

**ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ ПІДТИСКУ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ЗРАЗКА
ДО ПОВЕРХНІ КРУГА ПРИ ШЛІФУВАННІ ЗІ ЗБІЛЬШЕНОЮ
ДУГОЮ КОНТАКТУ**

Матюха П.Г., Стрелков В.Б., Полтавець В.В., Кульгавий М.Є., Габітов В.В.
(ДонНТУ, м. Донецьк, Україна)

Вступ

Збільшення продуктивності алмазного шліфування твердих сплавів є важливою задачею машинобудування. Продуктивність процесу шліфування залежить від багатьох показників, однією з яких є різальна здатність алмазного круга. В даний час висока продуктивність шліфування твердих сплавів забезпечується за допомогою алмазних кругів на металевій зв'язці. Це обумовлено тим, що алмаз має найвищу твердість і найбільший модуль пружності із всіх відомих різальних матеріалів. Теплопровідність алмаза також значно вища, ніж у інших інструментальних матеріалів, а коефіцієнт лінійного розширення в 5-10 разів менший, що зумовлює високу стійкість алмаза при теплових навантаженнях до 800 - 1200°C. Перевищення цих температур приводить до графітизації [1], і до подальшого руйнування алмаза [2]. Існують також рекомендації [3], згідно яким алмазний інструмент при температурі понад 700 С° застосовувати недоцільно, унаслідок початку окислення алмазних зерен.

Температура на зерні визначається схемою обробки, фізико-механічними і теплофізичними властивостями оброблюваного матеріалу та силами різання.

Разом з тим шліфування твердих сплавів має особливості, що не дозволяють теоретично вести розрахунок сил різання. До них відносяться:

- неоднорідність матеріалу, яка обумовлена тим, що тверді сплави складаються з порошків карбідів тугоплавких матеріалів і кобальтової зв'язки, причому розміри порошків карбідів близькі за розмірами до товщини зрізу одиничним зерном;
- відсутність прямо пропорційного зростання величини дотичного напруження τ_s із збільшенням величини мікротвердості HV твердого сплаву, як це має місце при обробці пластичних матеріалів; навпаки, сили різання збільшуються із збільшенням процентного змісту кобальту, коли мікротвердість твердого сплаву зменшується;
- утворення стружки надлому, що зменшує внесок геометричного фактору у формування параметрів шорсткості обробленої поверхні.

Як наслідок, при обробці твердих сплавів визначити τ_s , використовуючи мікротвердість твердого сплаву, неможливо, а відповідно, неможливо і виконати аналітичний розрахунок сил різання за відомими методиками. Саме цим, на нашу думку, пояснюється широке застосування сьогодні багатофакторних експериментів для пошуку оптимальних режимів шліфування твердих сплавів.

Метою статті є розробка аналітично-експериментальної методики пошуку режимів, які задовольняють технічним обмеженням по температурі в зоні різання, наприклад, обумовленим температурою окислення алмазних зерен, а також по температурі на обробленій поверхні, яка обмежена утворенням тріщин.

Основна частина

Визначимо максимальну силу на одиничному зерні, при якій окислення алмаза буде відсутнє. При визначенні допустимої сили різання скористаємося методикою [4], що дозволяє визначити температуру на контактній поверхні алмазних зерен,

трансформував її в розмірності системи CI , для врізного алмазного шліфування периферією круга із збільшеною дугою контакту (рис. 1).

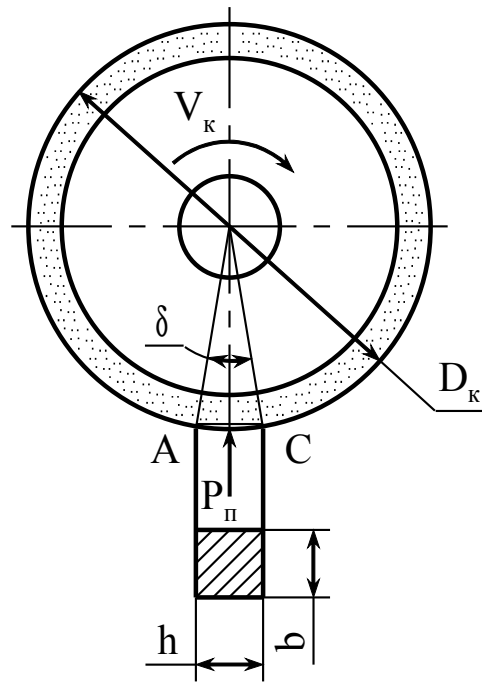


Рис. 1. Схема врізного шліфування за пружною схемою із збільшеною дугою контакту

При теплофізичному аналізі обмежимося розрахунком, виконаним стосовно зерен найвірогіднішого розміру, представивши кожне з них моделлю у вигляді циліндра (рис. 2) з діаметром основи d , і висотою h . Висоту циліндра h прийнемо рівну діаметру основи, а його об'єм – рівним об'єму шарової моделі зерна.

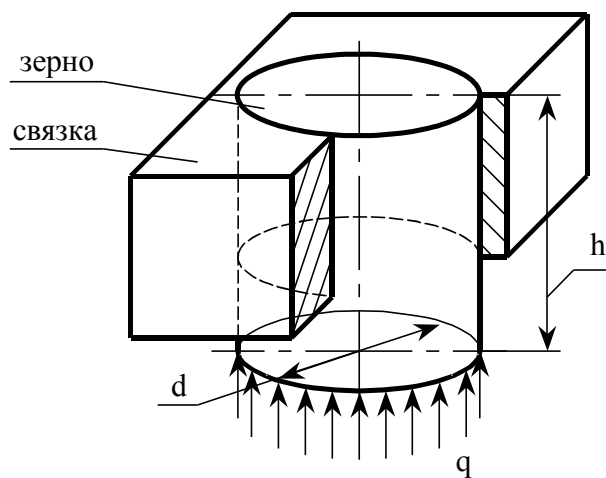


Рис. 2. Теплова модель до розрахунку температури на алмазному зерні

Температура на зерні під час оброблення виникає унаслідок перетворення механічної роботи в теплоту, яка поступає в зерно з боку площадки контакту його з поверхню різання на заготовці і частково відводиться через поверхню контакту зерна з металевою зв'язкою і рештою маси круга. Щоб визначити температуру на площадці контакту зерна, застосуємо формулу для плоского теплового джерела інтенсивністю q , діючого протягом часу T на торці стрижня обмеженої довжини h і довільної форми площини перетину [4].

Геометричні параметри циліндричної моделі зерна визначимо з умови рівності об'ємів шарової моделі $V_{ш}$ і циліндричної $V_{ц}$.

$$V_{ш} = \frac{\pi \cdot d_{ш}^3}{6}, \quad (1)$$

де $d_{ш}$ – діаметр шарової моделі зерна.

$$V_{ц} = \frac{\pi \cdot d_{ц}^2}{4} \cdot h, \quad (2)$$

де $d_{ц}$ – діаметр основи циліндричної моделі зерна;

h – висота циліндричної моделі.

Прирівнюємо формули (1) і (2), та виражаємо з отриманого рівняння $d_{ц}$

$$d_{ц} = \sqrt{\frac{4 \cdot d_{ш}^3}{6 \cdot h}}. \quad (3)$$

Діаметр шарової моделі зерна знайдемо з використанням рекомендацій роботи [5]:

$$d_{ш} = \frac{6090}{\sqrt[3]{N_z}}, \quad (4)$$

де N_z – кількість зерен у одному караті.

Підставляємо (4) у (3), та, враховуючи рівність діаметра і висоти циліндричної моделі, отримуємо формулу:

$$d_{ц} = 1015 \cdot \sqrt[3]{\frac{144}{N_z}}. \quad (5)$$

Формула для визначення максимально допустимої сили P_z на одиничному зерні, при якій окислення алмаза буде відсутнє ($T_{дон} = 0,95 \cdot T_{ок}$), отримана з використанням методики, що викладена у роботі [4]:

$$P_z = \frac{0.95 \cdot (T_{ок} - 293) \cdot (\lambda_1 + 2.25 \cdot \lambda_2 \cdot A^* \cdot \sqrt{F_o}) \cdot \pi \cdot d^2}{4.95 \cdot A^* \cdot \sqrt{\omega_1 \cdot V_k \cdot l}}, \quad (6)$$

де $(T_{ок} - 293)$ – надмірна температура на торці зерна щодо кімнатної температури, яка дорівнює 20 °С;

λ_1 – коефіцієнт теплопровідності алмазу, Вт/(м·К);

λ_2 – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·К);

A^* – безрозмірний коефіцієнт, який враховує тепловідвід в масу круга;

F_o – безрозмірний час контакту зерна з кругом;

d – діаметр основи циліндричної моделі зерна м;

ω_1 – температуропровідність алмазу, м²/с;

V_k – швидкість круга, м/с;

l – довжина дуги контакту шліфувального круга з деталлю, м.

Коефіцієнт A^* визначається за наступною залежністю [4]:

$$A^* = A_1 - \frac{8 \cdot \lambda_k \cdot F_o}{\ln 4 \cdot \left(\frac{h}{d}\right) \cdot \lambda_1} \cdot \frac{A_{cp}}{1 + \frac{8 \cdot \lambda_k \cdot F_o}{\ln 4 \cdot \left(\frac{h}{d}\right) \cdot \lambda_1}}, \quad (7)$$

після спрощення

$$A^* = A_1 - \frac{5.76 \cdot \lambda_k \cdot F_o \cdot A_{cp} \cdot d}{h \cdot \lambda_1 + 5.76 \cdot \lambda_k \cdot F \cdot d};$$

враховуючи, що $d = h$,

$$A^* = A_1 - \frac{5.76 \cdot \lambda_k \cdot F_o \cdot A_{cp}}{\lambda_1 + 5.76 \cdot \lambda_k \cdot F},$$

де A_1, A_{cp} – функції, залежні від критерію Фур'є;

λ_k – коефіцієнт теплопровідності алмазовмісного шару, Вт/(м·К).

Безрозмірний час контакту зерна з кругом, який представлений за допомогою критерію Фур'є, для теплових явищ при шліфуванні має вигляд:

$$F_o = \frac{\omega_1 \cdot l}{V_k \cdot d^2}. \quad (8)$$

Графіки функцій A_1, A_{cp} , які були апроксимовані нами, мають вигляд:

$$A_1 = 1.033 + 0.576 \cdot F_o^{0.719}, \quad (9)$$

$$A_{cp} = 1.075 \cdot F_o^{0.502}. \quad (10)$$

Коефіцієнт теплопровідності алмазоносного шару визначається за формулою:

$$\lambda_k = \lambda_1^{p1} \cdot \lambda_{31}^{p2} \cdot \lambda_{32}^{p3}, \quad (11)$$

де λ_{31} – коефіцієнт теплопровідності міді, Вт/(м·К);

λ_{32} – коефіцієнт теплопровідності олова, Вт/(м·К);

$p1$ – відносна об'ємна концентрація алмазу в алмазовмісному шарі;

$p2$ – відносна об'ємна концентрація міді в алмазовмісному шарі;

$p3$ – відносна об'ємна концентрація олова в алмазовмісному шарі.

Середню силу на алмазних зернах, які беруть участь в роботі, знайдемо, розділивши максимальну силу на зерні P_z на коефіцієнт нерівномірності навантаження на зернах δ_n . Тоді

$$\bar{P}_z = \frac{0,95 \cdot (T_{ok} - 293) \cdot (\lambda_1 + 2.25 \cdot \lambda_2 \cdot A^* \cdot \sqrt{F_o}) \cdot \pi \cdot d^2}{4,95 \cdot A^* \cdot \delta_n \cdot \sqrt{\omega_1} \cdot V_k \cdot l}. \quad (12)$$

Сила різання на шліфувальному крузі представляє добуток середньої сили на одиничному зерні на кількість зерен, які одночасно знаходяться в контакті з поверхнею деталі. Кількість різальних зерен на одиниці поверхні круга n_p знайдемо за формулою [5]:

$$n_p = \frac{1}{S_{3.n}^2} \cdot F(a_z), \text{ шт/м}^2, \quad (13)$$

де $S_{3.n}$ – відстань між зернами на поверхні круга, м;

a_z – товщина зрізу одиничним зерном, мкм;

$F(a_z)$ – вірогідність попадання вершин зерен в інтервал величиною a_z .

Внаслідок утворення лінійчатих зрізів при шліфуванні зі збільшеними дугами контакту за пружною схемою товщина одиночного зрізу дорівнює фактичній глибині шліфування t_ϕ [6] (рис. 3).

При розрахунку фактичної глибини шліфування твердого сплаву скористаємося значенням максимальної висоти нерівностей профілю обробленої поверхні, визначеним за методикою, яка розроблена для пластичних матеріалів, з використанням коефіцієнта k , що дорівнює відношенню параметрів шорсткостей, сформованих при обробці твердих сплавів і пластичного матеріалу – швидкорізальної сталі Р6М5Ф3.

$$a_z = t_\phi = k \cdot \frac{R_{\max}}{2}, \quad (14)$$

де k – коефіцієнт переходу від пластичних матеріалів до твердих сплавів;

R_{\max} – максимальна висота нерівностей профілю обробленої поверхні, мкм.

Для запропонованої моделі утворення параметрів шорсткості, коли виступи і впадини знаходяться на одних лініях, R_{\max} дорівнює R_z .

Значення коефіцієнта k при обробленні твердих сплавів, які отримані в роботі [7], наведені в таблиці 1.

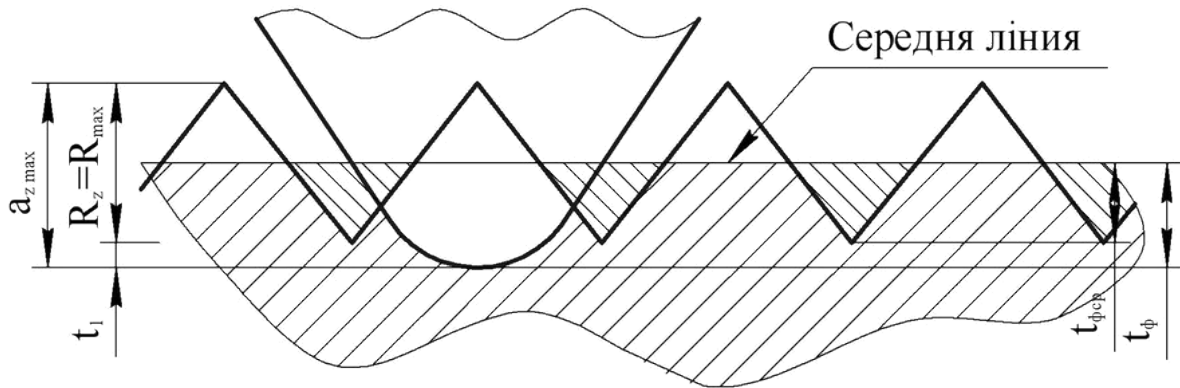


Рис. 3. Схема до визначення товщини зрізу

Таблиця 1. Значення коефіцієнтів переходу від параметрів шорсткості при алмазному шліфуванні пластичних матеріалів до параметрів шорсткості при обробленні твердих сплавів

Матеріали, які порівнюються		Значення коефіцієнта k при швидкості повздовжнього ходу стола, м/хв				
		3	6	9	12	K_{cp}
Р6М5Ф3	ВК6	0,894	0,945	0,913	0,891	0,91
	ВК8	0,946	0,950	0,945	0,934	0,94
	ВК15	0,992	0,972	0,956	0,942	0,97

З урахуванням кількості різальних зерен на одиниці поверхні круга загальна сила на крузі P_{zk} дорівнюватиме

$$P_{zk} = \bar{P}_z \cdot n_p \cdot b \cdot l, \quad (15)$$

де b – ширина шліфування, м;

l – довжина дуги контакту, м.

Довжина дуги контакту визначається за формулою (див. рис. 1):

$$l_{AC} = \frac{D_k}{2} \cdot \delta, \quad (16)$$

де D_k – діаметр круга, м;
 δ – кут контакту, рад.

$$\delta = 2 \cdot \arcsin\left(\frac{h}{D_k}\right), \quad (17)$$

де h – довжина оброблюваного зразка, м;

Підставивши в формулу (15) значення \bar{P}_z з (12), отримаємо тангенціальну складову сили різання P_{zk} на шліфувальному крузі, яка обмежена температурою порога окислення алмазних зерен

$$P_{zk} = \frac{0.95 \cdot (T_{ok} - 293) \cdot (\lambda_1 + 2.25 \cdot \lambda_2 \cdot A^* \cdot \sqrt{F_o}) \cdot \pi \cdot n_p \cdot d^2 \cdot \sqrt{l} \cdot b}{4.52 \cdot A^* \cdot \delta_n \cdot \sqrt{\omega_1 \cdot v_k}}. \quad (18)$$

Максимально допустиму силу підтиску зразка до круга визначимо, використовуючи коефіцієнт шліфування, що є відношенням тангенціальної складової сили різання до радіальної

$$P_{yk} = \frac{P_{zk}}{k_{uu}}. \quad (19)$$

Експлуатаційні властивості деталей значною мірою залежать від якості поверхневого шару. Одним з головних показників, що забезпечує якість оброблюваної деталі, є відсутність фазово-структурних перетворень – припалів та тріщин в матеріалі поверхневого шару, поява яких найчастіше обумовлена зростанням температури в зоні різання до критичного значення $T_{кр}$. Саме тому потрібно визначити силу підтиску зразка до РПК по температурі на поверхні зразка, що оброблюється, використавши її критичне значення, яке обмежене відсутністю тріщин у оброблюваному шарі.

Температуру на поверхні зразка розрахуємо з використанням методу джерел тепла [8, 9]. Згідно з ним класифікуємо зразок як напівобмежений стрижень з джерелом тепла постійної дії. Для випадку, коли визначається температура на торці стрижня, розрахункова формула має вигляд:

$$T(\tau) = \frac{2 \cdot q \cdot \sqrt{\omega_2}}{\lambda_2 \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\tau}, \quad (20)$$

де q – інтенсивність теплового джерела постійної дії, Вт/м²;

ω_2 – температуропровідність сплаву ВК8, м²/с;

λ_2 – коефіцієнт теплопровідності сплаву ВК8, Вт/(м·К);

τ – час дії теплового джерела, с.

Інтенсивність теплового джерела q [10]:

$$q = \frac{P_z \cdot V_k \cdot \alpha}{S}, \quad (21)$$

де P_z – тангенціальна складову сили різання, Н;

α – коефіцієнт, який враховує частину тепла, що поступає до зразка;

S – площа зони контакту, м².

Підставляємо q з формули (21) до (20). З отриманого рівняння знаходимо P_z з урахуванням того, що $S = l \cdot b$, та часу безперервного шліфування τ

$$P_z = \frac{(T_{kp} - 293) \cdot l \cdot b \cdot \lambda_2 \cdot \sqrt{\pi}}{2 \cdot \alpha \cdot V_k \cdot \sqrt{\omega_2 \cdot \tau}}, \quad (22)$$

а з урахуванням коефіцієнта шліфування

$$P_y = \frac{(T_{kp} - 293) \cdot l \cdot b \cdot \lambda_2 \cdot \sqrt{\pi}}{2 \cdot \alpha \cdot k_{ш} \cdot V_k \cdot \sqrt{\omega_2 \cdot \tau}}. \quad (23)$$

Частка тепла, що надходить в деталь, визначається за формулою, яка враховує дискретність контакту робочої поверхні шліфувального круга з поверхнею зразка [10]

$$\alpha = \frac{1}{1 + 1,25 \cdot \frac{\lambda_k}{\lambda_2} \sqrt{\frac{2 \cdot \omega_2}{d \cdot V_k}}}. \quad (24)$$

Величина підтиску зразка до РПК під час експериментів визначається за меншим значенням P_y , яке знайдене за формулами (19) та (23) з урахуванням (18).

Висновки

- розроблена методика визначення сили підтиску зразка до РПК з умов відсутності окислення алмазів та умов відсутності утворення дефектів на поверхні зразка із твердого сплаву ВК8 забезпечує максимальну продуктивність оброблення по лімітуючому обмеженню, яке накладається вимогами до якості обробленої поверхні;
- запропонована методика в подальшому буде використана для визначення режимів оброблення твердого сплаву при шліфуванні за пружною схемою зі збільшеними дугами контакту круга із зразком.

Список літератури: 1. Синтетические алмазы в машиностроении/ Под.ред. В.Н.Бакуля. – К.:Наукова думка, 1976. – 352 с. 2. Киселева П.Н. Технические алмазы. - М.:Недра, 1964. – 156 с. 3. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента. Бакуль В.Н., Захаренко И.П. и др. – М.:Техника, 1971. – 208 с. 4. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.:Машиностроение, 1969. – 288 с. 5. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга. Автореф. дис.... докт. техн. наук: 050301/ Харьков: ХГПУ, 1996. – 45 с. 6. Гриньов А.А. Повышение эффективности алмазного шлифования труднообрабатываемых инструментальных сталей при обработке с увеличенными дугами контакта круга с заготовкой. Дис.... канд. техн. наук: 050301 – Донецк: ДонНТУ, 2005. – 222 с. 7. Матюха П.Г., Цокур В.П., Стрелков В.Б. Исследование влияния марки обрабатываемого материала на параметр шероховатости обработанной поверхности/ Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Междунар. сб. науч. трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2003. – Вып. 24. – С. 98-102. 8. Резников А.Н., Резников Л.А. Основы расчета тепловых процессов в технологических системах. Учебное пособие. – Куйбышев: КуАИ, 1986. – 153 с. 9. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.:Машиностроение, 1981. – 279 с. 10. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ ПІДТИСКУ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ЗРАЗКА ДО ПОВЕРХНІ
КРУГА ПРИ ШЛІФУВАННІ ЗІ ЗБІЛЬШЕНОЮ ДУГОЮ КОНТАКТУ

Матюха П.Г., Стрелков В.Б., Полтавець В.В., Кульгавий М.Є., Габітов В.В.

Запропонована методика визначення режимів шліфування, які задовольняють технічному обмеженню по температурі окислення алмазних зерен, а також по температурі на обробленій поверхні зразка, яка обмежена виникненням тріщин.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛЫ ПОДЖИМА ТВЕРДОСПЛАВНОГО ОБРАЗЦА
К ПОВЕРХНОСТИ КРУГА ПРИ ШЛИФОВАНИИ С УВЕЛИЧЕННОЙ
ДУГОЙ КОНТАКТА

Матюха П.Г., Стрелков В.Б., Полтавец В.В., Кульгавый М.Е., Габитов В.В.

Предложена методика определения режимов шлифования с увеличенной дугой контакта твердосплавных образцов, которые удовлетворяют техническому ограничению по температуре окисления алмазных зерен, а также по температуре на обработанной поверхности образца, которая ограничена возникновением трещин.

DETERMINATION OF FORCE OF PRESSURE OF THE HARD ALLOY SAMPLE
TO THE WHEEL SURFACE UNDER GRINDING WITH INCREASED
CONTACT ARC

Matjuha P.G., Strelkov V.B., Poltavets V.V., Kulgaviy M.E., Gabitov V.V.

The technique of determination of conditions of grinding of hard alloy samples with increased contact arc is offered. These conditions satisfy to engineering limitation on temperature of diamond grains oxidation and also on temperature on the machined surface of sample, which is limited by occurrence of cracks.

Рецензент: д.т.н., доц. Гусєв В.В.