

**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.

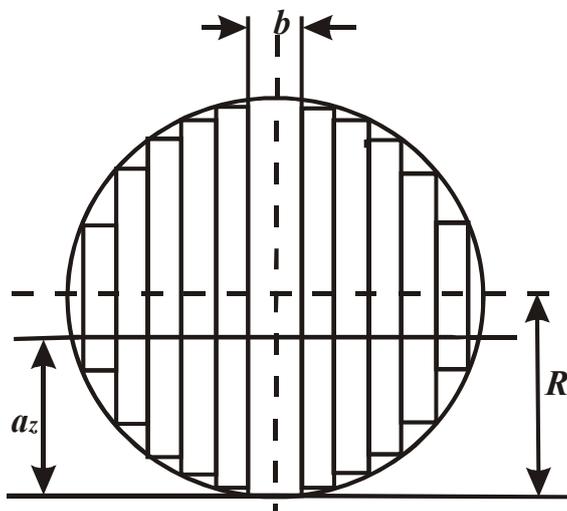


Рис.1. Расчетная схема режущей части зерна.

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  $\beta$ . 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;  $\varphi$  - текущее значение угла контакта диска с материалом, град;  $f$  - коэффициент трения зерна с материалом.

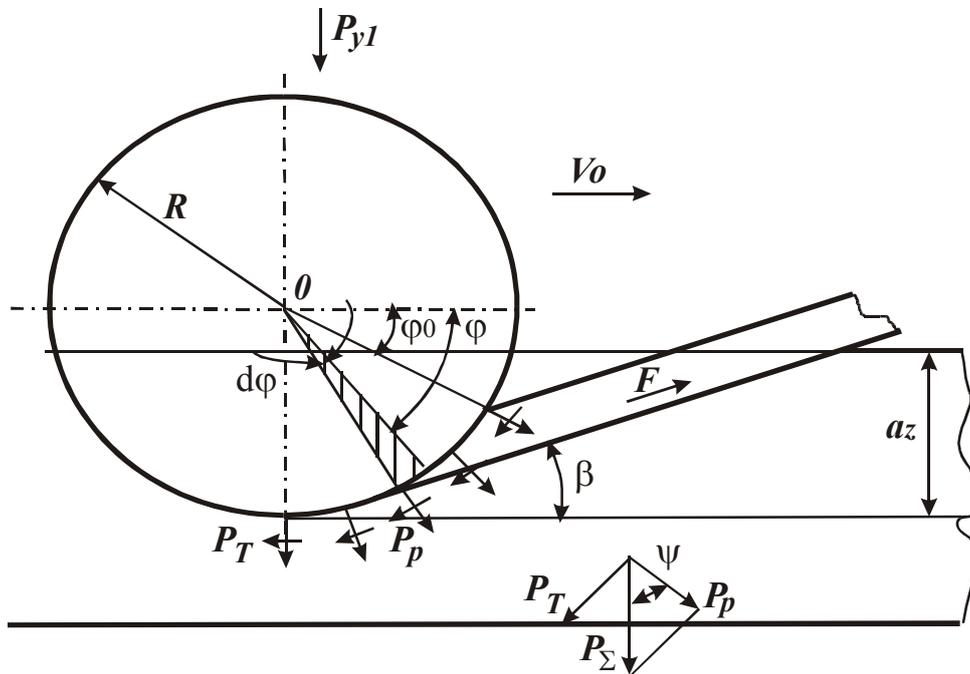


Рис. 2. Расчетная схема параметров процесса микрорезания единичным зерном.

С учетом  $f = \operatorname{tg} \psi$  (где  $\psi$  - 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  $\tau$  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  $\tau$  неоднозначно зависит от  $\beta$ . С увеличением  $\beta$  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  $\beta$ . Значение  $\beta$ , соответствующее максимуму напряжения  $\tau$ , определяет положение плоскости сдвига.

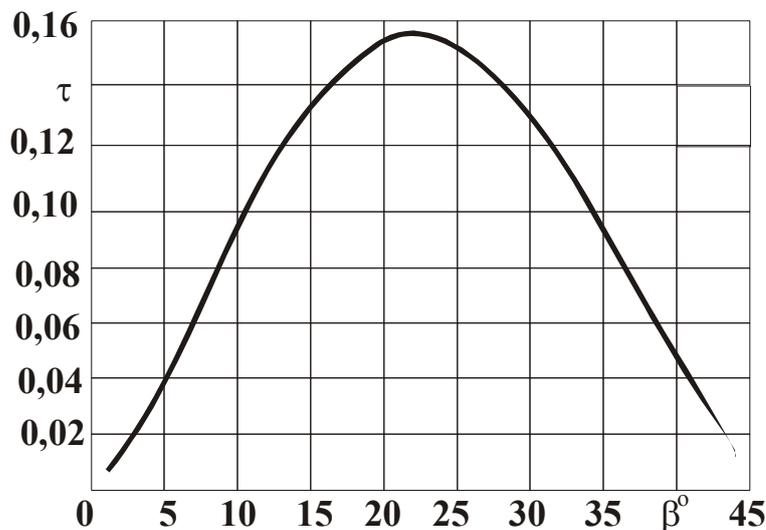


Рис. 3. Зависимость касательного напряжения  $\tau$  от угла  $\beta$

Приравнявая производную  $\tau'_\beta$  нулю, получим

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

Угол  $\beta$  тем больше, чем меньше  $\varphi_0$  и  $\psi$ . Максимальное значение  $\beta$  равно  $22,5^\circ$ . Разрешая (4) относительно угла  $\varphi_0$  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  $\beta$  с основными параметрами процесса микрорезания. С увеличением соотношений  $a_z / R$  и  $\tau_{сдв} / HV$  угол сдвига  $\beta$  растет, а с увеличением угла трения  $\psi$  - снижается. Учитывая небольшие значения угла  $\beta$  ( $\beta < 22,5^\circ$ ), 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  $\beta$  при резании центральным диском. Для других дисков зависимость (6) примет вид:

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

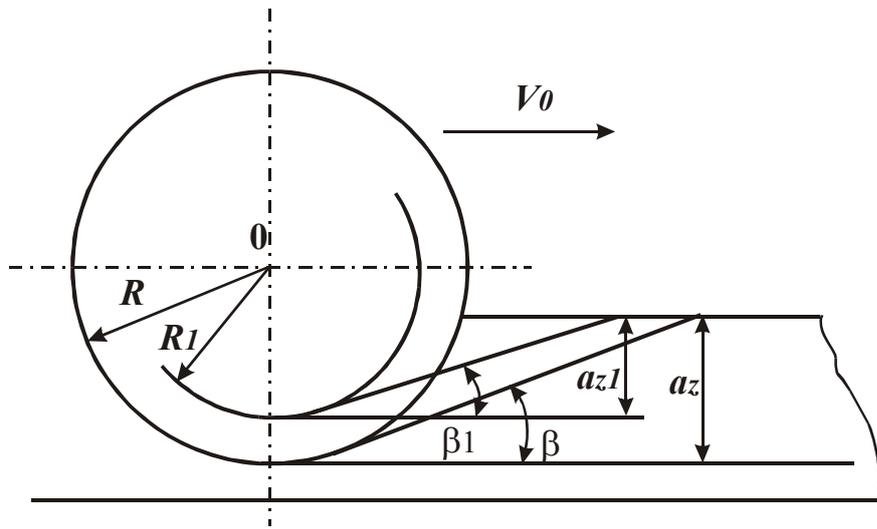


Рис. 4. Схема, иллюстрирующая изменение угла сдвига в зависимости от радиуса диска.

Чем меньше  $R_i$ , тем меньше  $\beta_i$ . Наибольший угол сдвига  $\beta$  имеет центральный диск. На рис. 4 графически показан характер изменения угла  $\beta_i$  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].

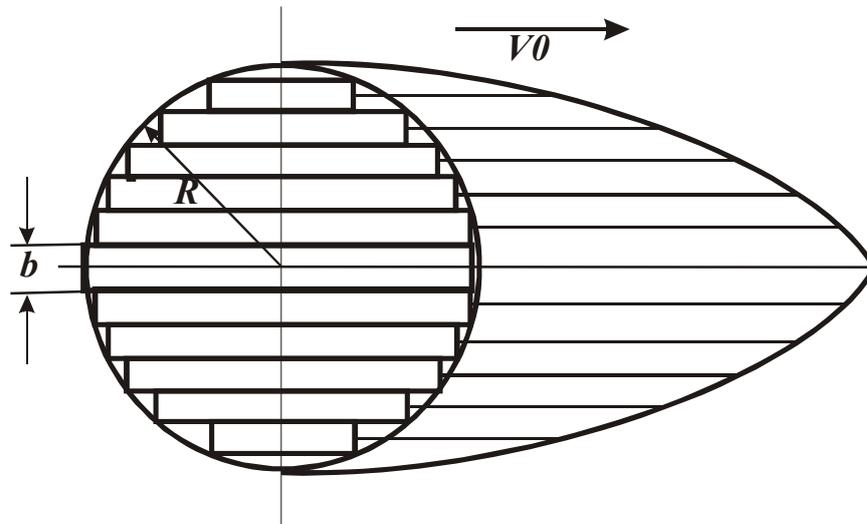


Рис. 5. Схема, иллюстрирующая границу контакта поверхности сдвига с обрабатываемой поверхностью.

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

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



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

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  $HV$ ,  $R$ ,  $a_z$ ,  $\tau_{сдв}$ ,  $\psi$ . 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  $\psi$

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

Чем тверже и прочнее обрабатываемый материал, тем больше  $\sigma$ . Уменьшить  $\sigma$  можно за счет увеличения соотношения  $a_z / R$  и угла  $\psi$ . Как и коэффициент  $K_{рез}$ , условное напряжение резания  $\sigma$  вполне однозначно определяется углом сдвига  $\beta$ . С его увеличением  $\sigma$  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  $P_{z1}$ ,  $P_{y1}$ ,  $\sigma$  и уменьшению  $K_{рез}$ . Выразим  $R$  через величину линейного износа зерна  $x$ , представляя зерно в виде усеченного конуса с углом при вершине  $2\gamma$ , 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  $\beta$  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  $\gamma$ , тем меньше  $\beta$ . 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.

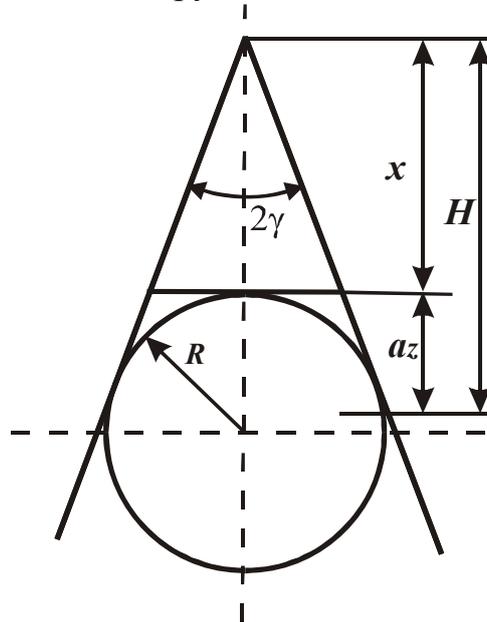


Рис.7. Расчетная схема параметров шлифования.

С учетом величины  $x$  параметры  $P_{z1}$ ,  $P_{y1}$ ,  $\sigma$  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  $P_{z1}$ ,  $P_{y1}$ ,  $\sigma$ , 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/мм<sup>2</sup>.

В отличие от зависимостей (23) и (24), зависимости (20), (21), (22) содержат величину линейного износа зерна  $x$  и в явном виде параметр  $\tau_{сдв}$ . 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:

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

Угол сдвига  $\beta$  вполне однозначно определяется параметром  $\eta$ , 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  $\sigma$ ,  $K_{рез}$  с учетом (25) выражаются (принимая в первом приближении  $B = x$ ).

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

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

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

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

Увеличить  $K_{рез}$  и уменьшить  $\sigma$  можно уменьшением безразмерного параметра  $\eta$ . 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  $\eta$ , тем меньше  $a_z / R$ . При  $\eta \rightarrow 1$  выполняется условие  $(a_z / R) \rightarrow 0$ .

Таблица 1

Расчетные значения  $a_z / R$

$\eta$	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  $\eta$  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].

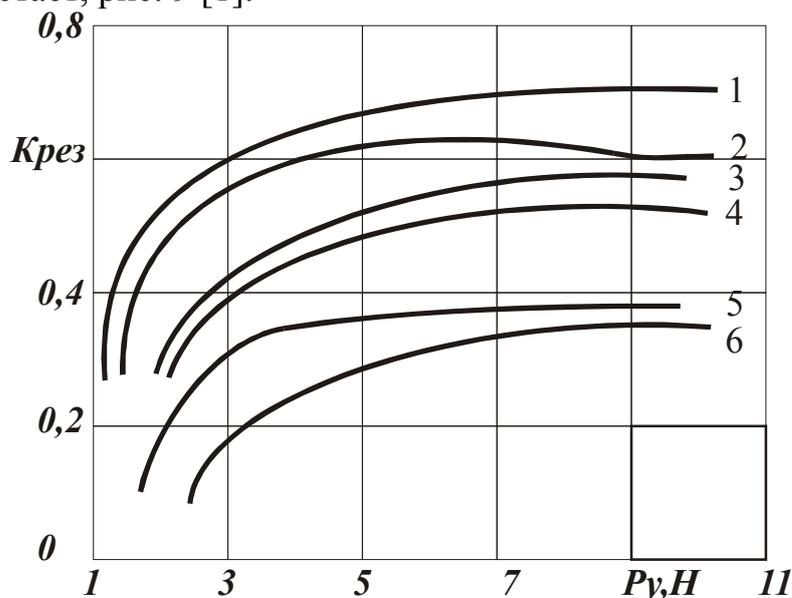


Рис.8. Зависимость коэффициента резания  $K_{рез}$  от силы  $P_{y1}$ : 1 – медь (60 HV); 2 – никель (110 HV); 3 – армко-железо (118 HV); 4 – сталь 45 (180 HV); 5 – каленая сталь 45 (520 HV); 6 – твердый сплав ВК6 (1500 HV).

Это согласуется с расчетной зависимостью (15), т.к. с увеличением толщины среза  $a_z$  (при постоянных значениях  $HV$ ,  $R$ ,  $\tau_{сдв}$ ,  $\psi$ ) 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  $\eta$  с учетом экспериментальных данных соотношения  $a_z / R$  для  $\gamma = 60^\circ$  (рис. 9).

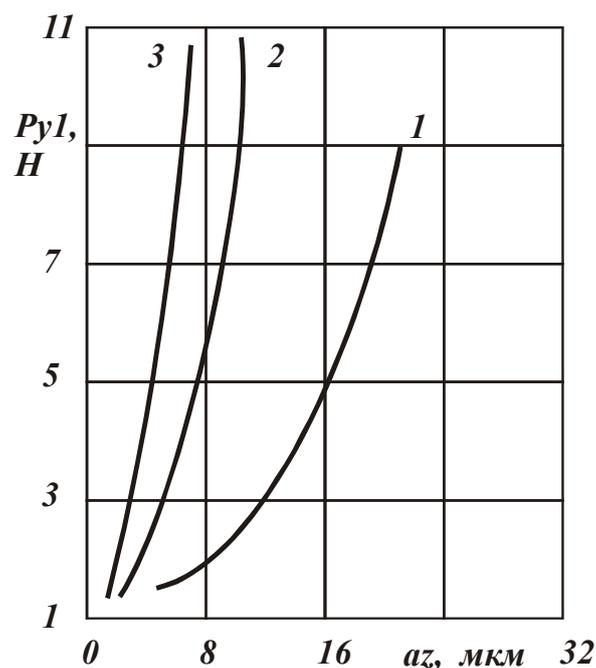


Рис. 9. Зависимость силы  $P_{y1}$  от толщины среза  $a_z$  ( $2\gamma = 120^\circ$ ,  $R = 30$  мкм):

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

Таблица 3

Расчетные значения  $\eta$

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

Расчетная зависимость для определения  $\eta$  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  $\eta$  - уменьшаются в пределах  $\eta < 1$ . Согласно зависимости (29), уменьшение  $\eta$  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.