше β . Это согласуется с экспериментальными данными проф. Сагарды А.А. [1], например, с полученной им эмпирической зависимостью:

$$K_{рез} = 1,8 \cdot k \cdot \left(1 - \frac{2\gamma}{\pi}\right), \quad (19)$$

где k - коэффициент, равный для хрупких сталей 0,5; для вязких сталей – 1,1.

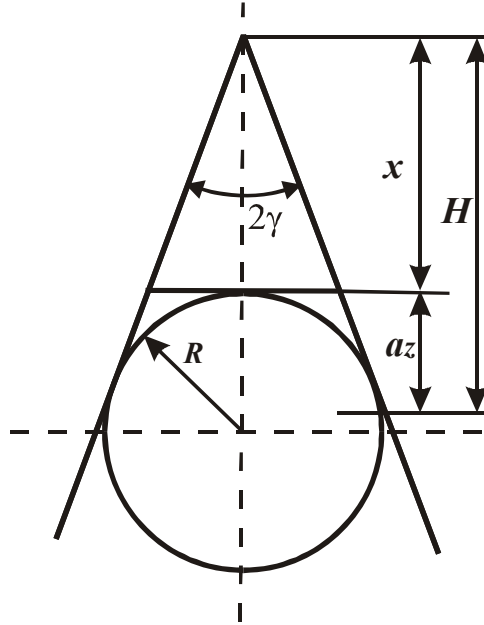


Рис.7. Расчетная схема параметров шлифования.

С учетом величины x параметры P_{z1} , P_{y1} , σ выражаются:

$$P_{z1} = 3 \cdot b \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot x \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}\right] \cdot (a_z \cdot \tau_{сдв})^2}, \quad (20)$$

$$P_{y1} = 3 \cdot b \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot x \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}\right] \cdot (a_z \cdot \tau_{сдв})^2}, \quad (21)$$

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot x \cdot \sin \gamma}{a_z \cdot \cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}\right] \cdot \tau_{сдв}^2}. \quad (22)$$

Увеличение x ведет к росту P_{z1} , P_{y1} , σ , причем, силы P_{y1} в большей степени, что связано с ухудшением условий вдавливания зерна в обрабатываемый материал. Сравним полученные зависимости с известными зависимостями проф. Сагарды А.А. [1]:

$$P_{y1} = 3,86 \cdot HV \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (\operatorname{tg} \gamma + 0,3) \cdot h_g^2, \quad (23)$$

$$\sigma = 6,94 \cdot HV \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma}{\pi}\right) \cdot (\operatorname{tg} \gamma + 0,3) \cdot \frac{k}{k_1}, \quad (24)$$

где h_g - глубина внедрения зерна в виде “острого” конуса в обрабатываемый материал, мм; HV - твердость обрабатываемого материала по Виккерсу, кгс/мм².

В отличие от зависимостей (23) и (24), зависимости (20), (21), (22) содержат величину линейного износа зерна x и в явном виде параметр $\tau_{\text{сдв}}$. Это позволяет более полно учесть закономерности микрорезания отдельным зерном. Геометрически параметры a_z , x взаимосвязаны посредством параметра H (рис. 7): $H = a_z + x$. Используя безразмерный параметр $\eta = x/H$, определяющий степень затупления зерна [115], толщина среза a_z выразится:

$$a_z = x \cdot \frac{(1-\eta)}{\eta}. \quad (25)$$

Подставляя (25) в (18), имеем:

$$\beta = 3 \sqrt[3]{\frac{\tau_{\text{сдв}} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV} \cdot \frac{(1-\eta)}{\eta} \cdot \frac{(1-\sin \gamma)}{\sin \gamma}}. \quad (26)$$

Угол сдвига β вполне однозначно определяется параметром η , изменяющимся в пределах $0 \dots 1$. Значения $\eta \rightarrow 0$ соответствуют работе “острым” зерном, значения $\eta \rightarrow 1$ - работе затупленным зерном. В реальных условиях $\eta = \eta_0 \dots 1$, где $\eta_0 > 0$.

Составляющие силы резания P_{z1} , P_{y1} и параметры σ , $K_{\text{рез}}$ с учетом (25) выражаются (принимая в первом приближении $B = x$).

$$P_{z1} = 3 \cdot x^2 \cdot 3 \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1-\sin \gamma)} \right] \cdot \left[\frac{(1-\eta) \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\eta} \right]^2}, \quad (27)$$

$$P_{y1} = 3 \cdot x^2 \cdot 3 \sqrt[3]{\left[\frac{HV \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1-\sin \gamma)} \right]^2 \cdot \frac{(1-\eta) \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\eta}}, \quad (28)$$

$$K_{\text{рез}} = 2 \cdot 3 \sqrt[3]{\frac{\tau_{\text{сдв}} \cdot \cos \psi}{4 \cdot HV} \cdot \frac{(1-\eta)}{\eta} \cdot \frac{(1-\sin \gamma)}{\sin \gamma}}, \quad (29)$$

$$\sigma = 3 \cdot 3 \sqrt[3]{\frac{HV \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1-\sin \gamma)} \cdot \frac{\eta}{(1-\eta)} \cdot \tau_{\text{сдв}}^2}. \quad (30)$$

Увеличить $K_{\text{рез}}$ и уменьшить σ можно уменьшением безразмерного параметра η . Из зависимостей (17) и (25) следует соотношение:

$$\frac{a_z}{R} = \frac{(1-\eta)}{\eta} \cdot \frac{(1-\sin \gamma)}{\sin \gamma}. \quad (31)$$

Чем больше параметр η , тем меньше a_z/R . При $\eta \rightarrow 1$ выполняется условие $(a_z/R) \rightarrow 0$.

Таблица 1

Расчетные значения a_z/R

η	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$a_z/R, (\gamma=45^\circ)$	3,87	1,72	1,0	0,65	0,43	0,29	0,18	0,10	0,048	0
$a_z/R, (\gamma=60^\circ)$	1,35	0,6	0,35	0,22	0,15	0,10	0,06	0,035	0,016	0

По данным проф. Богомолова Н.И., стружкообразование начинается при $a_z / R = 0,4 \dots 0,8$, а по данным проф. Крагельского И.В. – при $a_z / R = 0,14 \dots 0,17$. Наиболее интенсивный процесс стружкообразования наступает при $a_z / R = 0,25 \dots 0,35$.

Исходя из табл. 1 процесс стружкообразования происходит: для $\gamma = 45^\circ$ при $\eta < 0,9$; для $\gamma = 60^\circ$ при $\eta < 0,7$. Угол $\gamma = 45^\circ \dots 60^\circ$ принят на основании приведенных в работах проф. Семко М.Ф., проф. Сагарды А.А. данных обмера алмазных зерен.

Зная экспериментальные значения параметра η для реальных условий шлифования, по зависимости (31) можно установить соотношение a_z / R . Это открывает новые возможности исследования процесса шлифования и его эффективного применения.

Согласно экспериментальным данным, приведенным в работе [1], с увеличением силы P_{y1} (при микрорезании алмазным конусом: $2\gamma = 120^\circ$ и $R = 20$ мкм) коэффициент $K_{рез}$ возрастает до определенного значения, затем становится почти постоянным, рис. 8. При этом толщина среза a_z с увеличением P_{y1} возрастает, рис. 9 [1].

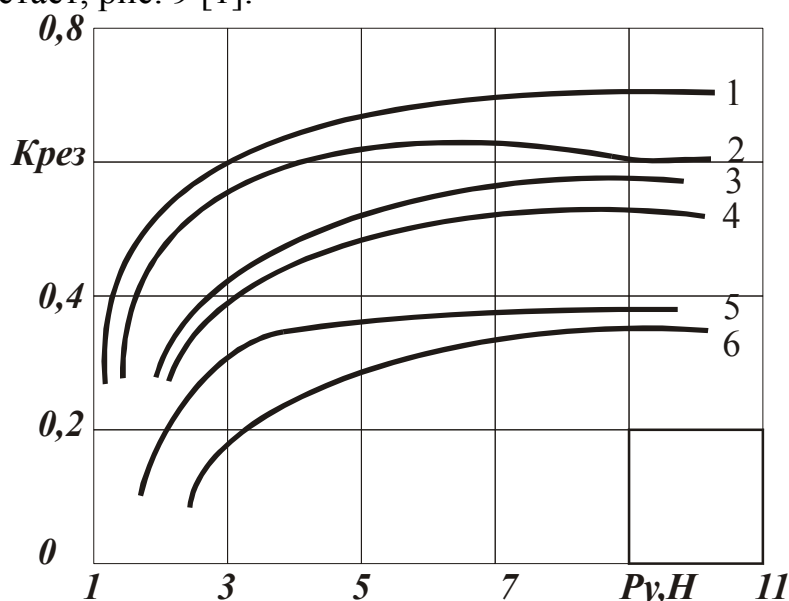


Рис.8. Зависимость коэффициента резания $K_{рез}$ от силы P_{y1} : 1 – медь (60 HV); 2 – никель (110 HV); 3 – армко-железо (118 HV); 4 – сталь 45 (180 HV); 5 – каленая сталь 45 (520 HV); 6 – твердый сплав ВК6 (1500 HV).

Это согласуется с расчетной зависимостью (15), т.к. с увеличением толщины среза a_z (при постоянных значениях HV , R , $\tau_{сдв}$, ψ) коэффициент резания $K_{рез}$ увеличивается.

Уменьшение $K_{рез}$ с увеличением твердости обрабатываемого материала HV (рис. 8) связано с уменьшением в зависимости (15) соотношения $\tau_{сдв} / HV$. Например, для твердого сплава ВК8 оно меньше, чем для стали и меди.

В табл. 2 приведены расчетные данные коэффициента $K_{рез.расч}$ при микрорезании каленой стали, полученные по зависимости (15) с использованием экспериментальных значений толщины срезов a_z (рис. 9). Для сравнения в табл. 2 приведены экспериментальные значения $K_{рез.эксп}$, взятые из рис. 8.

Таблица 2

Значения коэффициента резания ($R = 20$ мкм; $HV = 5200$ МПа; $\tau_{сдв} = 700$ МПа; $\psi = 30^\circ$)

P_{y1}	2,0	3,0	5,0	7,0	9,0
$K_{рез.расч}$	0,26	0,29	0,33	0,36	0,37
$K_{рез.эксп}$	0,2	0,3	0,35	0,35	0,35

При $P_{y1} \geq 3,0$ Н расхождение расчетных и экспериментальных значений коэффициента резания составляет до 10%, что свидетельствует о достоверности полученных теоретических зависимостей.

В табл. 3 приведены рассчитанные по зависимости (31) значения безразмерного параметра η с учетом экспериментальных данных соотношения a_z / R для $\gamma = 60^\circ$ (рис. 9).

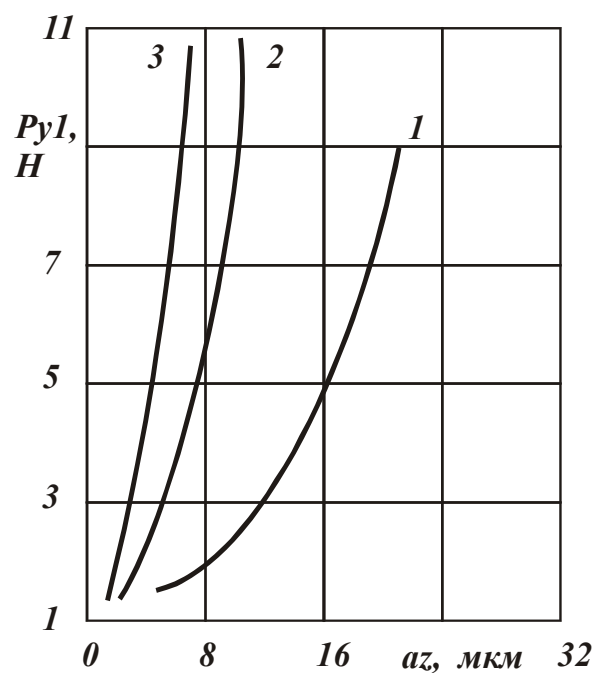


Рис. 9. Зависимость силы P_{y1} от толщины среза a_z ($2\gamma = 120^\circ$, $R = 30$ мкм):

1 – медь (60 HV); 2 – сырая сталь У8 (190 HV); 3 – каленая сталь У8 (590 HV).

Таблица 3

Расчетные значения η

$P_{y1}, Н$	2,0	3,0	5,0	7,0	9,0
a_z / R	0,075	0,1	0,15	0,2	0,22
η	0,674	0,607	0,508	0,436	0,413

Расчетная зависимость для определения η имеет вид:

$$\eta = \frac{1}{\left[1 + \frac{a_z}{R} \cdot \frac{\sin \gamma}{(1 - \sin \gamma)} \right]}. \quad (32)$$

Для $\gamma = 60^\circ$:

$$\eta = \frac{1}{1 + 6,46 \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (33)$$

Исходя из табл. 3, с увеличением силы P_{y1} значения a_z / R увеличиваются, а параметра η - уменьшаются в пределах $\eta < 1$. Согласно зависимости (29), уменьшение η ведет к увеличению коэффициента резания $K_{рез}$, что соответствует экспериментальным данным.

Таким образом, получены теоретические решения, которые позволяют более глубоко раскрыть физическую сущность алмазного шлифования, определяют пути его интенсификации.

Список литературы

1. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 352 с.
2. Захаренко И.П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. – К.: Наук. думка, 1981. – 300 с.
3. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
4. 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.
5. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования. – Автореф. дис. .. докт. техн. наук. – Одесса, 1995. – 36 с.