

## **ОПТИМИЗАЦИЯ АЛМАЗНОГО КРУГЛОГО ШЛИФОВАНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ МНОГОЛЕЗВИЙНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ НА ОСНОВЕ ПРИВЕДЕННОЙ ТОЛЩИНЫ СРЕЗА**

**Ф. В. Новиков, А. Ф. Раб, С. А. Сошников, Б. С. Серов**

Многолетняя практика широкого внедрения в промышленности новых прогрессивных шлифовальных инструментов из СТМ убедительно подтверждает перспективность их применения для подъема инструментального производства на качественно новую ступень. В настоящее время на ряде операций заточки, доводки, хонингования и др. полностью исключена абразивная обработка, что позволило существенно повысить качество изделий и их работоспособность. В то же время наиболее массовые операции круглого шлифования твердосплавных и быстрорежущих инструментов (фрез, разверток, зенкеров и др.) выполняются обычными абразивными кругами с низким качеством обработки, улучшить которое не всегда удается последующей алмазной и эльборово-й доводкой. Применение на этих операциях кругов из СТМ позволяет обеспечить качество обработки в соответствии с требованиями стандартов, однако низкая работоспособность кругов, обусловленная главным образом спецификой ударно-циклического воздействия многолезвийного инструмента на режущий рельеф круга, делает в ряде случаев экономически нецелесообразным внедрение прогрессивных методов шлифования.

Внедренные на кафедре резания материалов и металлорежущих инструментов Харьковского политехнического института исследования физической сущности динамического состояния системы СПИД в момент удара показали, что существуют значительные резервы повышения эффективности круглого алмазного шлифования прерывистых поверхностей, которые наиболее полно реализуются при правильном управлении интенсивностью ударного взаимодействия круга с обрабатываемыми ножами инструмента. Суть такого управления заключается в соблюдении определенных кинематических соотношений режимных параметров, обеспечивающих полный съем металла и, следовательно, диссипацию кинетической энергии на заданном оптимальном уровне заглубления в рабочую поверхность круга, не доходя до связки. Значение этого уровня, как показали аналитические и экспериментальные исследования, соответствует допустимой (прочностной) толщине среза, которая определяется из условия минимума удельного расхода алмаза.

Аналитически установлено, что добиться полного съема подводимого в зону резания металла на уровне допустимой (прочностной) толщины среза можно различными сочетаниями параметров режима шлифования и поэтому основная задача управления состоит в обоснованном выборе из всего многообразия сочетаний оптимального, позволяющего достичь и превзойти производительность существующего абразивного шлифования при требуемом качестве обработки и приемлемом расходе алмаза.

Наиболее полно и достоверно поставленная задача решается на основе аналитической оптимизации процесса шлифования с ограниченным привлечением экспериментальных исследований, необходимых в основном для определения ряда физических характеристик процесса, не поддающихся расчету. Целесообразность такого подхода подтверждается многочисленными исследованиями советских ученых П.И. Ящерицына, А.В. Королева, О.Б. Федосеева, Ю.К. Новоселова и др., которыми доказано, что процесс шлифования, несмотря на вероятностное участие зерен в резании и их беспорядочное расположение на рабочей поверхности круга, подчиняется математическим закономерностям и с достаточной для практики точностью может быть описан методами теории случайных событий. Для установления взаимосвязи кинематических, геометрических и технологических параметров с допустимой (прочностной) толщиной среза нами разработана новая математическая модель круглого продольного шлифования, учитывающая разновысотное расположение зерен на рабочей поверхности круга и их вероятностное участие в резании. В расчетной схеме снимаемый припуск представлен пакетом элементарных цилиндрических оболочек, которые под разными углами входят в рабочий слой круга (рис. 1,а). По мере перемещения оболочек в рабочем слое круга на их поверхностях в результате наложения и перекрытия единичных срезов от проработавших зерен образуется профиль, описываемый вероятностной функцией  $\varepsilon(y)$  – относительной кинематической полнотой профиля, рис. 1,б

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\sqrt{2}tg\gamma k V_{кр}}{3bV_{изд}} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}} \left[ \frac{(t_{nT} - y)^3}{2\sqrt{t_{nT}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right]}, \quad (1)$$

где  $t_{iT} = t_T + it$ ;  $t_{nT} = t_T + (n-1)t$ ;

$n$  – число проходов круга до стабилизации профиля;

$t_T$  – координата элементарной цилиндрической оболочки, мм;

$t$  – глубина шлифования, мм;

$2\gamma$  – угол при вершине зерна;

$k$  – поверхностная концентрация зерен, шт/мм<sup>2</sup>;

$b$  – максимальная высота выступания зерен над связкой, мм;

$V_{кр}$ ,  $V_{изд}$  – скорости круга и изделия, мм/мин;

$R_1$ ,  $R_2$  – радиусы изделия и круга, мм.

Для аналитического описания границы завершения диспергирования режущими зёрнами металла в рабочую поверхность круга введено понятие линии полного съема металла, которая характеризует распределение уровней образования полного профиля  $\varepsilon(y)=0,95$  на каждой цилиндрической оболочке, рис. 1,в. По аналогии с лезвийной обработкой линия полного съема металла описывает сложную поверхность резания при шлифовании и выражается уравнением

$$H_{max} = \sqrt[3]{2} \cdot \sqrt[6]{t_{nT}} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{A} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}}, \quad (2)$$

$$\text{где } \frac{1}{A} = \frac{9bV_{изд} \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}}{\sqrt{2} \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}$$

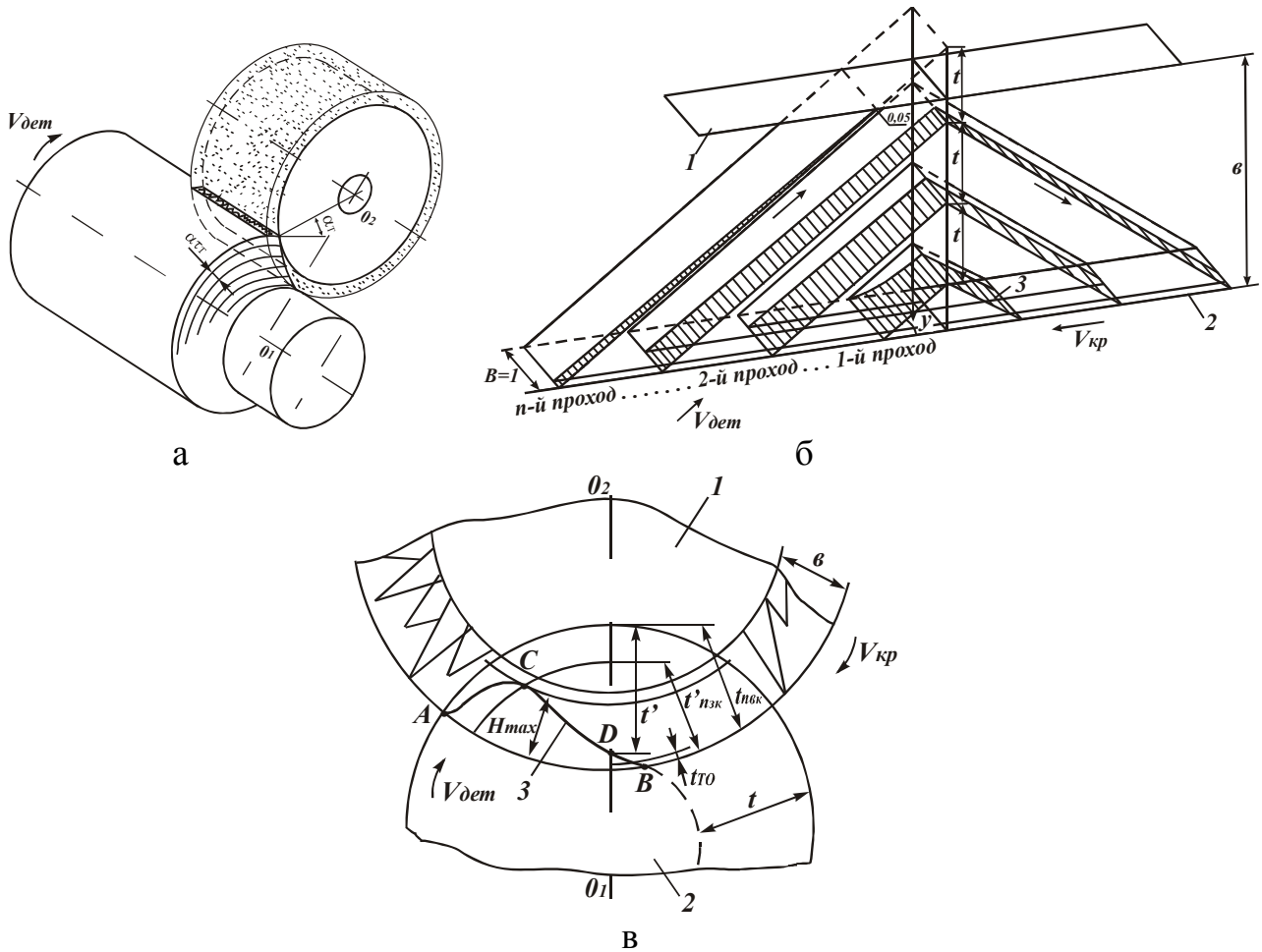


Рис. 1. Расчетная схема шлифования: а – взаимодействие круга с изделием при круглом продольном шлифовании; б – последовательность образования на элементарной цилиндрической оболочке, 1 – уровень связки; 2 – уровень максимально выступающих зерен; 3 – неснятый металл; в – изменение линии полного съема металла в рабочей поверхности круга; 1 – круг; 2 – изделие; 3 – линия полного съема металла.

Из рис. 1, в и уравнения (2) следует, что кинематические закономерности съема металла при шлифовании вполне однозначно описываются двумя параметрами – глубиной шлифования  $t$  и максимальной глубиной внедрения металла в рабочую поверхность круга  $H_{max}$ , определяемой выражением (2), где  $t_{nT}$  устанавливается из следующего равенства:

$$\left( \frac{1}{A} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right) = 5t_{nT} \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}. \quad (3)$$

В условиях глубинного шлифования, когда формообразование поверхности изделия происходит за один проход круга, зависимость (2) упрощается:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9\sqrt{2}bV_{изд}\sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{t \cdot \frac{B_1}{B}}, \quad (4)$$

где  $B$  – ширина круга, мм;  
 $B_1$  – продольная подача, мм/об.

Максимальная высота микронеровностей обработанной поверхности на рис. 1, в соответствии с величиной  $t_{T0}$  и определяется выражением:

$$t_{T0} = H_{max} \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{4t} \cdot \frac{B}{B_1}} = \sqrt[5]{\frac{18 \cdot 10^4 \cdot \pi \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{изд}^2 \cdot B \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}\right)}{tg^2\gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot B_1}}, \quad (5)$$

где  $\bar{X}$  – зернистость круга, мкм;  
 $m$  – концентрация круга, %.

Достоверность аналитических зависимостей оценивалась экспериментально параметром шероховатости  $R_a \approx 0,2 \cdot t_{T0}$ . В табл. 1 приведены экспериментальные и рассчитанные по формуле (5) значения  $R_a$ , которые показывают достаточную степень сходимости результатов.

Исходные данные: АПП 300x25x5 АСВ 250/200 – МВ1 – 100%; обрабатываемый материал: твердый сплав ВК8;  $R_1=100$  мм;  $\bar{X}=200$  мкм;  $m=100\%$ ;  $tg\gamma=1$ ;  $V_{кр}=30$  м/с;  $B_1=20$  мм/об;  $t=0,1$  мм/ход.

Таблица 1

$V_{изд}$ , м/мин	1	3	4	6
$R_a^{экс}$ , мкм	1,1	1,65	2,05	2,17
$R_a^{рас}$ , мкм	1,36	2,11	2,36	2,78

Наблюдаемое расхождение экспериментальных и расчетных значений (приблизительно 30%) обусловлено главным образом принятой упрощенной конусообразной формой режущих зерен. При экранировании таких зерен на поверхность цилиндрической оболочки припуска образуется менее плотный профиль по сравнению с реально существующим. Однако, несмотря на имеющиеся расхождения, полученные аналитические решения следует считать достоверными, в необходимой степени отражающие сложный характер формообразования поверхностей при шлифовании даже без учета разнообразной геометрической формы и ориентации алмазных зерен в связке, физических закономерностей образования стружек и тепловых явлений, износа круга и др. факторов. Полученные результаты довольно убедительно свидетельствуют о преобладании кинематического фактора в процессе алмазного шлифования твердосплавных изделий.

Пользуясь приведенными зависимостями (4) и (5), проведем оптимизацию шлифования при условии  $H_{max} = const$  по режимной производительности, шероховатости обработанной поверхности и удельному расходу алмаза. Ре-

жимная производительность круглого продольного шлифования определяется выражением:

$$Q = B_1 \cdot V_{изд} \cdot t. \quad (6)$$

Разрешим зависимость (4) относительно  $V_{изд}$  и подставим полученную зависимость в (6):

$$Q = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3 \cdot \sqrt{B_1 \cdot B \cdot t}}{9\sqrt{2} \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}}. \quad (7)$$

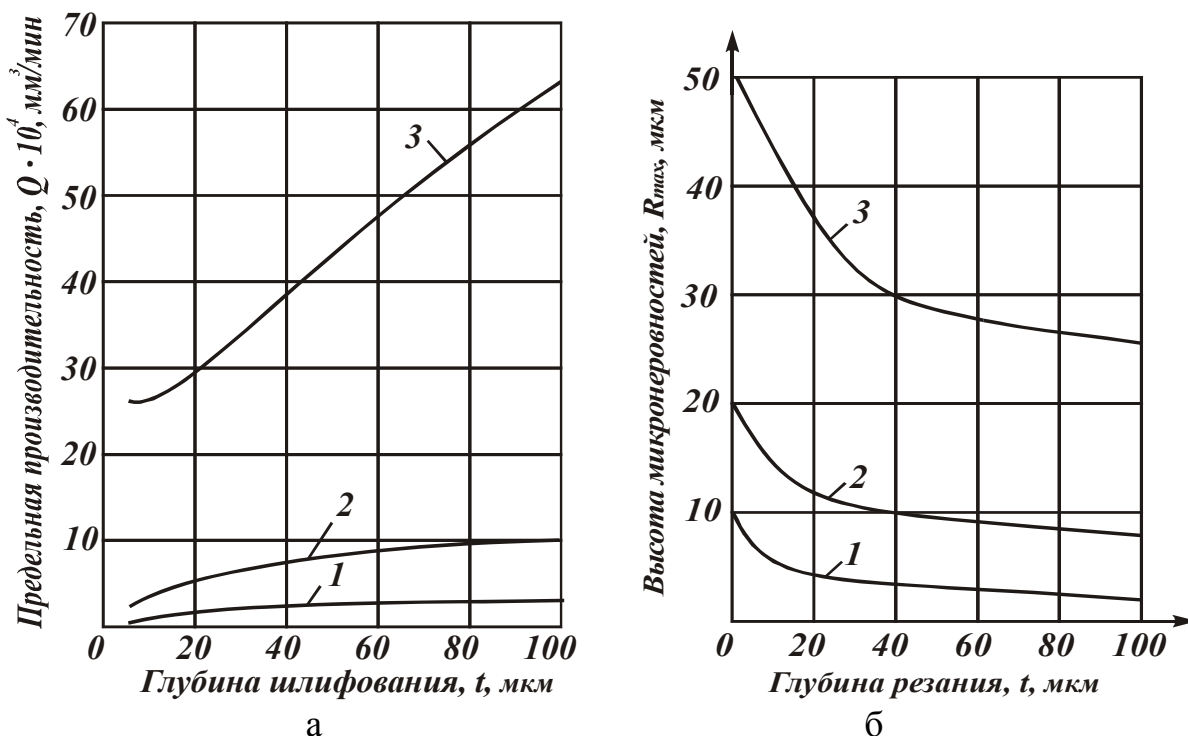


Рис. 2. Зависимости  $Q$  и  $R_{max} = t_{T0}$  от  $t$  при  $b = const$ . Исходные данные:  $\gamma=45^\circ$ ;  $k=1000$  шт/мм<sup>2</sup>;  $R_1=50$  мм;  $R_2=100$  мм;  $V_{кр}=30$  м/с; 1 -  $b=10$  мкм; 2 -  $b=20$  мкм; 3 -  $b=50$  мкм.

Как следует из зависимости (7) и рис. 2,а, с увеличением  $t$  режимная производительность  $Q$  возрастает, что свидетельствует о преимуществе глубинного шлифования над многопроходным. Такая закономерность обусловлена тем, что с увеличением  $t$  при  $H_{max} = const$  скорость изделия  $V_{изд}$  уменьшается менее интенсивно по сравнению с ростом  $t$  в (6). Влияние  $B_1$  на  $Q$  необходимо рассматривать двояко. С одной стороны  $B_1$  определяет ширину полосы металла, срезаемой кругом за один оборот изделия, с другой стороны  $B_1$  приводит к изменению  $V_{изд}$ , которая обеспечивает полный съем металла в рабочей поверхности круга на фиксированном уровне  $H_{max}$ . Влияние первого фактора преобладающее, и  $Q$  с увеличением  $B_1$  растет, что позволяет считать глубинное шлифование с продольной подачей  $B_1$ , близкой к ширине круга, и небольшой

скоростью изделия наиболее производительным. При таком шлифовании, как следует из зависимости (5), сохраняя  $H_{max} = const$  параметр шероховатости  $t_{T0}$  принимает наименьшее значение, рис. 2,б. Для оптимизации шлифования по износостойкости алмазного круга удельный расход алмаза описан эквивалентной функцией  $\lambda$ :

$$\lambda = \frac{H_{max} \cdot l^{1/p}}{\mathcal{G}_{объем}}, \quad (8)$$

в которой линейный износ круга представлен произведением величины  $H_{max}$ , характеризующей силовую нагруженность зерен, и степенной зависимости от суммарной длины пути зерна в металле  $l^{1/p}$  ( $p$  - целое число) – определяющей изменение скорости линейного износа круга во времени. Объем снятого металла равен  $\mathcal{G}_{объем} = B_1 \cdot V_{изд} \cdot t \cdot \tau$ , где  $\tau$  – время шлифования:

$$\tau = \frac{2\pi \cdot R_2 \cdot l \cdot \sqrt{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}}{V_{изд} \cdot \sqrt{2t}}. \quad (9)$$

После подстановки (4) и (9) в (8), функция  $\lambda$  выразится:

$$\lambda = \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V_{изд}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{2t \cdot \frac{B_1}{B} \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}\right)} \cdot \frac{1}{B_1 \cdot \pi \cdot R_2 \cdot l^{1-1/p} \cdot \sqrt{2t \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}\right)}}. \quad (10)$$

Анализ зависимости (10) показывает, что с увеличением  $V_{изд}$  удельный расход алмаза непрерывно возрастает, а с повышением  $V_{кр}$  – уменьшается. Увеличение  $B_1$  и  $t$  вызывает снижение  $\lambda$ , что обусловлено менее интенсивным ростом  $H_{max}$  в (8). Однако после достижения  $B_1$  и  $t$  определенных значений, соответствующих  $H_{max}^{дон}$ , вследствие ограниченной прочности зерна и его удержания в связке, линейный износ начнет интенсивно возрастать и вызовет рост  $\lambda$ . Аналитические закономерности подтверждены экспериментально, рис. 3,а. Таким образом, для круга существует допустимая (прочностная) толщина среза  $H_{max}^{дон}$ , при достижении которой удельный расход алмаза принимает минимальное значение:

$$\lambda_{min} = \frac{9 \cdot V_{изд}}{\pi \cdot R_1 \cdot R_2 \cdot l^{1-1/p} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^2}. \quad (11)$$

При  $t = const$  минимум функции удельного расхода алмаза определится:

$$\lambda_{min} = \frac{162 \cdot V_{изд} \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}\right)}{tg^2\gamma \cdot k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot B_1 \cdot H_{max}^5}. \quad (12)$$

Как следует из зависимостей (11) и (12), наиболее экономичной схемой обработки является глубинное шлифование с небольшой скоростью изделия и продольной подачей, близкой к ширине круга.

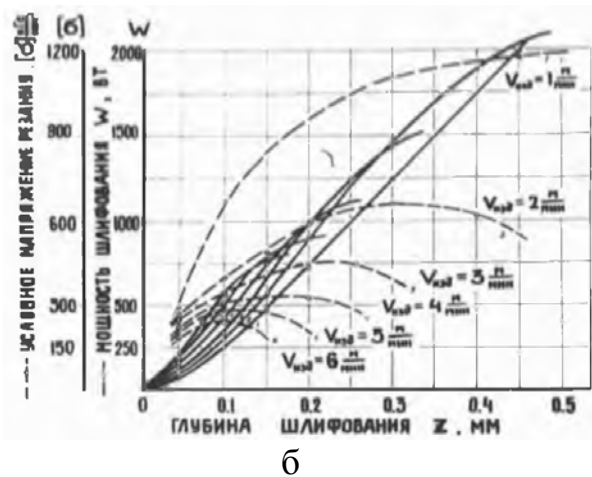
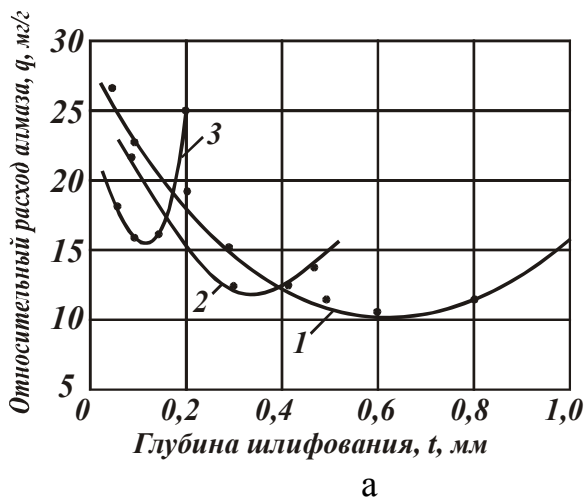


Рис. 3. Зависимости  $q$  и  $[\sigma]$  от  $t$ . Круг АПІ 300x25x5 АСВ 250/200 – МВ1 – 100%; обрабатываемый материал – ВК15;  $V_{кр} = 35$  м/с;  $B_1 = 22,5$  мм/об;  
 а) 1 -  $V_{изд} = 1$  м/мин; 2 -  $V_{изд} = 2$  м/мин; 3 -  $V_{изд} = 6$  м/мин;  
 б) 1 -  $V_{изд} = 1$  м/мин; 2 -  $V_{изд} = 2$  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%-й раствор  $NaNO_3$ .

В табл. 2 приведены расчетно-экспериментальные значения допустимой (прочностной) толщины среза для различных  $V_{изд}$ , полученных с учетом в зависимости (4) поправочного коэффициента  $\eta = 0,6$ .

Таблица 2

$V_{изд}$ , м/мин	1	4	6
$H_{max}^{дон}$ , мкм	13,2	16,6	18

Заслуживает внимания тот факт, что полученные значения превышают предельные (разрушающие) толщины срезов при микрорезании единичным зерном, которые по данным литературных источников колеблются в пределах от 0,4 до 2 мкм. Такая разница объясняется тем, что в силу вероятностного участия зерен в резании и образования неполных срезов, режущие зерна в процессе шлифования кинематически менее нагружены по сравнению с условиями микрорезания единичным зерном и  $H_{max}^{дон}$  выше предельных толщин среза при микрорезании. Следовательно, данные по микрорезанию единичным зерном не могут быть распространены на работу алмазного круга в целом и неприемлемы для установления  $H_{max}^{дон}$ . Увеличение  $H_{max}^{дон}$  при шлифовании по отношению к микрорезанию способствует также высокий градиент температуры, снижающий условное напряжение резания.

Как следует из табл. 2,  $H_{max}^{дон}$  с ростом  $V_{изд}$  несколько увеличивается, что является результатом снижения условных напряжений резания  $[\sigma] = \frac{W}{Q}$  (рис. 3, б), где  $W$  – мощность шлифования.

Аппроксимация зависимости  $H_{max}^{don} - t$  выражением вида  $H_{max}^{don} = a_0 + b_0 t$  и подстановкой его в (4) позволяет расчетным путем определить бесконечное множество оптимальных сочетаний режимных параметров, соответствующих минимуму удельного расхода алмаза. Таким образом, для проектирования оптимальных высокопроизводительных процессов алмазного шлифования, создания расчетных нормативов режимов шлифования необходимо располагать банком данных по допустимым (прочностным) толщинам среза для всех обрабатываемых материалов, характеристик алмазных кругов, СОЖ, которые определяются по двум значениям минимума удельного расхода алмаза. Зная эти величины, по соответствующим формулам рассчитываются оптимальные параметры режима шлифования. В табл. 3 приведены расчетные значения оптимальных параметров режима шлифования, производительности шлифования на единицу ширины круга  $Q/B$ , относительного удельного расхода алмаза  $\xi \cdot \lambda_{min}$  и шероховатости обработанной поверхности  $R_a$ , полученные для круга АПП 300x25x5 АСВ 250/200 – МВ1 – 100%; обрабатываемый материал: Т15К10;  $V_{кр} = 35$  м/с;  $R_1 = 80$  мм;  $\bar{X} = 200$  мкм;  $m = 100\%$ . Условные обозначения:

$V_{изд}$ , м/мин	$Q/B$ , мм <sup>2</sup> /мин
$\xi \cdot \lambda_{min}$	$R_a$ , мкм

Таблица 3

$t$ , мкм	$B_1/B$									
	0,1		0,2		0,3		0,5		1,0	
20	48,9	97,8	34,5	138	28,1	168,6	21,8	218	15,4	308
	8,8	4,65	6,2	3,7	5	3,4	3,9	3	2,77	2,68
30	39,2	117,6	27,7	166,2	22,6	203,4	17,6	264	12,4	372
	7	4	4,95	3,56	4	3,28	3,15	2,96	2,22	2,58
50	29,4	147	20,9	209	17	255	13,2	330	9,4	470
	5,27	3,64	3,75	3,97	3	2,92	2,36	2,64	1,68	2,3
100	19,2	192	13,5	270	11	330	8,6	430	6	600
	4,35	3	3	2,67	2,5	2,45	1,94	2,23	1,36	1,99
200	11,6	232	3,2	328	6,7	402	5,2	520	3,7	740
	3,44	2,5	2,4	2,18	2	2	1,54	1,82	1,1	1,58
300	7,9	237	5,6	336	4,6	414	3,6	540	2,5	750
	3,32	2,15	2,35	1,87	1,93	1,73	1,5	1,56	1,05	1,36
500	4,2	210	3	300	2,4	360	1,9	475	1,3	650
	3,2	1,66	2,3	1,44	1,84	1,33	1,45	1,2	1	1,05

Как следует из табл. 3, наиболее эффективно шлифование с  $t = 0,2 - 0,3$  мм/ход. Дальнейшее повышение  $t$  приводит к значительному уменьшению  $H_{max}^{don}$ , что снижает производительность шлифования.

Выполненная таким образом оптимизация шлифования на основе допустимой (прочностной) толщины среза позволила разработать новый высокопроизводительный конкурентоспособный процесс алмазного шлифования



твердосплавных многолезвийных инструментов, позволивший при допустимом износе алмаза и требуемом качестве обработки в 2 раза и более повысить производительность абразивного шлифования. Процесс протекает в виброустойчивом режиме. Припуск снимается за один проход круга. Электрофизическими методами правки удаляются продукты засаливания круга и постоянно поддерживается его высокая режущая способность.