

Ф. В. НОВИКОВ, А. Ф. РАБ, канд. техн. наук, С. А. СОШНИКОВ

## НЕКОТОРЫЕ ПРЕДПОСЫЛКИ РАЗРАБОТКИ ФИЗИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ

За последние годы в научно-технической литературе появились публикации, посвященные вопросам математического моделирования процесса шлифования с целью установления общих закономерностей обработки и на их основе прогнозирования наиболее перспективных путей повышения ее эффективности. Используя современные математические методы механики сплошных сред и теории вероятностей, ряд авторов [1—4] аналитически описал сложный характер массового съема металла режущими зернами круга и решил задачу формообразования поверхностей при шлифовании с учетом теплового и силового факторов, что позволило установить довольно точные расчетные зависимости основных физических и технологических параметров шлифования, провести аналитическую оптимизацию процесса и выработать конкретные практические рекомендации. Однако, несмотря на важность полученных теоретических результатов, процесс шлифования по физической сущности происходящих в нем событий намного сложнее и разнообразнее существующих математических моделей и не может быть в полной мере описан той системой математических уравнений, которая вытекает из принятых моделей. Такое состояние вопроса в значительной степени обусловлено тем, что система уравнений, описывающих процессы шлифования, имеет незамкнутый вид и не содержит уравнений энергетического равновесия элементов трущейся пары круг — изделие, которое, по данным работ [5, 6], обычно устанавливается в процессе шлифования и способствует работе шлифовального круга в режиме самозатачивания при непрерывной правке круга и без нее. Суть энергетического равновесия заключается в следующем.

Как известно, энергия резания при шлифовании расходуется на отделение множества тончайших по размерам микростружек и износ рабочей поверхности круга. В начальный период обработки повышается расход абразива, который со временем уменьшается и после определенного времени приработки круга стабилизируется, оставаясь в дальнейшем практически неизменным вплоть до полного износа круга. Такая закономерность вызвана тем, что в период приработки круга энергия резания превосходит энергию, необходимую для разрушения зерен, или, в зависимости от механизма износа круга, энергию удержания их в связке. Наиболее выступающие режущие зерна испытывают многократные перегрузки и преждевременно прекращают свою работу. Повышенному износу круга в начальный момент

также способствует интенсивное удаление с его рабочей поверхности слабоудерживаемых зерен.

В момент стабилизации износа круга в системе круг—изделие достигается равновесие энергии резания и энергии, потребляемой на разрушение зерен и связки. Сила резания, действующая на максимально выступающее зерно, стремится принять значение, равное предельной (разрушающей или удерживающей) силе, чтобы через определенное число касаний зерна с металлом разрушить его или вывалить из связки и подключить в работу расположенные ниже зерна, непрерывно совершая таким образом цикл восстановления режущих свойств. Шлифовальный круг приобретает устойчивый, наиболее благоприятный с точки зрения износостойкости и свободного размещения стружек режущий рельеф. Причем для каждого режима шлифования, обрабатываемого материала, характеристики круга устанавливаются свой рельеф, определяемый уровнем энергетического равновесия, который главным образом и формирует основные параметры шлифования. Следовательно, наиболее достоверной физической моделью шлифования, справедливой во всем диапазоне изменения режимов шлифования может быть модель, разработанная исходя из принципа энергетического равновесия системы круг—изделие, поскольку именно он обуславливает образование установившегося рельефа круга и его режущую способность.

Существующие модели шлифования, как правило, не рассматривают механизм образования установившегося режущего рельефа круга, принимая в расчетах его исходным и неизменным. Поэтому представляет особый интерес решение задачи об образовании установившегося рельефа круга и соответствующем ему механизме износа круга в зависимости от режима шлифования и обрабатываемого материала на базе принципа энергетического равновесия. Для этого из всего многообразия режимных движений круга и изделия выделим главное кинематическое движение — движение прямоугольного образца по нормали к рабочей поверхности круга — и воспользуемся работой [7] для аналитического описания относительной полноты профиля, образующейся на его поверхности при взаимных перемещениях круга и изделия. Режущие зерна представим в виде изношенных конусов, линейный износ которых зависит от соответствующих толщин срезов. Чем больше толщина среза, тем больше линейный износ на зерне от истирания и поверхностного микроскалывания и тем больше образующаяся площадка износа. Условием стабилизации рельефа круга будет достижение на максимально выступающем зерне силы, равной предельной (разрушающей)  $P$ , которая определяется произведением площади среза  $S_{\text{сред}}$  и условных напряжений резания  $\sigma$ .

Исходя из таких предположений, в работе [7] на базе теоремы умножения вероятностей получены выражения для относительной полноты профиля установившегося рельефа круга  $\epsilon(y)$ , максимальной глубины внедрения металла в рабочую поверхность круга  $H$  (отсчитывая ее от вершины неизношенного наиболее выступающего над связкой зерна), максимальной толщины среза  $H_{\max}$  и относительного расхода алмаза:

$$\epsilon(y) = 1 - e^{-n(1-\eta^2)/bB y^3/3} \quad (1); \quad H = 9bV_{\text{изд}}/kV_{\text{кр}}S_{\text{пред}} \quad (2);$$

$$H_{\max} = (1-\eta)H = \left(1 - \sqrt{1 - \frac{k^2 V_{\text{кр}}^2 S_{\text{пред}}^3}{81b^2 V_{\text{изд}}^2}}\right) \frac{9bV_{\text{изд}}}{kV_{\text{кр}}S_{\text{пред}}}; \quad (3)$$

$$q = \sqrt{1 - \frac{k^2 V_{\text{кр}}^2 S_{\text{пред}}^3}{81b^2 V_{\text{изд}}^2}} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{k^2 V_{\text{кр}}^2 S_{\text{пред}}^3}{81b^2 V_{\text{изд}}^2}}\right) \frac{9b}{kV_{\text{кр}}S_{\text{пред}}t}, \quad (4)$$

где  $n = kBV_{\text{кр}} \cdot b/V_{\text{изд}}$  — общее число зерен, участвующих в резании за время  $b/V_{\text{изд}}$ ;  $k$  — поверхностная концентрация зерен, шт/мм<sup>2</sup>;  $b$  — максимальная высота выступления над связкой неизношенных зерен, мм;  $V_{\text{кр}}$ ,  $V_{\text{изд}}$  — соответственно скорости круга и изделия;  $B$  — ширина круга, мм;  $\eta$  — коэффициент линейного износа зерна до его объемного разрушения, равный отношению высоты изношенной части зерна к параметру,  $H$ ;  $y$  — текущая координата, отсчитываемая от вершины максимально выступающего зерна вглубь рабочей поверхности круга;  $t$  — время одного оборота круга.

Анализ приведенных выражений показывает, что в зависимости от  $H$  шлифовальный круг претерпевает 3 стадии износа. При изменении  $H$  в диапазоне от 0 до определенного значения  $H_1$ , определяемого равенством  $\frac{k^2 V_{\text{кр}}^2 S_{\text{пред}}^3}{81b^2 \cdot V_{\text{изд}}^2} = 1$ , нагрузка,

действующая на режущее зерно, не достигает предельной (разрушающей) величины и стабилизации режущего рельефа круга не происходит. Доминирующим видом износа круга является истирание зерен и поверхностное микроскалывание кромок с дальнейшим образованием значительных площадок износа, которые приводят к повышенной силовой и тепловой напряженности процесса шлифования, затуплению круга и прекращению резания. В диапазоне изменения  $H$  от  $H_1$  до  $H_2$  шлифовальный круг работает в режиме самозатачивания. Сила резания, действующая на максимально выступающее зерно, достигает предельной величины, и износ круга происходит в основном от объемного разрушения изношенных зерен, хотя при этом имеет место и выпадание зерен из связки без разрушения. Относительный расход алмаза с увеличением  $H$ , что равносильно увеличению  $V_{\text{изд}}$ , снижается. Линейный износ зерен до их объем-

ного разрушения увеличивается и вызывает рост радиусов округления их вершин. Режущий рельеф становится более сглаженным, и условные напряжения резания возрастают. После превышения параметром  $H$  значения  $H_2$  механизм износа круга изменяется. Превалирующим видом износа становится преждевременное выпадение зерен из связки без их объемного

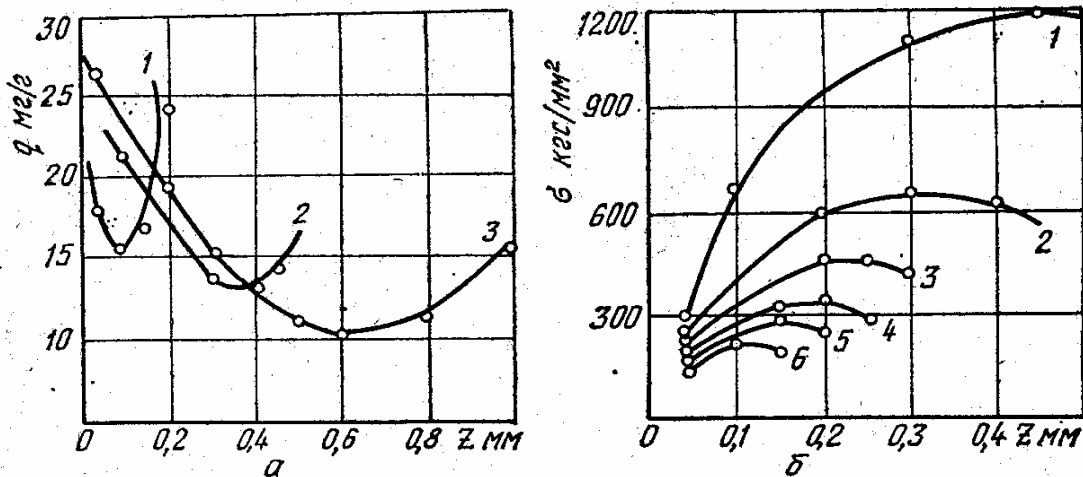


Рис. 1. Зависимость  $q$  и  $\sigma$  от  $Z$ .  
 Круг АПП 300×25×5 АСВ 250/200 — МВ1—100%; обрабатываемый материал — ВК15;  $V_{кр}=35$  м/с;  $B_1=22,5$  мм/об.;  
 а) 1 —  $V_{изд}=1$  м/мин; 2 —  $V_{изд}=3$  м/мин; 3 —  $V_{изд}=6$  м/мин;  
 б) 1 —  $V_{изд}=1$  м/мин; 2 —  $V_{изд}=2$  м/мин; 3 —  $V_{изд}=3$  м/мин; 4 —  $V_{изд}=4$  м/мин; 5 —  $V_{изд}=5$  м/мин; 6 —  $V_{изд}=6$  м/мин. СОЖ—3%-ный раствор  $Na_2NO_3$

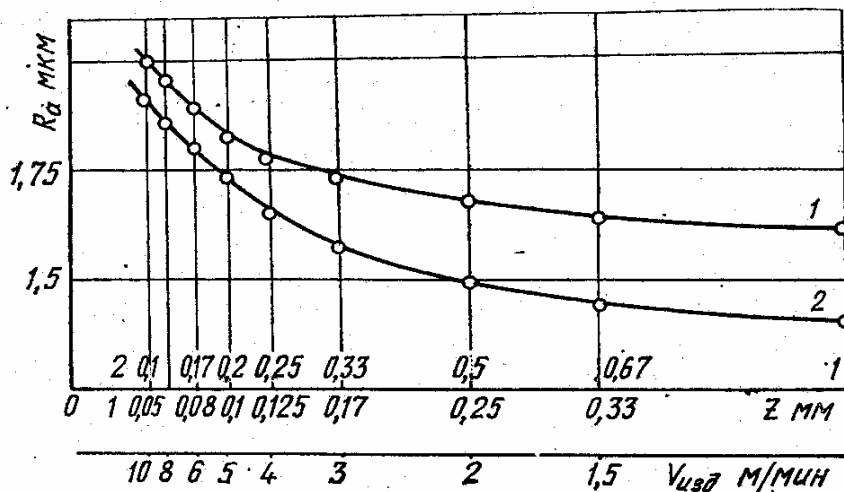


Рис. 2. Зависимость  $R_a$  от  $Z$  при фиксированной производительности

разрушения, поскольку прочность удержания зерен ослабевает и они вываливаются из связки от действия сил, которые превышают разрушающее значение. Выступление зерен над связкой при таком износе круга с ростом  $H$  увеличивается, радиусы

округления уменьшаются. Максимальная толщина среза  $H_{\max}$  и относительный расход алмаза  $q$  повышаются, принимая в точке  $H=H_2$  минимальные значения. Условные напряжения резания при  $H=H_2$  достигают максимума и с дальнейшим ростом  $H$  уменьшаются.

Таким образом, механизм износа круга и величина  $q$  определяются соотношением силы, действующей на зерно, и силы, удерживающей зерно в связке. Очевидно, в диапазоне  $H_1 < H < H_2$  сила удержания зерна в связке больше разрушающей силы, и зерно может объемно разрушиться, при  $H > H_2$  — наоборот. Точка  $q_{\min}$  соответствует предельному значению  $H$ , при котором зерно еще будет разрушаться, после чего в износе круга начнет преобладать выпадение зерен из связки. Следовательно, условием оптимального самозатачивания круга является равенство силы удержания зерна и разрушающей силы, которое обуславливает существование  $q_{\min}$  и определяет энергетическое равновесие системы круг—изделие. Для исследования закономерностей изменения  $q_{\min}$  в зависимости от условий шлифования проведены эксперименты по шлифованию твердосплавных дисковых фрез  $\varnothing 160$  мм на круглошлифовальном станке мод. ЗБ12 с модернизированным приводом вращения изделия, позволяющим варьировать скорость изделия в пределах  $V_{\text{изд}} = 1-10$  м/мин. Как следует из рис. 1, 2 при глубинном шлифовании с небольшой скоростью изделия и продольной подачей, близкой к ширине круга, зависимость относительного расхода алмаза всегда носит экстремальный характер независимо от сочетания режимных параметров. Увеличение  $V_{\text{изд}}$  вызывает рост  $q_{\min}$  и смещает его в область меньших глубин шлифования  $Z$ . Максимум  $\sigma$  и минимум  $q$  соответствуют одному и тому же режиму шлифования. Причем большему значению  $q_{\min}$  соответствует меньшее значение  $\sigma_{\max}$ , что подтверждает аналитические исследования. При  $V_{\text{изд}} = 1$  м/мин режущие возможности шлифовального круга используются максимально. В этом случае линейный износ зерна до его объемного разрушения, а следовательно, параметр  $H$  возрастают, и  $q_{\min}$  принимает наименьшее значение. Для проверки правильности такого результата сравним  $H$  для различных значений  $q_{\min}$  по формуле (4), предварительно заменив в ней  $V_{\text{изд}}$  выражением из [8]:

$V_{\text{изд}} \sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}$ , где  $R_1; R_2$  — соответственно радиусы изделия и круга, мм,

$$H = \frac{9b V_{\text{изд}} \sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}}{k V_{\text{кр}} P} \quad (5)$$

Представим  $S_{\text{пред}} = P \sigma_{\max}$  (6), где  $P$  — сила, разрушающая зерно.

Условное напряжение резания  $\sigma_{\max}$ , согласно рис. 1, прямо пропорционально  $Z$ , и его можно аппроксимировать зависимостью  $\sigma_{\max} = AZ$  ( $A$  — коэффициент, определяемый из графика). После подстановки (6) в (5), имеем

$$H = \frac{9b A V_{\text{изд}} Z \sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}}{k V_{\text{кр}} P}. \quad (7)$$

Исходя из графика (рис. 1), произведение  $V_{\text{изд}} Z$ , соответствующее производительности шлифования  $Q$ , в точках  $q_{\min}$  незначительно уменьшается с ростом  $Z$ , и поэтому в (7) его можно принять постоянным. С учетом этого параметр  $H$  с увеличением  $Z$  возрастает. Изменение  $H$  в зависимости от режима шлифования связано с различной высотой межзеренного пространства  $\Delta$ , необходимого для размещения стружки, поскольку образующийся по всей длине дуги контакта круга с изделием слой стружки препятствует дальнейшему износу зерен до их объемного разрушения и таким образом уменьшает их активную (режущую) часть. Для подтверждения выдвинутого положения аналитически установим характер изменения параметра  $H$  в зависимости от высоты межзеренного пространства  $\Delta$ , необходимого для свободного размещения стружки, а также изменение максимальной толщины среза  $H_{\max}$ . С целью упрощения расчетов объем стружки  $V_{\text{объем}}$  представим объемом однородной жидкости, заполняющей все межзеренное пространство круга.

Толщину слоя стружки  $\Delta$  получим следующим образом. Пусть за время  $\Delta t$  изделие переместилось на величину  $V_{\text{изд}} \Delta t$ , а зерна круга прошли путь  $V_{\text{кр}} \Delta t$ . Снятый металл равномерно заполнил межзеренное пространство контактировавшей рабочей поверхности круга с толщиной слоя  $\Delta$ :

$$\Delta = \frac{V_{\text{объем}}}{B_1 (V_{\text{кр}} \Delta t)} = \frac{Q \Delta t}{B_1 (V_{\text{кр}} \Delta t)} = \frac{V_{\text{изд}} Z}{V_{\text{кр}}}, \quad (8)$$

где  $B_1$  — продольная подача, мин/об.

Анализируя условие оптимального самозатачивания круга, определяемое равенством силы удержания зерна в связке и разрушающей силы, можно заключить, что глубина критической заделки зерна в связке для всех  $q_{\min}$  остается постоянной. Следовательно, сумма величин  $H$  и  $\Delta$  во всех точках  $q_{\min}$  также должна оставаться одинаковой. Выражая  $H$  и  $\Delta$  через (7) и (8), получим

$$\frac{9b A V_{\text{изд}} Z \sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}}{k V_{\text{кр}} P} + \frac{V_{\text{изд}} Z}{V_{\text{кр}}} = c, \quad (9)$$

где  $c$  — постоянная.

Разрешим (9) относительно  $V_{\text{изд}}$ :

$$V_{\text{изд}} = \frac{c V_{\text{кр}} k P}{Z(9bAV\sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + kP})}. \quad (10)$$

Подставим (10) в (7); (8) и выражение для  $Q = B_1 V_{\text{изд}} Z$ :

$$H = \frac{9bAc V\sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}}{(9bAV\sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + kP})}; \quad (11)$$

$$\Delta = \frac{ckP}{(9bAV\sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + kP})}; \quad (12)$$

$$Q = \frac{B_1 c V_{\text{кр}} k P}{(9bAV\sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + kP})}. \quad (13)$$

Как следует из (11—13), с увеличением  $Z$  параметр  $H$  возрастает,  $\Delta$  и  $Q$  уменьшаются, что подтверждает выдвинутое положение о влиянии в точках  $q_{\text{min}}$  высоты межзеренного пространства на величину линейного износа зерна до его объемного разрушения.

Установим теперь характер изменения максимальной толщины среза  $H_{\text{max}}$  в зависимости от  $V_{\text{изд}}$  в точках  $q_{\text{min}}$ , для чего воспользуемся аналитической зависимостью (3), предварительно умножив и разделив ее на выражение

$$H_{\text{max}} = \frac{\left(1 + \sqrt{1 - \frac{k^2 V_{\text{кр}}^2 S_{\text{пред}}^3}{81 \text{tg}^2 \gamma b^2 V_{\text{изд}}^2}}\right)}{1} \cdot \frac{k V_{\text{кр}} S_{\text{пред}}^2}{9 \text{tg}^2 \gamma b V_{\text{изд}}}. \quad (14)$$

По аналогии с выражением для  $H$  преобразуем  $S_{\text{пред}}$  и  $V_{\text{изд}}$ :

$$H_{\text{max}} = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{k^2 V_{\text{кр}}^2 P^3}{162 A^3 \text{tg}^2 \gamma b^2 Z^4 \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}\right) V_{\text{изд}}}}\right)} \times \\ \times \frac{k V_{\text{кр}} P^2}{9 A^2 \text{tg}^2 \gamma b Z^2 V\sqrt{2Z} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}} V_{\text{изд}}}. \quad (15)$$

Как следует из (15), с увеличением  $Z$  в точках  $q_{\min}$  максимальная толщина среза  $H_{\max}$  уменьшается и вызывает снижение  $q_{\min}$ , что хорошо согласуется с основными положениями физической модели шлифования. В отличие от существующих формул для  $H_{\max}$ , полученная зависимость (15) содержит кроме геометрических и кинематических параметров шлифования ряд физических характеристик, что свидетельствует о более сложном характере образования режущего рельефа круга в процессе шлифования и его износа, чем это обычно принимается в расчетах. Экспериментальные исследования шероховатости обработанной поверхности в точках  $q_{\min}$  показывают уменьшение  $R_a$  с увеличением  $Z$ , что также связано с большей степенью сглаженности рельефа (рис. 1, 2).

Воспользуемся полученными аналитическими зависимостями для оценки влияния прочности обрабатываемого материала на условие оптимального самозатачивания алмазного круга. Сравним два различных по прочности обрабатываемых металла. Предположим, что условные напряжения резания для обоих материалов можно аппроксимировать зависимостями  $\sigma_1 = A_1 Z_1$ ;  $\sigma_2 = A_2 Z_2$ , причем  $A_1 > A_2$ . Анализируя с учетом такого предположения зависимости (11, 13, 15), видим, что при  $Z = \text{const}$  увеличение коэффициента  $A$  для  $q_{\min}$  вызывает рост  $H$  и уменьшение  $Q$ ,  $H_{\max}$ . Следовательно, шлифование труднообрабатываемого материала позволяет увеличить линейный износ зерен до их объемного разрушения и уменьшить  $q_{\min}$ . Однако  $q_{\min}$  наступает при меньшей режимной производительности  $Q$ , поскольку с увеличением  $A$  при  $Z = \text{const}$ , согласно (10), скорость изделия уменьшается. Такой результат, на

$Z$	$Q$ мм <sup>2</sup> /мин	$q$ м <sup>2</sup> /мм <sup>3</sup>	$N$ Вт	$\sigma$ кгс/мм <sup>2</sup>
-----	--------------------------	-------------------------------------	--------	------------------------------

Твердый сплав ВК 15

0,1	4500*	0,4	180	240
	9000	0,3	320	210
0,2	9000	0,26	400	264
	18000	0,35	500	168
Сталь				
0,1	4500	0,13	450	600
	9000	0,12	800	540
0,2	9000	0,12	200	540
	18000	0,145	1500	498

\* В числителе для  $V_{\text{изд}} = 2$  м/мин, в знаменателе для  $V_{\text{изд}} = 4$  м/мин. Продольная подача  $B_1 = 22,5$  мин/об, скорость круга  $V_{\text{кр}} = 35$  м/с



первый взгляд, парадоксальный, хорошо подтверждается экспериментально. В таблице приведены значения производительности шлифования  $Q$ , относительного расхода алмаза  $q$ , мощности шлифования  $N_{эф}$  и условных напряжений резания  $\sigma$ , полученных при круглом продольном шлифовании твердого сплава ВК15 и стали 45.

Для всех режимов шлифования мощность и условные напряжения выше у стали 45, а относительный расход алмаза — у твердого сплава ВК15.

Разработанная по принципу энергетического равновесия физическая модель шлифования позволяет решать и другие инженерные задачи шлифования, в частности, по раскрытию сущности влияния характеристик круга на его работоспособность, проектированию расчетным путем высокопроизводительных процессов шлифования и т. д.

**Список литературы:** 1. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов. — К.: Наук. думка, 1978. — 207 с. 2. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке. — Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. — 179 с. 3. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. — Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1977. — 228 с. 4. Федосеев О. Б. Физическая теория шлифования. — Физ. и хим. обработка материалов, 1979, № 1, с. 110—116. 5. Грабченко А. И. Физические и технологические закономерности алмазного шлифования сверхтвердых материалов. — Тр. 5-й междунар. конф. по инструментальным материалам и инструменту. Мишкольц, ВНР, 1982. — 20 с. 6. Беззубенко Н. К. К вопросу выбора режима работы режущих зерен при алмазно-искровом шлифовании. — Резание и инструмент, 1979, вып. 22, с. 3—9. 7. Новиков Ф. В. Кинетика образования режущего рельефа алмазного круга в процессе шлифования. — Контактные явления при больших пластических деформациях, 1982, с. 80—84. 8. Раб А. Ф., Новиков Ф. В. Кинематические соотношения параметров процесса шлифования изделий с прерывистыми поверхностями. — Резание и инструмент, 1981, вып. 24, с. 99—105.

*Поступила в редколлегию 19.10.82.*