

УДК 621.923

Ю.Н. Сухоруков, А.А. Якимов, Ф.В. Новиков (Одесский
политехнический институт)

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ШЛИФОВАНИЯ
НА РЕЖУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ПРЕРЫВИСТЫХ КРУГОВ

Представлена математическая модель процесса абразивного резания, на основе которой получены соотношения, определяющие зависимость глубины шлифования от условий обработки, линейного износа зерен и др. Полученные зависимости подтверждены экспериментально.

Для обоснования путей повышения режущей способности прерывистых профильных шлифовальных кругов и дальнейшего управления процессом необходимо установить функциональную связь производительности обработки с параметрами режима шлифования, характеристикой круга и физико-механическими свойствами обрабатываемого материала. Исходя из расчетной схемы (рис. 1), в которой рабочая поверхность круга представлена множеством элементарных слоев бесконечно малой толщины dy_s , содержащих одинаковое число вершин зерен, а зона контакта обрабатываемой детали и круга имеет вид тонкой элементарной пластины толщиной dl , можно найти элементарную тангенциальную составляющую силу резания:

$$dP_z = P_i \cdot dn_s, \quad (I)$$

где P_i - сила резания, действующая на отдельное зерно при удалении бесконечно тонкого слоя снимаемого припуска dy_s ;

dn_s - число одновременно работающих зерен.

$$P_i = S_i \cdot \sigma_i, \quad dn_s = 0,44 \cdot n_0 \cdot f(y_s) dy_s.$$

Здесь S_i - площадь поперечного сечения единичного среза, m^2 ;

σ_i - условное напряжение шлифования зернами dy_s -го элементарного слоя, H/m^2 ;

n_0 - число зерен, расположенных на площади $B \times dl$,

$f(y_s)$ - плотность распределения высот выступания зерен над уровнем связки.

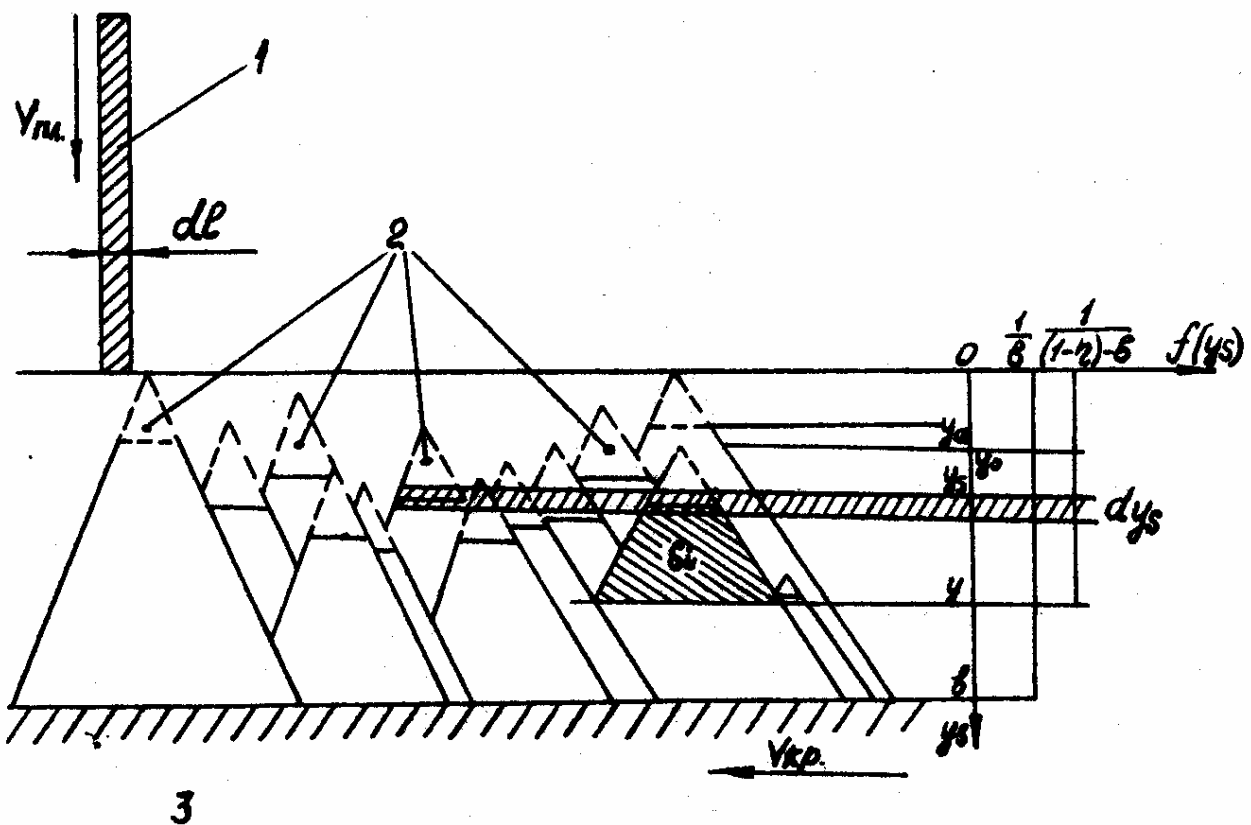


Рис. I. Расчетная схема для определения функциональной связи производительности обработки с параметрами режима шлифования:
 1 - пластина; 2 - изношенная часть режущих зерен

$$G_i = \frac{A}{(y - y_s)^n}, \quad r_0 = K \cdot B \cdot d \cdot l, \quad f(y_s) = \frac{1}{(1 - \zeta) \cdot \delta},$$

- где A - параметр, определяющий прочностные свойства материала (устанавливается расчетно-экспериментальным путем);
 n - коэффициент, характеризующий энергоемкость шлифования ($n = 0,85 \dots 0,89$);
 K - поверхностная концентрация зерен, шт./м²;
 B - ширина шлифования, м;
 ζ - параметр, характеризующий степень затупления зерен ($\zeta = 0 \dots 1$);
 δ - максимальная высота выступания зерен над связкой круга, м.

Соответствующая площади трапеции (см.рис.I) величина

$$S_i = \operatorname{tg} \gamma \cdot [(y - y_0)^2 - (y_s - y_0)^2],$$

где y_0 - координата вершины неизношенного зерна слоя dy_s , м;
 γ - половина угла при вершине зерна.

С учетом

$$(y - y_0) = \frac{(y_s - y_0)}{\zeta}, \quad (y_s - y_0) = \frac{\zeta}{(1 - \zeta)} (y - y_s) \quad (2)$$

имеем

$$S_i = \operatorname{tg} \gamma \frac{(1 - \zeta^2)}{(1 - \zeta)^2} \cdot (y - y_s)^2. \quad (3)$$

Окончательно

$$d\rho_z = \frac{0,44 \cdot K \cdot B \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot A (1 - \zeta^2) \cdot dl}{(1 - \zeta)^3 \cdot b} (y - y_s)^{(2-n)} dy_s. \quad (4)$$

Суммарную ρ_z от всех элементарных горизонтальных слоев получим суммированием $d\rho_z$ в пределах $y_a \dots y$:

$$\rho_z = \int_{y_a}^y d\rho_z \frac{0,44 \cdot \operatorname{tg} \gamma (1 - \zeta^2) \cdot K \cdot B \cdot A \cdot dl}{(1 - \zeta)^3 \cdot (3 - n) \cdot b} (y - y_a)^{(3-n)}. \quad (5)$$

Принимая $(y - y_a) = (1 - \zeta) \cdot y$, получим

$$\rho_z = \frac{0,44 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (1 - \zeta^2) \cdot K \cdot B \cdot A \cdot dl}{(1 - \zeta)^n \cdot (3 - n) \cdot b} \cdot y^{(3-n)}. \quad (6)$$

Координата y в данном случае равна параметру H [1].

$$H = \sqrt[3]{\frac{6,9 \cdot b \cdot V_{пл}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot K \cdot V_{кр} \cdot (1 - \zeta^2)}}, \quad (7)$$

где $V_{кр}$, $V_{пл}$ - скорости круга и образца, м/с.

После подстановки (7) в (6) имеем

$$\rho_z = \frac{0,44 \cdot A \cdot B}{(3 - n)} \left[\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot K \cdot (1 + \zeta)}{(1 - \zeta)^2 \cdot b} \right]^{\frac{n}{3}} \cdot \left(\frac{6,9 \cdot V_{пл}}{V_{кр}} \right)^{\frac{(3-n)}{3}} \cdot dl. \quad (8)$$

Зависимость (8) связывает ρ_z с режимом шлифования, характеристиками круга и заготовки, а также с величиной линейного износа зерен,

определяемой параметром ξ . Как видим, по мере износа зерен, в связи с увеличением ξ , сила резания возрастает. Так как ξ может изменяться в пределах $0 \dots 1$, то и сила резания P_z с течением времени шлифования по мере износа зерен круга может возрастать в значительных пределах. Выразим скорость радиально движущейся пластины $V_{пл}$ через скорость заготовки при плоском шлифовании $V_{заг}$ (рис. 2):

$$V_{пл} = V_{заг} \cdot \sin \alpha = V_{заг} \frac{\sqrt{2 \cdot R \cdot t}}{R} = V_{заг} \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R}},$$

где t - глубина шлифования, м;

R - радиус шлифовального круга, м;

l - ширина зоны контакта шлифовального круга с заготовкой, м; $l = \sqrt{2 \cdot R \cdot t}$.

Определим силу P_z для схемы плоского шлифования. Снимаемый припуск представим пакетом элементарных слоев бесконечно малой толщины dl (рис. 3). Тогда

$$V_{пл} = V_{заг} \sqrt{\frac{2 \cdot t_T}{R}},$$

где t_T - глубина шлифования текущего элементарного слоя, м;

$$l_T = \sqrt{2 \cdot R \cdot t_T}.$$

Выразим t_T через координату входа текущего элементарного слоя l_T в рабочую поверхность круга:

$$t_T = \frac{l_T^2}{2 \cdot R}.$$

Тогда

$$V_{пл} = V_{заг} \frac{l_T}{R}.$$

Силу резания P_z получим суммированием сил резания для всех элементарных слоев припуска:

$$P_z = \int_0^l \frac{0,44 \cdot A \cdot B}{(3-n)} \left[\frac{\text{tg} \gamma \cdot K \cdot (1+\xi)}{(1-\xi)^2 \cdot b} \right]^{\frac{n}{3}} \cdot \left(\frac{6,9 \cdot V_{заг} \cdot l_T}{V_{кр} \cdot R} \right)^{\frac{(3-n)}{3}} \cdot dl_T. \quad (9)$$

После интегрирования

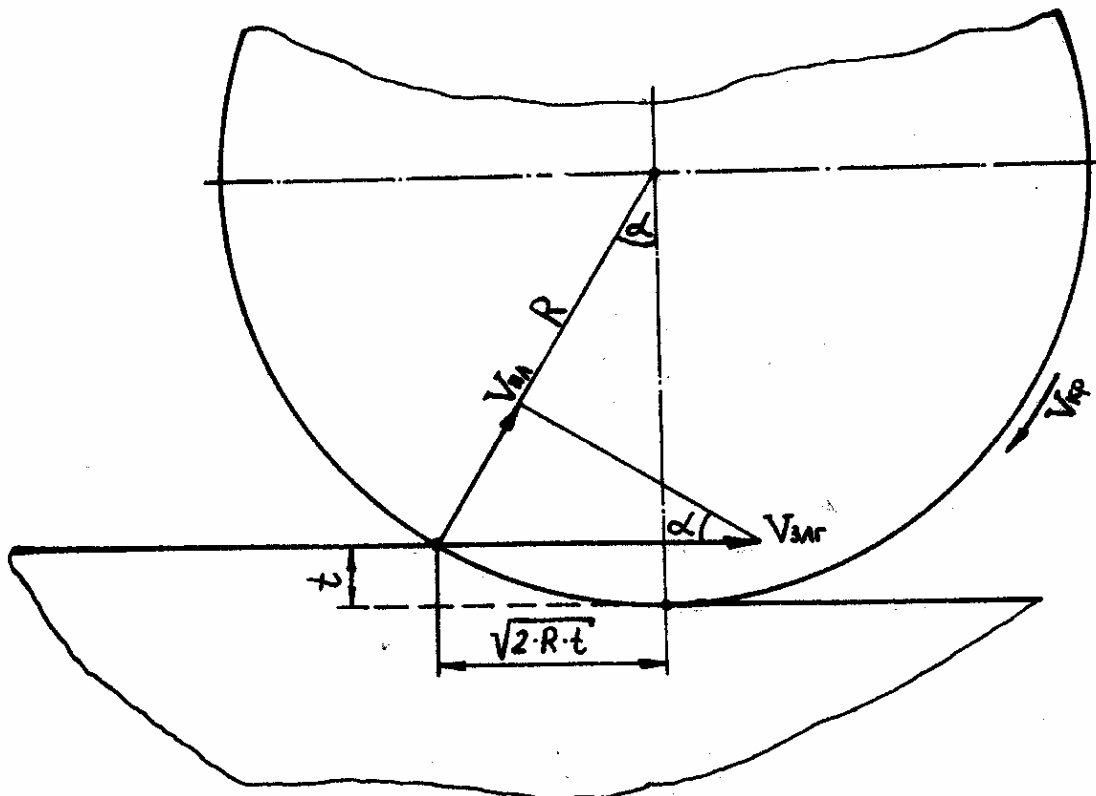


Рис. 2. Расчетная схема для определения скорости радиального внедрения зерен шлифовального круга в металл

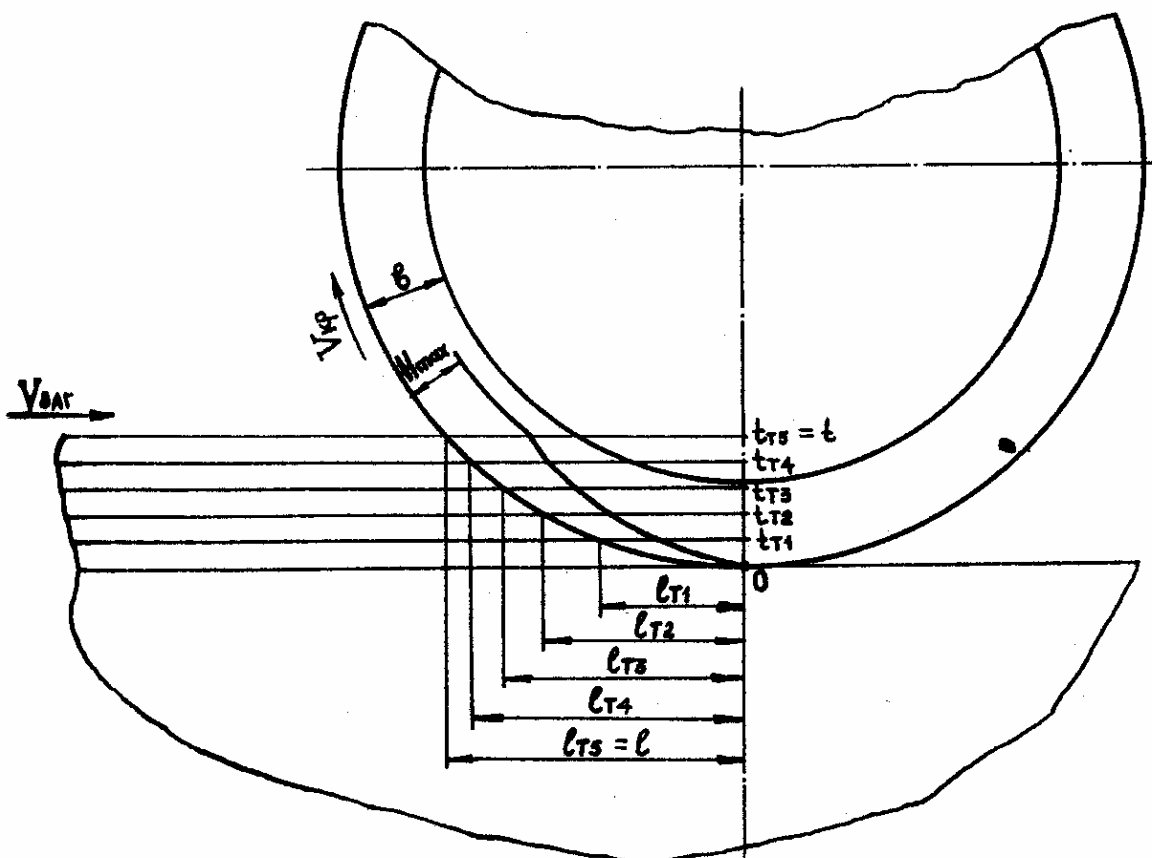


Рис. 3. Расчетная схема для определения элементарных глубин внедрения зерен в пределах зоны контакта

$$P_z = \frac{1,32 \cdot A \cdot B}{(3-n)(6-n)} \left[\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot K \cdot (1+\zeta)}{(1-\zeta)^2 \cdot b \cdot \sqrt{R}} \right]^{\frac{n}{3}} \cdot \left(\frac{6,9 \cdot V_{\text{заг}}}{V_{\text{кр}}} \right)^{\frac{3-n}{3}} \cdot (2 \cdot t)^{\frac{6-n}{6}} \quad (10)$$

С учетом известных зависимостей /5/

$$K = \frac{3 \cdot m \cdot (1-\varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{x}^2}, \quad b = (1-\varepsilon) \cdot \bar{x},$$

где m - объемная концентрация зерен, %;

\bar{x} - зернистость круга, м;

$(1-\varepsilon)$ - коэффициент, учитывающий высоту выступания зерен над связкой,

$$P_z = \frac{1,32 \cdot A \cdot B}{(3-n)(6-n)} \left[\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot (1+\zeta)}{66,666 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 (1-\zeta)^2 \sqrt{R}} \right]^{\frac{n}{3}} \cdot \left(\frac{6,9 \cdot V_{\text{заг}}}{V_{\text{кр}}} \right)^{\frac{3-n}{3}} \cdot (2 \cdot t)^{\frac{6-n}{6}} \quad (11)$$

Принимая радиальную составляющую силы резания в виде

$$P_y = \frac{P_z}{K_w} \quad (12)$$

(K_w - коэффициент резания при шлифовании) глубину шлифования с использованием зависимости (II) выразим следующим образом:

$$t = \left[\frac{(3-n)(6-n) \cdot K_w \cdot P_y}{1,32 \cdot A \cdot B} \right]^{\frac{6}{6-n}} \cdot \left[\frac{66,666 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 (1-\zeta)^2 \sqrt{R}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot (1+\zeta)} \right]^{\frac{2 \cdot n}{6-n}} \cdot \left(\frac{V_{\text{кр}}}{6,9 \cdot V_{\text{заг}}} \right)^{\frac{2(3-n)}{6-n}} \cdot \frac{1}{2} \quad (13)$$

Из зависимости (13) видно, что по мере увеличения параметра ζ вследствие затупления круга глубина шлифования, а соответственно и производительность обработки уменьшается и при $\zeta \rightarrow 1$ стремится к нулю. Следовательно, необходимым условием повышения производительности обработки является поддержание в процессе шлифования параметра ζ на заданном уровне.

Установим связь параметра ζ с коэффициентом резания K_w и коэффициентом трения f . Воспользуемся силовой расчетной схемой /3/, приведенной на рис. 4, где $R = P_z + P_y$, $P_z = P_{z.s} + P_{z.тр}$, $P_y = P_{y.s} + P_{y.тр}$, $R_s = P_s + P_n$.

В этих выражениях

- R - сила резания;
- P_x - тангенциальная составляющая силы резания;
- P_y - радиальная составляющая силы резания;
- $P_{x.s}$ - тангенциальная сила от напряжений пластического сдвига (с учетом трения стружки о переднюю грань зерна);
- $P_{x.тp}$ - тангенциальная сила от трения металла о площадку износа зерна;
- $P_{y.s}$ - радиальная сила от нормальных напряжений;
- $P_{y.тp}$ - радиальная сила от трения металла о площадку износа зерна;
- R_s - равнодействующая от силы пластического деформирования срезаемого слоя;
- P_s - сила сдвига;
- P_N - нормальная сила;
- τ_s - касательное напряжение сдвига;
- σ - нормальное напряжение;
- $2 \cdot X$ - величина площадки износа зерна.

Схема резания стружки одним зерном (см. рис. 4) имеет следующие допущения /3/:

1. Угол при вершине зерна равен 90° . Передний угол зерна $\gamma = -45^\circ$.

2. Угол сдвига β_1 не зависит от толщины среза H_{max} и примерно равен 22° .

3. При изменении толщины среза H_{max} пропорционально изменяются силы $P_{y.s}$ и $P_{x.s}$ (при сохранении неизменным их отношения), а силы $P_{y.тp}$ и $P_{x.тp}$ остаются постоянными.

4. При изменении площадки затупления зерна $2 \cdot X$ пропорционально изменяются силы $P_{y.тp}$ и $P_{x.тp}$ (при сохранении неизменным их отношения), а силы $P_{y.s}$ и $P_{x.s}$ остаются постоянными.

Силы P_x и P_y можно рассчитать по следующим формулам /3/:

$$P_x = \left(\frac{\sqrt{3,25} \cdot H_{max} \cdot \cos \beta}{\sin \beta_1} + 0,5 \cdot f \cdot 2 \cdot X \right) \cdot \tau_s, \quad (14)$$

$$P_y = \left(\frac{\sqrt{3,25} \cdot H_{max} \cdot \sin \beta}{\sin \beta_1} + 0,5 \cdot 2 \cdot X \right) \cdot \tau_s, \quad (15)$$

где f - коэффициент трения.

Учитывая, что $X = \eta \cdot H$, $H_{max} = H - X$, получим

$$K_w = \frac{P_1}{P_2} = \frac{\sqrt{3,25} \cdot \cos \beta - \sqrt{3,25} \cdot \eta \cdot \cos \beta + f \cdot \eta \cdot \sin \beta_1}{\sqrt{3,25} \cdot \sin \beta - \sqrt{3,25} \cdot \eta \cdot \sin \beta + \eta \cdot \sin \beta_1} \quad (I6)$$

Решая (I6) относительно η , определим

$$\eta = \frac{K_w \sqrt{3,25} \cdot \sin \beta - \sqrt{3,25} \cdot \cos \beta}{f \cdot \sin \beta_1 - \sqrt{3,25} \cdot \cos \beta + K_w \sqrt{3,25} \cdot \sin \beta - K_w \cdot \sin \beta_1} \quad (I7)$$

После преобразований выражения (I7) получим

$$(1-\eta) = \frac{\sin \beta_1 \cdot (f - K_w)}{\sin \beta_1 \cdot (f - K_w) - \sqrt{3,25} \cdot (\cos \beta - K_w \cdot \sin \beta)} \quad (I8)$$

$$(1+\eta) = \frac{\sin \beta_1 \cdot (f - K_w) - 2 \cdot \sqrt{3,25} \cdot (\cos \beta - K_w \cdot \sin \beta)}{\sin \beta_1 \cdot (f - K_w) - \sqrt{3,25} \cdot (\cos \beta - K_w \cdot \sin \beta)} \quad (I9)$$

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = \frac{\sin^2 \beta_1 \cdot (K_w - f)^2}{\sin^2 \beta_1 \cdot (K_w - f)^2} \quad (20)$$

$$\left[\sin \beta_1 (K_w - f) + \sqrt{3,25} \cdot (\cos \beta - K_w \cdot \sin \beta) \right] \cdot \left[\sin \beta_1 (K_w - f) + 2 \sqrt{3,25} \cdot (\cos \beta - K_w \cdot \sin \beta) \right]$$

Из работы /3/ известно, что

$$\frac{P_N}{P_S} = \frac{G}{\tau_s} = \operatorname{tg}(\beta_1 + \beta) = 1,5,$$

$$(\beta_1 + \beta) = 56^\circ 18'.$$

Угол сдвига β_1 можно определить из следующей зависимости /3/:

$$\operatorname{tg} \beta_1 = \frac{\cos \beta + 0,05 \cdot \mu}{0,9 \cdot \mu - \sin \gamma} \quad (21)$$

где μ - усадка стружки;

γ - передний угол режущей кромки.

Так как шлифование происходит при больших скоростях резания, то усадка стружки здесь меньше, чем при обычном резании лезвийным инструментом. При переднем угле $\gamma = -45^\circ$ и нагреве слоев стали до высокой температуры, при которой пластичность сталей возрастает, усадка стружки будет колебаться в небольших пределах ($\mu = I, I \dots \dots I,5$) /3,4,6/. Тогда $\beta_1 \approx 22^\circ$, $\beta = 56^\circ 18' - 22^\circ 18'$. При этих значениях углов β и β_1 отношение $\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)}$ примет вид

$$\frac{(1-z)^2}{(1+z)}$$

(22)

$$0,1403 \cdot (K_w - f)^2$$

$$\frac{[0,3746(K_w - f) + 1,4893 - K_w \cdot 1,016] [0,3746(K_w - f) + 2,9789 - K_w \cdot 2,032]}{}$$

После подстановки выражения (22) в формулу (13) получим

$$t = \frac{1}{2} \left[\frac{(3-n)(6-n)K_w \cdot P_u}{1,32 \cdot A \cdot B} \right]^{\frac{6}{(6-n)}} \cdot \left[\frac{V_{кр}}{6,9 \cdot V_{заг}} \right]^{\frac{2(3-n)}{(6-n)}} \times$$

$$\times \left[\frac{29,369 \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{R} \cdot (K_w - f)^2}{m [0,3746(K_w - f) + 1,4893 - K_w \cdot 1,016] [0,3746(K_w - f) + 2,9789 - K_w \cdot 2,032]} \right]^{\frac{2n}{(6-n)}} \quad (23)$$

Приведенная зависимость по-новому вскрывает сущность процесса шлифования по упругой схеме: в этом случае глубина резания t определяется не просто коэффициентом резания K_w или коэффициентом трения f , а их разностью $(K_w - f)$, которая по мере затупления круга уменьшается.

Рассмотрим случай, когда $K_w = f$, т.е. разность $(K_w - f) = 0$.

Тогда

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{P_{z.тр}}{P_{y.тр}}; \quad \frac{P_{z.с} + P_{z.тр}}{P_{y.с} + P_{y.тр}} = \frac{P_{z.тр}}{P_{y.тр}}; \quad P_{z.с} = P_{y.с}.$$

Из рис. 4 видно, что при $P_{z.с} = P_{y.с}$ угол $\beta = 45^\circ$, а угол сдвига $\beta_1 = 56^\circ 18' - 45^\circ = 11^\circ 18'$. Однако большая группа исследователей [3,4,6] пришла к выводу, что при шлифовании стальных деталей угол сдвига $\beta \approx 22^\circ$. Это свидетельствует о том, что в реальных условиях шлифования разность $(K_w - f)$ не может быть равной нулю или отрицательной.

Для выяснения характера изменения глубины шлифования t , силы резания P_z , коэффициента резания K_w , а также разности $(K_w - f)$ с течением времени обработки были проведены эксперименты. Образцы из стали P18 шириной 6 мм, длиной 150 мм обрабатывались на плоскошлифовальном станке модели ЗГ71М кругом Ш 200 x x 20 x 76 24A 40 C2 5 K6 врезным шлифованием на режиме $V_{кр} = 30$ м/с $V_{заг} = 6$ м/мин при постоянной силе прижима образца к кругу $P_y = 60$ Н, без СОЖ. Результаты экспериментов сведены в табл. I (для

Таблица I

t , мин	$t \cdot 10^{-3}$, м	P_y , Н	K_w	$(K_w - f)$
0,11	0,037	21,1	0,480	0,280
0,5	0,013	22,4	0,373	0,173
1,0	0,008	21,5	0,358	0,158
2,0	0,006	19,9	0,300	0,100
3,0	0,005	16,4	0,273	0,073
5,0	0,003	15,4	0,256	0,056

$f = 0,2$), из которой видно, что вследствие затупления круга глубина шлифования уменьшилась в 12 раз, а коэффициент резания K_w , которым обычно характеризуют режущую способность круга, — лишь в 1,875 раза. Следовательно, используя только закономерность изменения K_w , нельзя обосновать причину столь значительного снижения t . По данным табл. I, основной причиной снижения t является интенсивное уменьшение разности параметров $(K_w - f)$. В течение 5 минут шлифования она уменьшилась в 5 раз.

Режущую способность шлифовальных кругов можно оценить по изменению параметра M , входящего в выражение (23):

$$M = K_w^{(b-n)} \left[\frac{(K_w - f)^2}{(b-n)} \right] \cdot (24)$$

$$\left[\frac{0,3746(K_w - f) + 1,4893 - K_w \cdot 1,016}{0,3746(K_w - f) + 2,9789 - K_w \cdot 2,032} \right]$$

Для сравнительной оценки режущей способности сплошного и прерывистого кругов с течением времени шлифования были проведены эксперименты. Образцы из стали У8А шириной 3 мм, длиной 150 мм обрабатывались на плоскошлифовальном станке модели 3Г71М сплошным и прерывистым (длина выступа 40 мм, длина впадины 25,5 мм) кругами ИП 250 x 20 x 76 24А 25 СМ2 К6 врезным шлифованием на режиме $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{заг} = 8$ м/мин при постоянной силе прижима образца к кругу $P_y = 50$ Н, без СОЖ. Постоянная радиальная сила P_y обеспечивалась с помощью специального приспособления, представляющего собой корпус, внутри которого свободно перемещался ползун с закрепленным на нем образцом. Образец прижимался к кругу рычагом, один конец которого был связан с ползуном, а на второй конец подвешивался груз. Экспериментальные значения коэффициентов резания K_w , измеренные по мере затупления сплошного и прерывистого кругов, представлены в табл. 2. Параметр M (см. табл. 2), рассчитанный по

формуле (24) для $\lambda = 0,87$ и $f = 0,2$ характеризует режущую способность шлифовальных кругов с течением времени шлифования.

Таблица 2

τ , мин	$K_{ш.сп}$	$K_{ш.пр}$	$M_{сп}$	$M_{пр}$	$\frac{M_{пр}}{M_{сп}}$
2	0,35	0,38	0,029432	0,037142	1,262
4	0,32	0,36	0,022680	0,031900	1,406
6	0,28	0,35	0,014370	0,029432	2,048
8	0,27	0,35	0,012519	0,029432	2,351
10	0,25	0,34	0,009031	0,027024	2,992
12	0,25	0,34	0,009031	0,027024	2,992
14	0,22	0,32	0,004102	0,022680	5,529

Отношение $\frac{M_{пр}}{M_{сп}}$ показывает, во сколько раз режущая способность прерывистого круга больше режущей способности сплошного круга. После 14-минутного периода шлифования режущая способность сплошного круга в 5,529 раза меньше режущей способности прерывистого круга (см. табл. 2).

Экспериментальные значения мощности, затрачиваемой на резание при шлифовании обычным (N) и импрегнированным кругами

N_4 , приведены в табл. 3. Образцы из стали У8А шириной 3 мм, длиной 150 мм обрабатывались на плоскошлифовальном станке модели ЗГ71М обычным и импрегнированным кругами ПП 250 x 20 x 76 24А 25 СМ2 К6 врезным шлифованием на режимах: $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{заг} = 10$ м/мин $t = 0,02; 0,03; 0,04$ мм. В качестве импрегнатора применялся состав /2/, содержащий следующие компоненты (%):

Нитрид натрия	15-20
Сера	20-25
Диоксид молибдена	10-15
Минеральное масло	2-3
Полиизобутилен	0,5-1,0
Стеариновая кислота	остальное.

Таблица 3

t , мм	Вт		
0,02	220	150	0,682
0,03	350	250	0,714
0,04	650	450	0,692

Процесс шлифования импрегнированными кругами сопровождается меньшими энергозатратами (см.табл.3), так как в этом случае затрачивается меньше энергии на трение, чем при шлифовании обычным кругом. Коэффициент трения при шлифовании импрегнированным кругом $f_{и}$ можно выразить через коэффициент трения при шлифовании обычным кругом f :

$$f_{и} = f \frac{N_{и}}{N} . \quad (25)$$

Определим среднее арифметическое трех значений отношения $\frac{N_{и}}{N}$, приведенных в табл. 3:

$$\frac{N_{и}}{N} = \frac{0,682 + 0,714 + 0,692}{3} = 0,696.$$

Если $f = 0,2$, то $f_{и} = 0,2 \cdot 0,696 = 0,14$.

В табл. 4 представлены значения разности $K_{ш} - f$ для сплошного, прерывистого и прерывистого импрегнированного кругов и отношение этих разностей. Установлено, что импрегнированные прерывистые круги после 14-минутного периода шлифования имеют в 9 раз большую режущую способность, чем сплошные неимпрегнированные круги. Таким образом, импрегнирование прерывистых кругов позволяет дольше сохранить режущую способность кругов.

Таблица 4

d , мм	$K_{ш.сп}$	$K_{ш.пр}$	$K_{ш.сп} \cdot f$	$K_{ш.пр} - f$	$K_{ш.пр} - f_{и}$	$\frac{K_{ш.пр} - f_{и}}{K_{ш.сп} - f}$
2	0,35	0,38	0,15	0,18	0,24	1,60
4	0,32	0,36	0,12	0,16	0,22	1,83
6	0,28	0,35	0,08	0,15	0,21	2,62
8	0,27	0,35	0,07	0,15	0,21	3,00
10	0,25	0,34	0,05	0,14	0,20	4,00
12	0,25	0,34	0,05	0,14	0,20	4,00
14	0,22	0,32	0,02	0,12	0,18	9,00

Библиографический список

1. А.о. 1426756 А2 СССР. МКИ⁴ В24В 9/00. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали / Ф.В. Новиков, А.А.Якимов (СССР). № 00321361; опубли. 20.04.86. Бюл. № 36.

Совершенствование процессов обработки в машиностроении. Пермь. 1990.

2. А.с. 1188195 СССР. МКМ⁴ В 24 В20/00. Смазка для абразивной обработки металлов / А.В. Якимов, В.А. Шарков, Е.А. Волкова (СССР). № 4913351 ; заявл. 10.12.83. Бюл. № 40.

3. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение, 1974. 280 с.

4. Мурдасов А.В. Исследование процесса обдирочного шлифования проката: Автореферат дис. ... канд. техн. наук. Л., 1968.

5. Резников А.Н. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник. М.: Машиностроение, 1977. 390 с.

6. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. Л.: Машиностроение. 1979. 248 с.

Получено 01.12.88.