

# Исследование процессов обработки

УДК 621.923: 621.922

**В. И. Лавриненко**

Институт сверхтвердых материалов

им. В. Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

*lavrinenko@ism.kiev.ua*

## **Коэффициент абразивного резания как характеристика, отражающая эксплуатационные показатели процесса шлифования кругами из сверхтвердых материалов**

*Рассмотрены физический смысл и тенденции изменения коэффициента абразивного резания  $f_a = P_z/P_y$  применительно к процессам шлифования кругами из сверхтвердых материалов. Показано, в каких случаях необходимо стремиться к повышению его значения. Дана классификация обрабатываемых материалов по данному коэффициенту.*

**Ключевые слова:** коэффициент абразивного резания, составляющие силы резания, тепловые процессы, шлифование, круги из сверхтвердых материалов.

Коэффициент абразивного резания  $f_a$  как отношение составляющих сил резания при шлифовании ( $P_z/P_y$ ) является важнейшей характеристикой этого процесса [1, 2]. В литературе можно встретить термин “коэффициент шлифования”, который в данном случае является неправомерным. В теории резания отношение  $P_z/P_y$  имеет установившееся название – коэффициент резания ( $f_p$ ). В процессах абразивной обработки  $P_z/P_y$  – это также коэффициент резания, но чтобы не путать с коэффициентом резания при лезвийной обработке, его называют коэффициентом абразивного резания [1]. А коэффициент шлифования (по ГОСТ 21445–84) – это показатель работоспособности шлифовального абразивного инструмента, характеризующийся отношением объема снятого при шлифовании материала к объему израсходованного абразивного слоя (этот показатель имеет название Grinding Ratio (коэффициент шлифования) и обозначается как  $G$ ). На это следует обращать внимание для того, чтобы избегать путаницы в терминах.

С учетом реальных углов абразивных зерен при абразивной обработке  $f_a$  всегда  $< 1$ , а при лезвийной обработке, как правило,  $f_p \geq 1$  [1, 2]. В [3] показа-

но, что для режущего зерна отношение  $P_z/P_y$  будет характеризовать передний угол  $\gamma$  эквивалентного индентора (эквивалентным является индентор правильной геометрической формы, работа которого описывается такой же системой уравнений движения, как и работа реального шлифовального круга). Сила  $P_z$  расходуется на отделение (стружкообразование) материала (без трения), а сила  $P_y$  – на отжатие индентора. При затупленных (с площадками износа) зернах  $P_z/P_y$  уменьшается и приближается к значению коэффициента трения. В процессе шлифования коэффициент абразивного резания может изменяться в пределах значений равных коэффициентам резания и трения или оставаться неизменным [3].

В [4] показано, что при микрорезании отношение  $P_z/P_y$  имеет максимальные значения для мягких и пластичных материалов, а минимальные – для твердых и хрупких. Для всех материалов, чем больше угол заострения алмазного зерна, тем меньше коэффициент  $f_a$ , и, следовательно, при этом меньшим становится различие между мягкими и твердыми материалами. Для мягких и вязких материалов при микрорезании  $f_a$  с определенной погрешностью подчиняется следующей зависимости от угла заострения конуса:

$$f_a = 1,8(1-2\alpha/\pi),$$

где  $2\alpha$  – угол (в радианах) заострения алмазного зерна, имеющего вид конуса. При микрорезании твердых и хрупких материалов  $f_a$  необходимо умножить на коэффициент 0,5.

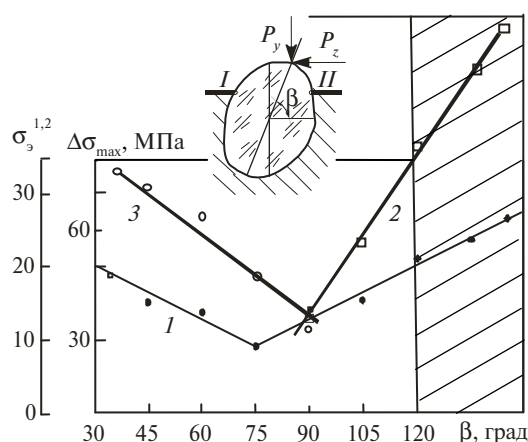
При скольжении алмазных и рубиновых полусфер  $f_a$  больше от 3 до 10 раз для рубина (по своему составу и свойствам близок к природному корунду и электрокорунду). Для алмаза в условиях скольжения без смазки по разным материалам  $f_a$  составляет для меди 0,10–0,15, армо-железа – 0,09–0,13, нормализованной стали 45 – 0,06–0,15, закаленной стали 45 – 0,03–0,07, чугуна СЧ 40-28 – 0,03–0,06 [5]. Чем больше отношение  $P_z/P_y$ , отличается от коэффициента трения, тем эффективнее режет круг [6].

Расчеты показывают [7], что в условиях абразивной обработки хрупких неметаллических материалов (ситаллов) при значении  $f_a = 0,167$  на разрушение обрабатываемого материала приходится менее 15 % подведенной энергии, тогда как при  $f_a = 0,286$  эта часть составляет 25 %. Это свидетельствует о том, что для эффективного использования подведенной энергии необходимо стремиться к снижению составляющей  $P_y$  [7].

В [8] показано, что с увеличением скорости цапаания стали 45 от 20 до 120 м/с  $f_a$  уменьшается в 1,7 раза за счет более быстрого снижения составляющей  $P_z$ . В [8] предполагали, что поскольку формирование новой поверхности при цапани и шлифовании происходит в направлении вектора тангенциальной составляющей усилия цапани–шлифования, то именно ее значение становится определяющим фактором начала стружкообразования. В свою очередь, нормальная составляющая, обеспечивая необходимую для микрорезания глубину внедрения абразивного зерна в обрабатываемый материал, одновременно и деформирует, и упрочняет его поверхностный слой. В соответствии с [8], коэффициент  $f_a$  оценивает вклад полезной работы резания–диспергирования относительно работы внедрения зерен в обрабатываемый материал и их взаимного трения. Чем больше  $f_a$ , тем ближе к оптимальным являются условия шлифования при резании и трении, причем работа трения превалирует в энергетическом балансе шлифования. Выводы, сделанные в [7] и [8], исключительно важны и их следует применять к реальным кругам из сверхтвердых материалов (СТМ). При этом необходимо учитывать,

что в реальных кругах режущие зерна расположены в рабочем слое с наклоном, а это принципиально влияет как на напряженное состояние системы зерно–связка, которое во многом определяется отношением  $P_z/P_y$ , так и на последующие показатели процесса шлифования такими кругами.

Известны некоторые решения задачи определения такого напряженного состояния, но в данном случае более интересна практическая сторона этой проблемы с учетом реальных углов наклона зерен в рабочем слое круга, составляющих  $45^\circ$  или  $135^\circ$  [9], и отношения составляющих сил резания  $P_z$  и  $P_y$  (коэффициента  $f_a$ ). Так, в [10] было принято, что форма зерна имеет вид эллипсоида вращения, имеющего угол наклона  $35^\circ$ – $145^\circ$  к поверхности круга. Действующие на зерно нагрузки рассчитывали исходя из реальных условий работы круга с учетом составляющих сил резания и формоизменений режущей поверхности круга.



Влияние угла наклона зерна на перепад напряжений  $\Delta\sigma_{\max}$  (1), возникающих в связке на границе зерно–связка, и на значения эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  в точках I (2) и II (3); заштрихована зона неблагоприятных напряжений [10].

Кроме того, в [10] показано, что наряду со стремлением к снижению максимальных напряжений важно иметь вокруг режущего зерна равномерное напряженное состояние, для оценки которого использован показатель  $\Delta\sigma_{\max}$ , учитывающий перепад напряжений по длине зоны контакта зерна со связкой (от т. I до т. II, рисунок). При постоянном значении коэффициента  $f_a = 0,233$  изменяли угол наклона режущих зерен от  $35^\circ$  до  $145^\circ$ . Анализировали максимальные эквивалентные напряжения вблизи т. I и II, а также для общей оценки неблагоприятных углов наклона зерен, показатель перепада напряжений в связке  $\Delta\sigma_{\max}$  и показатель суммарных максимальных значений эквивалентных напряжений  $\Sigma\sigma_e$ . Установлено [10], что с увеличением угла наклона зерен участок неблагоприятных напряжений смещается к т. I. Причем угол  $120^\circ$  является в определенной степени границей перехода в неблагоприятную по напряжениям зону (см. рисунок). Это характерно как для эквивалентных напряжений в зоне т. I, так и для суммарных напряжений  $\Sigma\sigma_e$  и перепада максимальных напряжений  $\Delta\sigma_{\max}$ . Анализ данных по влиянию угла наклона  $\beta$  режущих зерен в диапазоне  $35^\circ$ – $145^\circ$  на показатель  $\Delta\sigma_{\max}$  и эквивалентные напряжения в т. I и II (см. рисунок) показывает, что минимальные значения приведенных показателей обеспечивают угол  $75^\circ$ , и, таким образом, в идеале зерно должно быть наклонено в сторону, противоположную направлению

вектора тангенциальной составляющей силы резания. Показано также, что в диапазоне значений углов  $45^\circ$ – $105^\circ$ , без учета оптимального угла  $75^\circ$ , перепад напряжений является небольшим. Реальный наклон зерен под углом  $45^\circ$  не так влияет на их удержание, как наклон зерен под углом  $135^\circ$ , которые попадают в крайне неблагоприятную зону (см. рисунок), где напряжения превышают допустимые для известных составов связок. При шлифовании с производительностью равной или большей критической от этих зерен не следует ожидать реального участия в съеме материала [10].

В идеальном случае для уменьшения напряженного состояния в системе зерно–связка и лучшего удержания зерен необходимо стремиться к меньшему значению силы резания. Однако для конкретного инструмента при повышении производительности шлифования сделать это невозможно, поскольку последнее автоматически приведет к увеличению силы резания. Одним из вариантов решения этого противоречия является изменение отношения составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$  (т. е.  $f_a$ ). Так, в [11] рассмотрено напряженно-деформированное состояние (НДС) системы зерно–связка для двух вариантов нагружения.

Вариант 1.  $P_y$  – постоянна,  $P_z$  – изменяется. Показано, что чем больше отношение  $P_z/P_y$ , тем меньшим является градиент напряжений вокруг зерна и меньше сами напряжения.

Вариант 2.  $P_z$  – постоянна, а  $P_y$  – изменяется. Установлено, что этот вариант является менее благоприятным, чем первый. При повышении  $P_y$  и, соответственно, уменьшении коэффициента  $f_a$ , эти напряжения резко снижаются, становятся сжимающими, а неблагоприятные точки смещаются к т. II (см. рисунок). Тем самым, для этого варианта можно сделать вывод о том, что чем больше  $f_a$ , тем градиент напряжений меньше, уменьшаются и сами напряжения.

Для уточнения этого вывода расчет НДС был сделан при изменении всех трех компонент –  $P_z$ ,  $P_y$  и  $f_a$ , причем  $f_a$  последовательно возрастал от 0,05 до 0,40 (табл. 1). Результаты расчета показали, что составляющая  $P_y$  должна уменьшаться или быть постоянной, а составляющая  $P_z$  должна увеличиваться. Так, если увеличить  $P_z$  в 8 раз при том же значении  $P_y$  (см. табл. 1), НДС не только не увеличится, но даже уменьшится. Таким образом, для уменьшения напряженного состояния системы зерно–связка и, соответственно, снижения износа круга необходимо стремиться в процессе шлифования к увеличению  $f_a$ . При этом желательно уменьшать  $P_y$  или не изменять, а  $P_z$  необходимо увеличивать [12].

Для проверки данного положения была изучена связь износа круга с коэффициентом  $f_a$  при шлифовании твердого сплава ВК6ОМ кругом 12А2-45° 125×5×3×32 АС4 63/50ма–В1-11П–125 при производительности 174 мм<sup>3</sup>/мин [12]. Установлено, что для условий обработки с большим значением  $f_a$  характерно снижение износа круга:  $q_p = 149,58 - 467,16f_a$ . Аналогично и при шлифовании безвольфрамовых твердых сплавов также обнаружена связь износа круга с коэффициентом  $f_a$ . И в этом случае при большем значении  $f_a$  уменьшается износ алмазных кругов:  $q_p = 3,054 - 6,916f_a$  [12]. Это подтверждает необходимость увеличения  $f_a$  для уменьшения износа кругов.

В связи с выше изложенным, важно определить факторы, позволяющие повышать значения коэффициента  $f_a$ .

Из литературы известно, что при шлифовании керамики силинит-Р коэффициент  $f_a$  будет увеличиваться при росте глубины шлифования и умень-

шаться при использовании в кругах алмазных порошков марки от АС6 до АС15 и зернистости от 100/80 до 200/160 [13].

**Таблица 1. Влияние составляющих силы резания на показатели напряженного состояния при угле наклона зерна 45°**

Показатели нагружения			Показатели напряженного состояния, МПа		
$f_a$	$P_z$ , Н	$P_y$ , Н	$\sigma_{max}$	$\Delta\sigma_{max}$	$\Delta\sigma_{м.р}$
0,05	0,010	0,20	29,47	31,34	18,73
0,10	0,050	0,50	72,03	74,95	45,47
0,15	0,030	0,20	27,32	28,96	16,98
0,20	0,100	0,20	66,03	68,39	40,45
0,25	0,075	0,30	34,14	40,00	23,19
0,30	0,090	0,30	36,72	38,39	22,07
0,35	0,070	0,20	23,53	24,66	13,98
0,40	0,080	0,20	22,59	23,58	13,24

Примечание.  $\sigma_{max}$  – максимальные напряжения;  $\Delta\sigma_{max}$  – перепад максимальных напряжений вдоль зоны контакта;  $\Delta\sigma_{м.р}$  – перепад в разнице максимальных напряжений вдоль зоны контакта.

Для процесса алмазного бесцентрового наружного шлифования изделий из твердых сплавов установлено, что наибольшие значения  $f_a$  характерны для алмазных кругов на связке М1-04, а наименьшие – для абразивных кругов из карбида кремния [14]. В кругах на связке В2-01 с ростом зернистости эльбора от 50/40 до 250/200  $f_a$  уменьшается от 0,35 до 0,26. В кругах на связке КБ с увеличением относительной концентрации эльбора от 25 до 100 %  $f_a$  растет от 0,24 до 0,4, а при дальнейшем повышении концентрации от 100 до 200 % уменьшается от 0,4 до 0,25 [15].

Увеличение поперечной подачи  $S_n$  при глубинном шлифовании кубонитовыми кругами быстрорежущих сталей приводит к росту  $f_a$  [16].

С увеличением скорости резания  $f_a$  уменьшается при плоском глубинном шлифовании стальных изделий [17] и при обработке твердого сплава и минералокерамики. При алмазной обработке стали Р18 увеличение скорости приводит к увеличению  $f_a$ . Для кругов на металлической связке М2-01  $f_a$  больше, чем для кругов на связке В2-01. Увеличивается  $f_a$  также с ростом поперечной подачи [6].

Установлено [18], что коэффициент трения безалмазных каучуковых связок по твердому сплаву ВК8 находится в пределах 0,08–0,12, а  $f_a$  при наличии в связке алмазных порошков зернистостью 10/7 и 20/14 находится в пределах 0,10–0,16. Увеличение зернистости до 50/40 резко увеличивает  $f_a$  до 0,30–0,36. Использование в связке алмазных порошков марки АС2 зернистостью 63/50 и 80/63 повышает  $f_a$  до 0,35 и 0,40 соответственно.

Обобщим приведенные выше данные. С одной стороны, с увеличением прочности зерен и зернистости шлифпорошков СТМ коэффициент  $f_a$  уменьшается, но, вместе с тем, имеются и противоречия:

- для алмазных кругов на каучуковых связках с ростом зернистости шлифпорошков коэффициент  $f_a$  увеличивается;
- для кругов из эльбора  $f_a$  растет с увеличением относительной концентрации эльбора в кругах до 100 %, а при дальнейшем повышении концентрации от 100 до 200 % – уменьшается;

–  $f_a$  больше для кругов на металлических связках, чем на полимерных, и для обычных абразивных кругов;

– увеличение глубины шлифования (или поперечной подачи) приводит к повышению коэффициента абразивного резания;

– с ростом скорости вращения круга  $f_a$  уменьшается как для кругов из кубического нитрида бора, так и для алмазных кругов при шлифовании твердых сплавов и керамик, но увеличивается при шлифовании стали P18 алмазными кругами.

Учитывая наличие таких разных тенденций, автором было исследовано изменение коэффициента  $f_a$  при шлифовании алмазными кругами твердых сплавов (вольфрамовых и безвольфрамовых) и инструментальных керамик [11].

Для твердых сплавов установлено, что в диапазоне относительных концентраций алмазов в круге от 50 до 125 % коэффициент  $f_a$  возрастает, аналогично он себя ведет и с ростом зернистости от 40/28 до 125/100. Исследования влияния режимов шлифования на  $f_a$  проводили на твердом сплаве ВРК15. Продольную подачу изменяли в диапазоне 0,25–1,25 м/мин, поперечную – от 0,05 до 0,25 мм/дв.ход, скорость круга была 15 и 30 м/с. Установлено, что с ростом скорости вращения круга и глубины шлифования  $f_a$  уменьшается.

Для безвольфрамовых твердых сплавов показано, что использование металлических связок вместо полимерных приводит к большим силам резания, а по коэффициенту  $f_a$  значимой разницы между ними не обнаружено. Показано, что с ростом прочности алмазов возрастает и сила резания, при этом  $f_a$  изменяется слабо (несколько увеличивается только для алмазных порошков марки АС2). Установлено, что покрытие алмазных зерен во всех случаях приводит к увеличению как силы резания, так и  $f_a$ .

Для инструментальных керамик установлено, что с повышением продольной подачи  $S_{пр}$  сила резания увеличивается, а удельная работа уменьшается. Такой характер зависимости наблюдается при шлифовании как оксидной, так и оксидно-карбидной керамики. В то же время, характер изменения коэффициента  $f_a$  с увеличением  $S_{пр}$  для этих видов керамик неодинаковый. При шлифовании оксидной керамики  $f_a$  увеличивается, а при обработке оксидно-карбидной – снижается. Аналогичным является изменение  $f_a$  и при увеличении глубины шлифования. С увеличением скорости вращения круга удельная работа возрастает, а сила резания уменьшаются, что характерно для обоих видов керамик. Но только при обработке оксидно-карбидной керамики имеет место уменьшение коэффициента  $f_a$  с ростом  $v_{кр}$ .

Обобщим приведенное выше с учетом литературных данных и результатов автора при исследовании коэффициента абразивного резания.

Для увеличения  $f_a$  при шлифовании твердых сплавов, керамик и инструментальных сталей при прочих равных условиях необходимо выбирать для круга шлифпорошки алмазные марки АС4 или АС6, кубического нитрида бора марки КР или ЛП, использовать любое покрытие зерен СТМ, зернистость шлифпорошка СТМ выбирать максимальную для конкретных условий обработки, относительную концентрацию зерен СТМ в рабочем слое круга увеличивать для диапазона 50–125 %, использовать металлическую связку в кругах, а также повышать параметры режимов резания: окружную скорость вращения, глубину шлифования и продольную подачу.

Для уменьшения  $f_a$  (при прочих равных условиях) необходимо использовать в шлифовальных кругах порошки СТМ с более высокой прочностью зерен, чем у порошков марок АС6 или КР, избегать любого покрытия зерен СТМ, зернистость шлифпорошка СТМ выбирать минимальную для конкрет-

ных условий обработки, относительную концентрацию зерен СТМ в рабочем слое круга выбирать менее 50 % или более 150 %, использовать полимерную связку в кругах, а также уменьшать все параметры режимов резания: окружную скорость вращения, глубину шлифования и продольную подачу.

Приведенные выше рекомендации были использованы автором при исследовании силовых показателей процесса шлифования магнитотвердых сплавов алмазными кругами на различных связках [19]. Установлено, что и в данном случае у инструментов на металлических связках  $f_a$  выше, чем на полимерных. Стеклопокрытие алмазных зерен, как и ожидали, повысило  $f_a$ . Кроме того, как и на твердых сплавах, наблюдали, что с ростом скорости вращения круга сила резания несколько снижается, а также уменьшается  $f_a$  [19].

Теперь рассмотрим еще два аспекта, связанные с коэффициентом абразивного резания: тепловые процессы и упругие перемещения в технологической системе при шлифовании.

В [2] указано, что, исходя из теоретических зависимостей, при постоянной производительности шлифования температура шлифования связана с коэффициентом абразивного резания и ее уменьшения можно достичь при увеличении  $f_a$ .

Как подтверждают данные [20, 21], для более точного определения температуры шлифования необходимо учитывать не только составляющую  $P_z$ , но и  $P_y$ , а также их соотношение, поскольку учет только  $P_z$  не вполне отражает тепловые закономерности процесса. Автором проанализированы процессы шлифования твердых сплавов групп MC, VK и ТК и рассмотрена связь между коэффициентом  $f_a$  и температурой шлифования при одинаковой производительности обработки [12]. Показано, что для твердых сплавов такая корреляционная зависимость имеет вид

$$T = 109,29 + 129,78f_a.$$

Следовательно, с увеличением  $f_a$  температура в зоне обработки повышается, а это противоречит теоретическим выводам [2]. Для разрешения такого противоречия автором были изучены [22] тепловые закономерности при шлифовании инструментальных керамик, где также рассмотрена связь между  $f_a$  и температурой шлифования при одинаковой производительности обработки. Показано, что для оксидной, нитридной и оксидно-карбидной керамик такая корреляционная зависимость имеет следующий вид:

$$T = 83,3 + 568,2f_a.$$

Таким образом, с ростом  $f_a$  температура в зоне обработки этих материалов также повышается. Выше показано, что для повышения износостойкости кругов необходимо стремиться к увеличению значения  $f_a$ , что, в свою очередь, влечет за собой увеличение температуры, которое особенно нежелательно для керамик – возникают трещины и сколы на кромках пластин, поэтому следует искать компромисс в выборе способа повышения коэффициента абразивного резания. Указанное противоречие требует отдельного исследования, так как теоретические разработки [2] больше относятся к абразивным кругам.

Следует также учитывать, что при механической обработке в станочной технологической системе возникают упругие перемещения, которые приводят к снижению точности обрабатываемых поверхностей. Одним из направлений повышения точности обработки являются повышение жесткости в технологической системе и снижение силовой напряженности процесса резания. Показано [2], что уменьшить значение упругого перемещения  $\delta$ , напри-

мер при круглом наружном врезном шлифовании, можно за счет уменьшения постоянной времени образования упругого перемещения в технологической системе, а само перемещение определяется как

$$\delta = \frac{\sigma B v_d t}{c f_a v_k},$$

где  $\sigma$  – условное напряжение резания;  $f_a$  – коэффициент абразивного резания;  $c$  – приведенная жесткость технологической системы;  $v_k$  – скорость круга;  $v_d$  – скорость детали;  $B$  – ширина шлифования;  $t$  – глубина шлифования.

Из формулы следует, что чем большим является коэффициент  $f_a$ , тем меньшим будет упругое перемещение в технологической системе, а значит и точность обработки выше. Таким образом, и в этом случае важно стремиться к увеличению  $f_a$ .

Обрабатываемые шлифовальными алмазными инструментами материалы по значению  $f_a$  можно разделить на группы в зависимости от их основы (табл. 2). При этом характеристика алмазных кругов и производительность обработки были выбраны одинаковыми. Из табл. 2 видно, что именно в процессе алмазного шлифования керамики на основе карбида бора  $f_a$  является наименьшим, т. е. при ее упругой обработке необходимо развивать ощутимо большие усилия в направлении нормальной составляющей, поэтому основной задачей является поиск методов уменьшения таких усилий и увеличения  $f_a$ . Приведенные выше результаты показывают, что это можно сделать, например, при повышении скорости вращения круга или использовании более высокой зернистости алмазных порошков в шлифовальном инструменте.

**Таблица 2. Классификация инструментальных материалов по  $f_a$**

Материал	Марка материала	$f_a$
Керамика на основе карбида бора	$\text{Si}_3\text{N}_4 + \text{B}_4\text{C}$	0,03–0,04
Оксидная керамика	BO13, SPK, Кортинит	0,06–0,08
Нитридная керамика	Силинит	0,19–0,21
Безвольфрамовый твердый сплав	ТН20, КНТ16	0,17–0,26
Магнитотвердые сплавы	ЮНДК	0,18–0,33
Слоистая керамика	ВОК85С, ВОК95С	0,26–0,28
Оксидно-карбидная керамика	ВОК60, ВОК71	0,23–0,32
Твердый сплав	ВК8, Т15К6, ТТ20К9	0,30–0,37

Примечание. При шлифовании абразивными кругами коэффициент абразивного резания составляет 0,26–0,32 для закаленной и 0,50–0,67 для незакаленной стали [23].

*Розглянуто фізичний зміст та тенденції зміни коефіцієнта абразивного різання  $f_a = P_z/P_y$  стосовно процесів шліфування матеріалів кругами з надтвердих матеріалів. Показано у яких випадках необхідно прагнути до підвищення його значення. Надана класифікація оброблюваних матеріалів за даним коефіцієнтом.*

**Ключеві слова:** коефіцієнт абразивного різання, складові сил різання, теплові процеси, шліфування, круги з надтвердих матеріалів.

*The paper addresses the physical meaning and tendencies of variation of the abrasive cutting factor  $f_a = P_z/P_y$  as applied to the processes of grinding with superabrasive wheels. The author shows in which cases one should try to increase the  $f_a$  value. A classification of work materials by this factor is put forward.*

**Keywords:** abrasive cutting factor, cutting force components, heat processes, grinding, superabrasive wheels.



1. Мазур Н. П., Внуков Ю. Н., Грабченко А. И. и др. Основы теории резания материалов: учебник [для высш. учебн. заведений] / Под общ. ред. Н. П. Мазура, А. И. Грабченко. – 2-е изд., перераб. и дополн. – Харьков: НТУ “ХПИ”, 2013. – 534 с.
2. Новіков Ф. В., Рябенков І. О. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей. – Харків: ХНЕУ, 2013. – 352 с.
3. Сухобрус А. А. Исследование силовых и энергетических характеристик процесса шлифования хрупких материалов // Сверхтв. материалы. – 1993. – № 1. – С. 64–69.
4. Сагарда А. А. Закономерности микрорезания единичным алмазным зерном // Синт. алмазы. – 1969. – Вып. 2. – С. 9–14.
5. Сагарда А. А. Особенности трения алмаза по металлам // Сверхтв. материалы. – 1979. – № 3. – С. 23–27.
6. Семко М. Ф. Особенности процесса резания алмазным и минералокерамическим инструментом и обработки пластмасс: Автореф. ... докт. техн. наук. – К.: КПИ, 1968. – 76 с.
7. Калафатова Л. П., Поезд С. А. Исследование разрушения хрупких неметаллических материалов при резании // Наук. пр. Донец. нац. техн. ун-ту. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. – Вип. 92. – 294 с.
8. Старков В. К. Физический механизм съема материала при шлифовании // Современные технологии в машиностроении: К юбилею Ф. Я. Якубова: Сб. науч. статей / Под общ. ред. А. И. Грабченко. – Харьков: НТУ “ХПИ”, 2007. – С. 156–171.
9. Лавриненко В. И. Пространственное расположение зерен СТМ в абразивсодержащем слое круга // Сверхтв. материалы. – 1997. – № 5. – С. 72–79.
10. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6 т. / Под общ. ред. Н. В. Новикова; НАН Украины. Ин-т сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля. – Т. 6: Алмазно-абразивный инструмент в технологиях механообработки / Под ред. А. О. Шепелева. – Киев, 2007. – 340 с.
11. Лавриненко В. И., Кулаковский В. Н., Ламашевская Н. В., Сытник А. А. Напряженное состояние в зоне взаимодействия зерна со связкой круга // Сверхтв. материалы. – 1995. – № 4. – С. 46–49.
12. Лавриненко В. І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь: Автореф. ... докт. техн. наук. – К.: ІНМ НАН України, 2000. – 35 с.
13. Танович Л. Дослідження в процесі шліфування кераміки Силініт-Р // Вісник ЖДТУ: Технічні науки. – 2001. – С. 280–282.
14. Хворостецкий В. И. Исследование процесса алмазного бесцентрового наружного шлифования изделий из твердых сплавов: Автореф. ... канд. техн. наук. – К.: КПИ, 1973. – 25 с.
15. Зубкова М. Я. Силы резания при шлифовании быстрорежущих сталей кругами из эльбора // Резание и инструмент. – 1971. – Вып. 3. – С. 80–84.
16. Тагиев Э. А., Гаджиев А. М. Исследование работоспособности кубонитовых кругов при глубинной заточке инструментов из быстрорежущих сталей // Абразивы. – 1978. – № 12. – С. 2–5.
17. Звоновских В.В. Повышение эффективности плоского глубинного шлифования путем назначения рациональных рабочих циклов и управления скоростью шлифования: Автореф. ... канд. техн. наук. – Л.: ЛПИ им. М. И. Калинина, 1987. – 16 с.
18. Рабинович Э. С., Оситинская Т. Д., Миклушис В. В., Самсонюк И. А. Теплофизические свойства каучуковых композиций для алмазно-абразивного инструмента // Сверхтв. материалы. – 1985. – № 6. – С. 16–19.
19. Лавриненко В. И., Шепелев А. А., Шклярченко В. В. Силовые показатели алмазного шлифования магнитотвердых материалов // Там же. – 1991. – № 2. – С. 47–50.
20. Мальшев В. И., Янюшкин Ю. М. Контактные температуры при алмазной правке шлифовальных кругов // Там же. – 1986. – № 5. – С. 48–54.
21. Чеповецкий И. Х., Бараболя А. В. Силы и температуры при антифрикционном плосковершинном хонинговании // Там же. – 1986. – № 1. – С. 57–61.
22. Лавриненко В. И., Сытник А. А., Шклярченко В. В. Тепловые закономерности алмазного шлифования инструментальной керамики // Там же. – 1992. – № 5. – С. 40–43.
23. Мишинаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов. – К.: Наук. думка, 1982. – 192 с.

Поступила 04.02.15