

Інструмент, порошки, пасти

УДК 621.941

**С. А. Клименко*, С. Ан. Клименко, М. Ю. Копейкіна,
А. С. Манохін, Ю. О. Мельнійчук**

Інститут надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля
НАН України, м. Київ, Україна

*atmu@meta.ua

Теплові явища на передній поверхні інструмента з РсВN під час точіння загартованої сталі

В роботі представлені результати визначення температури на плямах спалаху на передній поверхні та температури різання під час точіння загартованої сталі інструментом з РсВN групи ВН. На основі експериментальних даних щодо розмірів ділянки контакту стружки з інструментом, її топографічних показників і рівня навантажень на передній поверхні інструмента проведений теоретичний розрахунок температури на плямах спалаху у контактній зоні інструмента. Встановлено, що зміна температури на плямах спалаху зі збільшенням швидкості різання має екстремальний характер: за швидкості різання 2 м/с значення температури перевищує 2000 °С на пластичній та 1000 °С на пружній частинах ділянки контакту. З використанням експериментально-розрахункового підходу визначено температуру різання, яка зростає з підвищенням швидкості різання і досягає 1200 °С. Доведено, що у разі зменшення температури на плямах спалаху за умов обробки зі швидкістю різання більше 2 м/с, інтенсивність наростання температури різання, яка характеризує середню температуру на контактній ділянці інструмента, зменшується.

Ключові слова: температура на плямах спалаху, температура різання, інструмент з РсВN, загартована сталь, напруження, площа і топографія контактної ділянки.

Вивчення теплових явищ, що супроводжують процес різання з використанням інструментів, оснащених полікристалічними надтвердими композитами на основі кубічного нітриду бору (РсВN), є важливим напрямком досліджень у зв'язку зі значним впливом температури у зоні різання на працездатність та стійкість інструмента [1]. Експериментальне визначення температури в зоні різання щодо інструментів із РсВN є складною задачею у зв'язку з обмеженим доступом до контактної поверхні інструмента під час процесу різання, невеликим розміром ділянки контакту (~ 0,15–0,25 мм), а

© С. А. КЛИМЕНКО, С. АН. КЛИМЕНКО, М. Ю. КОПЕЙКІНА, А. С. МАНОХІН, Ю. О. МЕЛЬНІЙЧУК, 2023

також відсутністю прямих методів вимірювання температури, які характеризуються високою роздільною здатністю. Зазначено [2–7], що під час обробки сталей високої твердості інструментами з PcBN температура різання досягає 1100–1200 °С. В [3, 4] особливу увагу приділено експериментальному визначенню температури в безпосередній області контакту стружки з передньою поверхнею інструмента з PcBN за допомогою тонкоплівкової термопари (метод TFTC) та показано, що температура різання досягає 1100 °С.

Результати досліджень процесу різання сплавів на основі Fe і Ni інструментом, оснащеним PcBN групи ВН, показують, що на ділянці контакту інструмента з оброблюваним матеріалом спостерігаються теплові ефекти, що обумовлюють реалізацію механізму контактної-реактивного плавлення з утворенням евтектики типу $Me-Me_xB$ [1], а також окислення матеріалу інструмента [3]. У [8–10] виявлено, що за температури 1200 °С можливе дифузійне розчинення бору зі складу PcBN у вуглецевій сталі. Тобто, висока температура, яка виникає на контактній ділянці інструмента з PcBN, є одним із основних факторів, що визначає механізми та інтенсивність його зношування.

За результатами вивчення явищ на ділянці контакту інструмента з PcBN групи ВН з оброблюваним матеріалом дійшли висновку [1, 11, 12], що зношування інструмента пов'язане з хімічною взаємодією між складовими контактуючих матеріалів між собою, а також киснем оточуючого повітря, формуванням і плавленням продуктів взаємодії. У результаті виносу із зони різання на неконтактних поверхнях інструмента формується свого роду покриття, а оточуюче середовище біля зони різання насичено частинками, які, після кристалізації у вільному стані, мають вигляд сфер із дендритною структурою поверхні. На підставі результатів експериментальних досліджень продуктів взаємодії між PcBN, оброблюваним матеріалом та киснем повітря автори виявили, що зношування інструмента в процесі обробки загартованих сталей пов'язане з хімічною взаємодією на контактних ділянках за температур 800–1200 °С. За таких температур зростає швидкість протікання реакції взаємодії з киснем та збільшується розчинення кисню у матеріалі інструмента. Модельні експерименти з системою cBN–Fe показали, що за температури 1200 °С інтенсивність окислення у системі різко збільшується. Структура окислених PcBN “киборит” представлена ниткоподібними утвореннями різної морфології: вони не завжди прямолінійні, деякі замкнуті у вигляді петель, мають відгалуження. Крім основних елементів – бору, кисню і алюмінію, в них є домішки магнію, калію, кальцію і натрію.

В [1] наведено модельну схему хімічної взаємодії cBN зі складовими оброблюваних сплавів – Fe, Ni, Cr. Показано, що утворення рідкої фази у контактних зонах відбувається під час повторного нагріву системи. За температури 1380 °С відбувається початок протікання хімічних реакцій з утворенням з'єднань $(Fe, Ni, Cr)_xV_y$ та $(Fe, Ni, Cr)_xV_yO_z$, у разі повторного нагріву за температури 1177 °С відбувається формування і плавлення евтектик типу $Fe-Fe_2V$ з утворенням рідкої фази.

У вищенаведених роботах показано отримані під час моделювання температури, які мають відношення до протікання хімічних реакцій у зоні різання інструментом із PcBN та рівень яких вищий за середню температуру різання під час обробки сплавів на основі Fe, Ni, Cr.

У [13] розглянуто результати визначення температури на плямах спалаху на ділянці контакту передньої поверхні інструмента з алмазного композита та стружки, отриманої в процесі різання сплавів на основі алюмінію та титану, в режимі *in situ*. Температура на плямах спалаху в зоні контакту зі стружкою

під час обробки сплаву AlZnNgCu1.5 ($v = 21,6$ м/с; $S = 0,1-0,4$ мм/об) досягає 800 °С, а у разі обробки сплаву TiAl6V4 ($v = 2,5$ м/с; $S = 0,05-0,3$ мм/об) перевищує 2200 °С. Водночас було показано, що аномально високі контактні напруження і температури, які суттєво перевищують середню температуру на контактній ділянці інструмента, відповідають середній частині стружки в напрямку її переміщення уздовж передньої поверхні різця.

Враховуючи суттєво більший рівень контактних навантажень і значно більшу температуру різання в процесі оброблення загартованої сталі, у порівнянні з обробленням алмазним інструментом кольорових сплавів, можна припустити, що рівень температури на плямах спалаху більше 2000 °С цілком можливий і у випадку, що розглядається.

Аналіз наведеного вище показує, що визначення теплових явищ у зоні різання інструментом із PcBN є складною задачею, але її вирішення дуже важливо для визначення вимог до теплофізичних властивостей новітніх інструментальних композитів та має значне практичне застосування.

Метою цієї роботи є вивчення теплових явищ на передній поверхні інструмента із PcBN групи ВН в процесі точіння загартованої сталі.

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ

Для проведення експериментів використано токарні різці, оснащені різальними пластинами RNMN 070300 із PcBN “киборит” і “борсиніт” (вміст cBN – 97 %), оброблюваний матеріал – сталь ШХ15 (60–62 HRC). Для візуалізації ділянки контакту на інструменті на різальні пластини було нанесено шар міді товщиною 2 мкм.

Режими різання: швидкість різання $v = 30-180$ м/хв, подача $S = 0,10-0,14$ мм/об, глибина різання $t = 0,2$ мм. Процес точіння здійснювали до досягнення зносу по задній поверхні 0,3 мм.

Інструмент було оснащено двома хромель-алюмелевими термопарами, встановленими під опорною поверхнею різальної пластини.

Розрахункові значення довжини контакту стружки з інструментом отримано за формулою Ю. О. Розенберга [14]. Значення усадки стружки встановлено порівнянням заданої (теоретично розрахованої) та експериментально визначеної товщини стружки a_1 .

Розподіл довжини контакту стружки з передньою поверхнею інструмента на пластичну і пружну складові виконували з наступними припущеннями:

– зоні пластичного контакту відповідає ділянка, де відсутній шар мідного покриття, яке внаслідок дії значних температур та напружень повністю руйнується і виноситься із зони різання;

– за пружну зону контакту відповідає ділянка, на якій залишилося мідне покриття зі слідами контакту, подібними до риск і потертостей, залишених твердими включеннями в оброблюваному матеріалі.

Ділянки контакту на передній поверхні інструмента вивчали за допомогою сканувального електронного мікроскопа Zeiss EVO 50XVP.

Для визначення напруженого стану інструмента в зоні контакту зі стружкою використано експериментально встановлені значення нормальної та дотичної сил різання та площі контакту стружки з передньою поверхнею інструмента [14, 15]:

$$q_N = \frac{N}{bL}; q_F = \frac{F}{bL},$$

де q_N, q_F – середні нормальні та дотичні напруження, відповідно; N і F – нормальна та дотична сили відповідно; b, L – ширина та довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента.

Під час експериментального визначення розміру складових сил різання на передній поверхні інструмента використано метод екстраполяції на нульову товщину зрізу. Сили різання вимірювали за допомогою універсального динамометра УДМ 600.

Вважається, що нормальні контактні напруження σ_N мають найбільше значення біля вершини леза інструмента, монотонно спадаючи до нуля у міру віддалення від неї. З урахуванням цього, в [16] запропоновано залежність

$$\sigma_N = \sigma_m \left[\frac{L-x}{L} \right]^n,$$

де $n = 2 \left(\frac{L}{a\xi[\mu + \operatorname{tg}(\phi + \gamma)]} - 1 \right)$; $\sigma_m = q_N(n+1)$; x – відстань від вершини інструмента до заданої точки на ділянці контакту; a – товщина зрізу; ξ – усадка стружки; ϕ , γ – кути зсуву та передній відповідно; μ – коефіцієнт тертя; $n = 3,1$ у разі використання інструмента з РсВН.

Характер розподілу дотичних контактних напружень прийнято вважати постійними на ділянці пластичного контакту, а на ділянці пружного контакту дотичні напруження плавно зменшуються до нуля [17, 18]. Це описується системою

$$\tau(x) = \begin{cases} q_F, 0 \leq x \leq 0,4L \\ 2q_F \left(-\frac{x}{L} + 1 \right), 0,4L \leq x \leq L \end{cases}$$

За епюрами розподілу нормальних та дотичних контактних напружень на передній поверхні інструмента, за даними щодо розмірів пластичної та пружної ділянок контакту, визначали рівень напружень для кожної із цих ділянок.

Диференційний термічний аналіз систем сВН–Ме проведено в установці ВДТА в середовищі аргону, для нагрівання до 1450 ± 50 °С використано тиглі з HfO_2 , швидкість нагрівання – 70 град/хв.

Шорсткість і топографія контактної ділянки передньої поверхні інструмента вивчали з використанням атомно-силового мікроскопа NT-206.

Під час визначення температури на плямах спалаху на передній поверхні інструмента використано спрощену схему контакту зі стружкою: за рекомендаціями [19] прийнято, що гребінці нерівностей є тільки на поверхні різального інструмента (утворені внаслідок алмазної обробки поверхні під час виготовлення різальних пластин), а нижню поверхню стружки у початковий момент часу вважали абсолютно гладкою, так як характер її текстури формується наприкінці контакту з передньою поверхнею різального інструмента.

Температуру визначали теоретично з використанням експериментальних даних щодо розмірів зони контакту стружки з передньою поверхнею інструмента, розміру навантажень на передній поверхні інструмента, параметрів топографії контактних ділянок інструмента, теплофізичних та трибологічних властивостей контактуючих матеріалів елементів пари тертя за залежністю [20, 21]:

$$T_c = \frac{\sqrt{2} + 1}{2\sqrt{2}} \frac{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \frac{\mu P v_c d}{2 A_r \lambda_2},$$

де λ , c , μ – коефіцієнти теплопровідності, теплоємності та тертя відповідно; ρ – густина; d , A_r – діаметр плями та фактична площа контакту відповідно;

P – навантаження на одиночний виступ; v_c – швидкість взаємного переміщення елементів пари тертя; індекси 1 і 2 пов’язані з матеріалами з меншою і більшою твердістю відповідно.

Коефіцієнт тертя для пари PcBN–сталь ШХ15 отримано з використанням інформаційно-випробувальної системи “Friction Wear Test System”.

Температуру різання T_p визначали на основі експериментально-розрахункового підходу з використанням рішення оберненої задачі теплопровідності на основі експериментальних даних. Рішення такої задачі зводиться до пошуку значень вихідного параметру (температури різання), за якого експериментальні та розрахункові значення контрольованого параметру (температури $T_{\text{експ}}$, яка визначена за допомогою термопари в контрольній точці на опорній поверхні різальної пластини) будуть найбільш близькими.

Для рішення оберненої задачі теплопровідності методом скінчених елементів було створено твердотільну 3D модель різця, що містить різальну пластину із PcBN, прихват та державку. Під час моделювання вирішували лінійну нестационарну задачу теплопровідності, яку визначають в загальному випадку рівнянням

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \omega \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right),$$

де T – температура; ω – коефіцієнт температуропровідності; τ – час; x, y, z – координати.

У разі використання масивного інструмента період нестационарного теплообміну є невеликим. Теплові потоки, які проходять через поверхні контакту різець–заготовка–стружка, швидко стабілізуються і температура контактних поверхонь в подальшому суттєво не змінюється. В зв’язку з цим, за законом розподілення температури на контактних поверхнях інструмента встановлюємо граничні умови першого роду: $T(x, y, z) = T_p$.

Початкова температура моделі дорівнювала температурі навколишнього середовища. Вільні поверхні твердотільної моделі беруть участь у теплообміні з навколишнім середовищем, яким не можна знехтувати. У цьому разі було прийнято граничні умови третього роду.

З врахуванням того, що модель складається з різних елементів, на границях контакту між ними коефіцієнт тепловіддачі визначається у вигляді

$$\alpha_T = \frac{2\lambda_m A_r}{\pi r \varphi_c A_c} + \frac{\lambda_c}{h_e},$$

де $\lambda_m = \frac{2\lambda_1\lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2}$; λ_1, λ_2 – коефіцієнти теплопровідності матеріалів контактуючої пари; λ_c – коефіцієнт теплопровідності міжконтактного середовища; A_r, A_c – фактична і контурна площі контакту; r – середній радіус плями контакту; φ_c – коефіцієнт, який враховує звуження перехідного перерізу теплового потоку у контактній поверхні; h_e – еквівалентна товщина міжконтактного зазору.

На рис. 1 порівняли значення температури у контрольних точках, розраховані за допомогою скінчено-елементної моделі та дані, отримані в ході експериментів. Розбіжність між значеннями температур не перевищує 6%, що вказує на те, що розроблена скінчено-елементна модель придатна для оцінки температури в зоні різання.

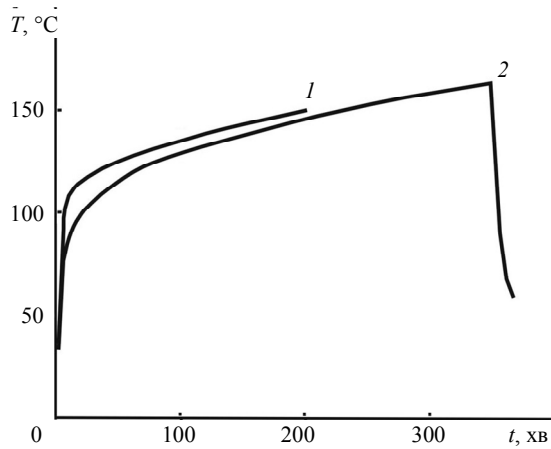


Рис. 1. Залежність від часу температури, розрахованої методом скінчених елементів (1) та експериментально визначеної в місці встановлення термомпари (2).

ОТРИМАНІ РЕЗУЛЬТАТИ

Модельні дослідження, проведені з використанням системи cBN–Fe, показали (рис. 2), що хімічна взаємодія реалізується в два етапи [1, 22]. За першого нагріву суміші, яка має 45 % Fe і 55 % cBN, ендотермічний ефект за 1380 °C пов’язаний з утворенням бориду заліза Fe_2B . В процесі другого нагріву на кривій ДТА має місце один ендотермічний ефект, який відповідає плавленню евтектики Fe + Fe_2B (1177 °C).

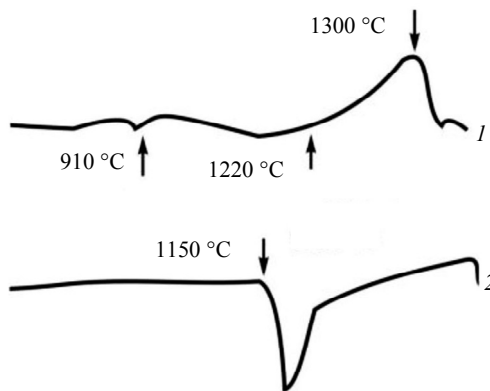


Рис. 2. Криві ДТА суміші cBN–Fe: перший (1) і другий (2) нагрів.

В реальних умовах процесу різання двостадійність хімічної взаємодії з утворенням евтектики Fe+ Fe_2B на контактних поверхнях інструмента пояснюється наступним. Перший нагрів у контактній зоні з утворенням бориду Fe_2B пов’язаний з деформацією оброблюваного матеріалу на локальних ділянках (на нерівностях і в місцях адгезійного схоплювання) і формуванням так званих “плям спалаху” [13]. Утворення евтектики Fe + Fe_2B обумовлено тим, що, через деякий період часу, частинки бориду Fe_2B взаємодіють із Fe на нагрітих ділянках контактної ділянки інструмента.

Розмірні характеристики контактних поверхонь різального інструмента

Під розмірними характеристиками зони контакту розуміємо довжину (L) і площу (A) контакту та активну довжину різальної кромки (b), визначити зна-

чення яких безпосередньо в процесі різання достатньо складно. Результати проведених досліджень представлено на рис. 3 і в табл. 1.

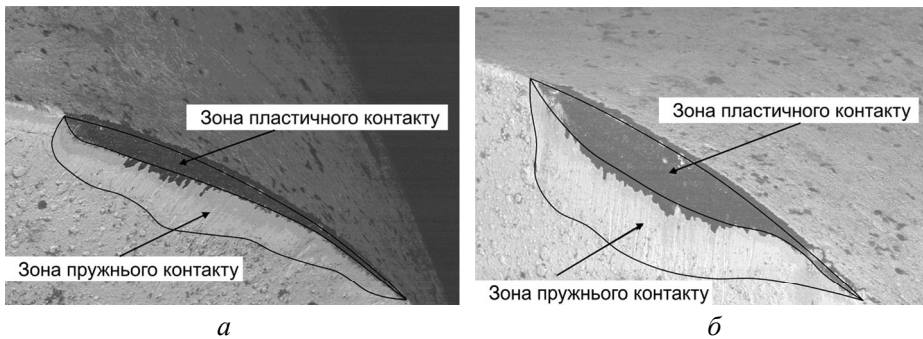


Рис. 3. Контактні ділянки на передній поверхні інструмента ($t = 0,2$ мм): $v = 90$ м/хв, $S = 0,12$ мм/об (а); $v = 60$ м/хв, $S = 0,14$ мм/об (б).

Таблиця 1. Розміри пластичної і пружної ділянок контакту інструмента

v , м/хв	S , мм/об	$L_{пл}$, мм	$L_{пр}$, мм	$A_{пл}$, мм ²	$A_{пр}$, мм ²
60	0,14	0,078	0,167	0,125	0,196
90		0,079	0,135	0,112	0,175
120		0,076	0,102	0,096	0,135
150		0,074	0,084	0,090	0,123
90	0,10	0,064	0,131	0,076	0,172
	0,12	0,070	0,133	0,082	0,182
	0,14	0,079	0,135	0,112	0,175
	0,16	0,095	0,142	0,119	0,202

Відношення довжини пластичної ділянки контакту до її загальної довжини в діапазоні швидкостей різання 1,0–2,5 м/с складає від 0,32 до 0,46 із тенденцією до росту зі збільшенням швидкості різання.

Сили різання і напруження на передній поверхні інструмента

Залежність нормальної складової максимальних контактних напружень від швидкості різання має екстремальний характер із максимумом 2,1 ГПа за $v = 60$ м/хв (рис. 4 [23, 24]).

Наявність екстремуму нормальних контактних напружень в діапазоні швидкостей різання 30–90 м/хв пояснюється більш інтенсивним зменшенням довжини контакту у порівнянні зі зменшенням нормальної складової сили різання. Як наслідок, площа контакту у цих умовах зменшується більш інтенсивно у порівнянні з нормальною складовою сили різання. Тангенціальна складова контактних напружень монотонно знижується у разі збільшення швидкості різання від 20 до 160 м/хв та становить за вказаних швидкостей різання 1,40 та 0,41 ГПа відповідно.

Аналіз епюри розподілу нормальних напружень (рис. 5) по передній поверхні інструмента, оснащеного РсВN, показав, що на частину ділянки передньої поверхні інструмента, на якому має місце пластична деформація стружки припадає близько 70 % усієї прикладеної нормальної сили, відповідно до пружної ділянки контакту має відношення лише 30 % прикладеної сили [24, 25].

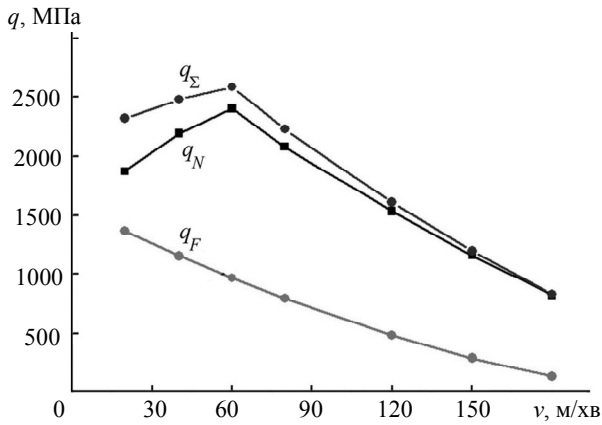


Рис. 4. Залежність максимальних нормальних (q_N), дотичних (q_F) і еквівалентних ($q_\Sigma = \sqrt{q_N^2 + q_F^2}$) контактних напружень від швидкості різання ($S = 0,12$ мм/об, $t = 0,2$ мм).

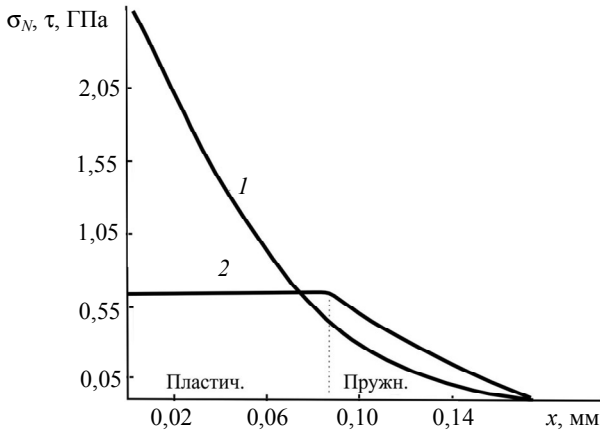


Рис. 5. Розподіл нормальних (1) і дотичних (2) напружень вздовж контакту стружки з передньою поверхнею інструмента ($v = 90$ м/хв, $S = 0,12$ мм/об, $t = 0,2$ мм).

Топографія контактних ділянок інструмента

Під час роботи інструмента його контактні поверхні піддаються зношуванню, що призводить до погіршення топографічних характеристик робочих поверхонь [25]. Результати досліджень наведено в табл. 2 і на рис. 6.

Таблиця 2. Топографічні параметри зношених ділянок інструмента

v , м/хв	S , мм/об	t , мм	Ra , мкм	Rq , мкм	R_{max} , мкм	$S_{пi}$, мкм ²	k
30	0,14	0,2	0,108	0,159	0,540	168	1,030
60			0,142	0,200	0,639	180	0,938
90			0,190	0,221	0,855	186	0,908
120			0,235	0,302	0,940	169	1,060
150			0,254	0,332	0,970	170	0,994
180			0,265	0,358	1,080	179	0,944

У разі точіння інструментом із PcbN зі швидкістю різання 30 м/хв, контактні ділянки інструмента піддаються абразивному зношуванню, внаслідок чого

висота мікронерівностей у зоні контакту зростає до $Ra = 0,108$ мкм. На топограмах чітко спостерігаються впадини та виступи мікронерівностей. Водночас у поперечному перерізі вони мають відносно малі радіуси округлення, а у повздовжньому напрямі округлення мікронерівності суттєво зростають, що пов'язано з характером контакту твердих включень в оброблюваному матеріалі з передньою поверхнею інструмента. Коефіцієнт розвитку поверхні $k > 1$ показує, що на ділянці контакту переважають вершини нерівностей.

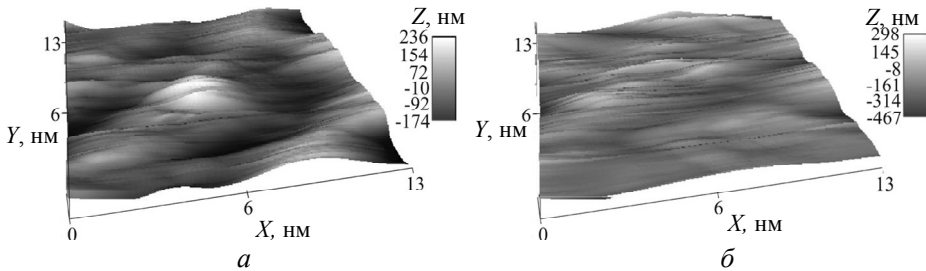


Рис. 6. Топографія контактних ділянок на передній поверхні інструмента в процесі точіння: $v = 30$ (а) і 180 (б) м/хв.

Збільшення швидкості різання до 60 м/хв веде до зменшення довжини контакту стружки з передньою поверхнею інструмента, що спричиняє збільшення навантаження на контактних ділянках. Зміна швидкості різання та розмірів зони контакту призводить до того, що поверхня виступів мікронерівностей по радіусу округлення руйнується та стирається, набуваючи вигляду окремих локальних впадин та вершин невеликого розміру ($0,02$ – $0,05$ мкм), водночас висота мікронерівностей зростає до $Ra = 0,142$ мкм за рахунок збільшення глибини впадин. Коефіцієнт розвитку поверхні $k < 1$ (переважають впадини) свідчить про збільшення розвитку поверхні у зоні контакту за рахунок утворення нових мікронерівностей.

Подальше зростання швидкості різання до 90 м/хв веде до ще більшого розвитку поверхні ($k < 1$), збільшення кількості мікронерівностей та їх висоти ($Ra = 0,190$ мкм), а також зміни виду самих мікронерівностей – вони характеризуються більш гострими вершинами та впадинами.

За швидкості різання 120 м/хв мікрогеометрія на ділянці контакту формується головним чином за рахунок механічно-хімічних процесів, які супроводжують зношування. Мікронерівності руйнуються та стираються, утворюючи поверхню, що складається з великої кількості дрібних гострих вершин і впадин, шорсткість поверхні зростає до $Ra = 0,235$ мкм. Коефіцієнт розвитку поверхні $k > 1$ – на поверхні контакту переважають вершини нерівностей.

Зі збільшенням швидкості різання у діапазоні 120 – 150 м/хв контактна ділянка інструмента крім дії твердих включень в оброблюваному матеріалі піддається також і впливу високої температури. Ці чинники суттєво впливають на процес формування мікрогеометрії контактної ділянки інструмента з PсBN.

Зі збільшенням швидкості різання до 150 – 180 м/хв на топографію ділянки контакту крім абразивного стирання активно впливає контактна температура та хімічна взаємодія між матеріалами інструмента та виробу. Дія високих температур призводить до розм'якшення інструментального матеріалу та можливого випадання окремих зерен кубічного нітриду бору, внаслідок чого на контактній ділянці інструмента утворюється мікрорельєф у вигляді окремих гострих вершин та впадин. За швидкості різання 180 м/хв, шорсткість

поверхні зростає до $Ra = 0,265$ мкм, коефіцієнт розвитку поверхні $k < 1$ – поверхня розвинена з великою кількістю впадин та вершин, на ділянці контакту переважають впадини.

3D зображення досліджуваних ділянок на передній поверхні інструмента показують еволюцію поверхні за різних швидкостей різання (рис. 5, а, б) – збільшення швидкості різання веде до зростання кількості та величини мікронерівностей на контактній ділянці.

Температура на плямах спалаху

З урахуванням розподілу контактного навантаження та площі контакту в процесі обробки загартованої сталі інструментом із РсВН на пластичну і пружну складові, вираз для оцінки температури на плямах спалаху набуває вигляду

$$T_{\text{сп}} = 0,85 \frac{\mu U_{ij} P dv \sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{M_{ij} A_r \xi \lambda_2 (\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2})},$$

де U_{ij} , M_{ij} – коефіцієнти, які визначають розподіл навантаження на пластичній (i) і пружній (j) ділянках контакту відповідно (для нашого випадку: $U = 0,7$ і $0,3$, $M = 0,6$ і $1,4$); v – швидкість різання; ξ – усадка стружки.

Діаметр плями і фактична площа контакту за [23], після перетворення визначаються як

$$d = 2\sqrt{2} \left(\frac{R_{\text{max}} \sqrt{r_1 r_2}}{v} \left[\frac{2\pi \sqrt{r_1 r_2}}{b} \right]^{\frac{1}{v}} \right)^{0,5};$$

$$A_r = \frac{2\pi R_{\text{max}} \sqrt{r_1 r_2}}{v} \left(\frac{2\pi \sqrt{r_1 r_2}}{b} \right)^{\frac{1}{v}},$$

де R_{max} – максимальна висота нерівностей на контактній ділянці; v , b – параметри опорної кривої профілю; r_1 і r_2 – радіус округлення одинарної мікронерівності в поперечному і поздовжньому напрямках.

Результати розрахунків показують (рис. 7), що температура на плямах спалаху в залежності від швидкості різання має екстремальний характер як на ділянках пластичного, так і пружного контактів. Водночас максимальне значення температури на плямах спалаху перевищує 2000 і 1000 °С для ділянок пластичного та пружного контакту відповідно.

Висока температура на плямах спалаху обумовлена тим, що під час різання діють досить високі сили, навантаження на поверхні виступів мікронерівностей може досягати значення, достатнього для протікання глибокої пластичної деформації оброблюваного матеріалу, що супроводжується короткочасним виділенням значної кількості теплоти в мікрооб'ємі. Теплота, яка виникає у зоні контакту стружки з передньою поверхнею інструмента, локалізується на коротко існуючих фактичних плямах контакту, які утворюють сітку теплових імпульсів.

Залежності, які наведено на рис. 7, дозволяють зробити висновок, що явище контактної реактивної плавлення та пов'язаний з ним механізм зношування інструмента має відношення до ділянки пластичного контакту, тому що температура на плямах спалаху на ділянці пружного контакту недостатня

для утворення бориду Fe_2B [1]. Екстремальний характер наведених залежностей обумовлено спільним протилежно направленим впливом на розмір температури на плямах спалаху зниження контактних навантажень і зміни параметрів топографії контактної ділянки передньої поверхні інструмента з підвищенням швидкості різання.

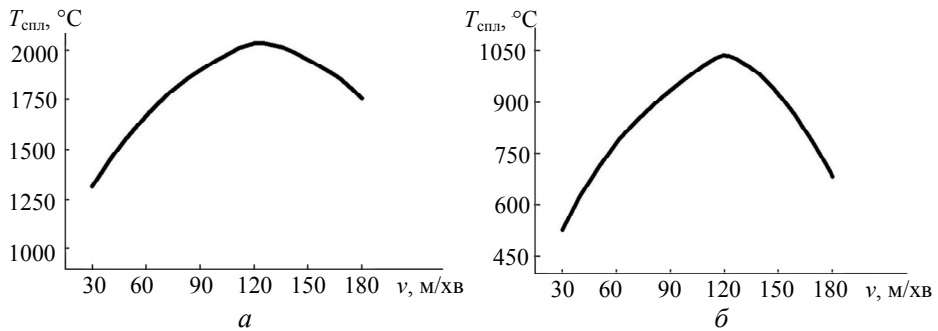


Рис. 7. Температура на плямах спалаху на пластичній (а) та пружній (б) ділянках контакту інструмента в залежності від швидкості різання ($S = 0,14$ мм/об, $t = 0,2$ мм).

У процесі різання в зоні контакту відбувається також адгезійна взаємодія інструментального матеріалу з оброблюваним. Результатом такої взаємодії є поява на контактних ділянках інструмента адгезійних містків зварювання, які постійно виникають та руйнуються в процесі сходу стружки, що призводить до формування короткочасних імпульсних джерел, теплота від яких доповнює теплоту, яка виникає під час деформування оброблюваного матеріалу на мікронерівностях інструмента.

Висота та радіус округлення мікронерівностей на передній поверхні інструмента неоднаково впливають на рівень температури на плямах спалаху. Зі збільшенням висоти та зменшенням радіуса округлення мікронерівностей температура зростає. Тобто, чим вищі та гостріші мікронерівності, тим менша фактична площа контакту стружки з ними, а тому зростають локальні напруження, унаслідок чого збільшується інтенсивність деформації матеріалу стружки та зростає температура на плямах спалаху.

Потрібно нагадати, що розмір температури на плямах спалаху понад 2000 °C, була експериментально зафіксована [13] під час точіння алмазним інструментом титанового сплаву.

Температура різання

Як видно з отриманих даних (рис. 8), швидкість різання найбільш суттєво впливає на температуру різання. У разі зміни швидкості від 60 до 150 м/хв температура підвищується з 750 до 1180 °C. Такий характер зміни температури різання, пов'язаний зі збільшенням потужності джерел теплоутворення у зоні різання, а також змінами довжини контакту і коефіцієнта усадки стружки зі збільшенням швидкості обробки.

Так само, зі зменшенням температури на плямах спалаху з ростом швидкості різання понад 120 м/хв інтенсивність наростання температури різання, як середньої температури на контактній ділянці інструмента, зменшується.

У разі зміни подачі в інтервалі від 0,10 до 0,16 мм/об температура різання підвищується від 920 до 950 °C, що пов'язано зі збільшенням товщини зрізу, а також довжини контакту стружки з передньою поверхнею. Відносно неве-

ликий інтервал зміни температури обумовлений умовами чистової обробки загартованих сталей.

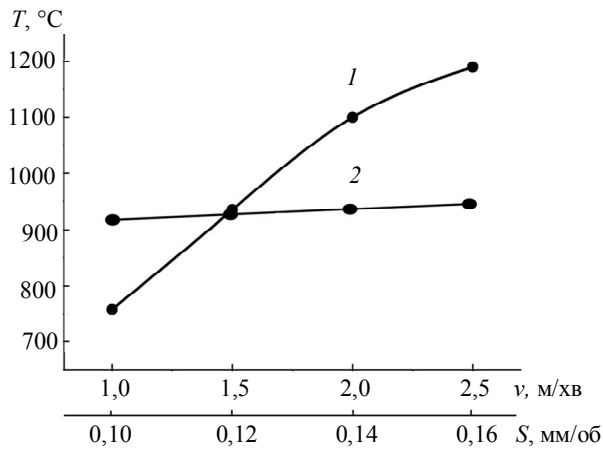


Рис. 8. Залежність температури різання від швидкості різання v (1) та подачі S (2).

Основним фактором, який визначає зміну температури, є зміна умов контактування, викликаних зменшенням коефіцієнта тертя, сил різання та довжини контакту стружки з передньою поверхнею [26].

Незважаючи на те, що температура на плямах спалаху перевищує $2000\text{ }^{\circ}\text{C}$, короткостроковість дії таких джерел теплоти призводить до отримання температури різання суттєво меншого рівня, але вона може досягати $1177\text{ }^{\circ}\text{C}$ і наслідком цього є реалізація у зоні різання явища контактано-реактивного плавлення з утворенням рідких продуктів взаємодії та інтенсифікація зношування інструмента.

Потрібно відмітити, що з врахуванням значною кореляції між швидкістю та температурою різання, значення останньої ($1177\text{ }^{\circ}\text{C}$) є атрактором, який обмежує підвищення швидкості різання.

ВИСНОВКИ

Виконано теоретичний розрахунок температури на плямах спалаху на контактній ділянці передньої поверхні інструмента з врахуванням розподілу навантажень та розмірів зони контакту на пластичну та пружну складові. Показано, що максимальне значення температури на плямах спалаху на ділянці пластичного контакту перевищує $2000\text{ }^{\circ}\text{C}$, пружного контакту – $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$.

У досліджених умовах обробки температура різання монотонно зростає з підвищенням швидкості різання і досягає $1177\text{ }^{\circ}\text{C}$. Відповідно до зменшення температури на плямах спалаху під час обробки зі швидкістю різання понад 120 м/с , інтенсивність наростання температури різання, яка характеризує середню температуру на контактній ділянці інструмента, зменшується.

Значення температури на плямах спалаху забезпечує умови протікання хімічної взаємодії між складовими контактуючих матеріалів і формування бориду Me , подальше контактування якого з нагрітою поверхнею стружки на контактній ділянці призводить до ефекту формування і плавлення евтектики типу $\text{Me}-\text{Me}_x\text{B}$, що інтенсифікує зношування інструмента.

Достатній рівень температури для протікання хімічних реакцій взаємодії є тільки на пластичній ділянці контакту інструмента, водночас продукти хімічних реакцій взаємодії виносяться із зони різання, а протікання хімічних реакцій

цій взаємодії на пружній ділянці контакту неможливе через недостатній рівень температури.

S. A. Klymenko, S. An. Klymenko, M. Yu. Kopeikina,
A. S. Manokhin, Yu. O. Melniychuk
Bakul Institute of Superhard Materials,
National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, Ukraine
Thermal phenomena on the front surface of the tool with PcBN
during turning of hardened steel

The paper presents the results of determining the temperature at flash spots on the front surface and the cutting temperature when turning hardened steel with a tool made of PcBN of the BH group. Based on the experimental data on the dimensions of the chip-tool contact area, its topographic characteristics, and the level of loads on the tool's front surface, a theoretical calculation of the flash point temperature in the tool contact zone was performed. It was found that the change in temperature at the flash spots with increasing cutting speed is extreme: at a cutting speed of 2 m/s, the temperature at the flash spots exceeds 2000 °C on the plastic and 1000 °C on the elastic parts of the contact area. Using an experimental and computational approach, the level of cutting temperature was determined, which increases with increasing cutting speed and reaches 1200 °C. It is proved that, in accordance with the decrease in the temperature at the flash spots when machining at a cutting speed of more than 2 m/s, the intensity of the increase in the cutting temperature, which characterizes the average temperature at the contact area of the tool, decreases.

Keywords: flash point temperature, cutting temperature, PcBN tool, hardened steel, stress, area and topography of the contact area.

1. Клименко С.А., Манохин А.С., Копейкина М.Ю., Клименко С.Ан., Мельнийчук Ю.А., Чумак А.А. Высокопроизводительная чистовая лезвийная обработка деталей из сталей высокой твердости. Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2018. 304 с.
2. Sato M., Ueda T., Tanaka H. An experimental technique for the measurement of temperature on CBN tool face in end milling. *Int. J. Machine Tools Manufact.* 2007. Vol. 47, no. 14. P. 2071–2076.
3. Гриценко Э.И., Дальник П.Е., Чапалюк В.П. Точение никелевых сплавов инструментом из кубического нитрида бора. Киев: Наук. думка. 1993. 103 с.
4. Li L., Li B., Ehmann K.F., Li X. A thermo-mechanical model of dry orthogonal cutting and its experimental validation through embedded micro-scale thin film thermocouple arrays in PcBN tooling. *Int. J. Mach. Tools Manufact.* 2013. Vol. 70. P. 70–87.
5. Li T., Shi T., Tang Z., Liao G., Han J., Duan J. Temperature monitoring of the tool-chip interface for PcBN tools using built-in thin-film thermocouples in turning of titanium alloy. *J. Mat. Proces. Technol.* 2020. Vol. 275, art. 116376.
6. Dosbaeva G.K., El Hakim M.A., Shalaby M.A., Krzanowski J.E., Veldhuis S.C. Cutting temperature effect on PCBN and CVD coated carbide tools in hard turning of D2 tool steel. *Int. J. Refract. Met. Hard Mater.* 2015. Vol. 50. P. 1–8.
7. Kramer B.M. Predicted wear resistances of binary carbide coatings. *J. Vac. Sci. Technol. A.* 1986. Vol. 4, no. 6. P. 2870–2873.
8. Narukati N., Yamane Y. Tool wear and cutting temperature of CBN tools in machining of hardened steels. *Ann. CIRP.* 1979. Vol. 28, no. 1. P. 23–28.
9. Eda H., Kishi K., Hashimoto H. Wear resistance and cutting ability of a newly developed cutting tools. *Cutting Tool Materials: Proc. Int. Conf. Am. Soc. Met.* 1980. P. 265–280.
10. Коӧниг В., Неис А. Wear mechanisms of ultrahard, non-metallic cutting materials. *Wear.* 1993. Vol. 162–164. P. 12–21.
11. Klivenko S.A., Mukovoz Y.A., Lyashko V.A., Vashchenko A.N., Ogorodnik V.V. On the wear mechanisms of cubic boron nitride base cutting tool. *Wear.* 1992. Vol. 157. P. 1–7.
12. Hooper R.M., Shakib J.I., Brookes C.A. Microstructure and wear of TiC–cubic BN tools. *Mater. Sci. Eng.* 1988. № A105/106. P. 429–433.
13. Müller-Hummel P., Lathres M. Temperature measurement on diamond-coated tools during machining. *Ind. Diam. Rev.* 1995. Vol. 55, no. 2. P. 78–83.

14. Розенберг Ю.А. Резание материалов: учебник для техн. вузов. Курган: Изд-во ОАО “Полиграфический комбинат”, Зауралье. 2007. 294 с.
15. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. Москва: Машиностроение, 1969. 148 с.
16. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. Москва: Машгиз, 1956. 318 с.
17. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов. Иркутск : Изд-во Иркутского ун-та, 1982. 180 с.
18. Мазур М.П., Внуков Ю.М., Доброскок В.Л., Залога В.О., Новоселов Ю.К., Якубов Ф.Я. Основы теории резания материалов: підручник. Львів: Новий світ. 2011. 422 с.
19. Рыжкин А.А. О влиянии параметров температурного поля на трибологические характеристики пары трения. *Вестник ДГТУ “Трение и износ”*. 2005. № 2. С. 460–472.
20. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. Москва: Машиностроение, 1977. 526 с.
21. Клименко С.А., Клименко С.А., Бурикин В.В. Аналітична оцінка величини температурних спалахів на контактних поверхнях інструменту з полікристалічних надтвердих матеріалів на основі кубічного нітриду бору. Процеси механічної обробки в машинобудуванні: зб. наук. праць. Житомир: ЖДТУ, 2012. Вип. 12. С. 58–66.
22. Новиков Н.В., Клименко С.А., Копейкина М.Ю., Клименко С.А. Контактное взаимодействие в зоне резания инструментом с ПСТМ на основе КНБ. Процеси механічної обробки в машинобудуванні: Зб. наук. праць. Житомир: ЖДТУ, 2015. Вип. 15. С. 79–86.
23. Клименко С.А., Манохин А.С., Клименко С.А. Исследование параметров контактной зоны и напряжений на передней поверхности инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, при точении закаленной стали. *Сверхтв. материалы*. 2015. № 2. С. 76–84.
24. Клименко С.А., Клименко С.А., Манохин А.С., Мельничук Ю.А., Копейкина М.Ю., Чумак А.А. Контактные напряжения на передней поверхности инструментов, оснащенных композитами на основе кубического нитрида бора, при точении закаленной стали. *Журнал инженерных наук*. 2017. № 1. С. F8–F14.
25. Клименко С.А., Клименко С.А., Бондаренко М.О., Антонюк В.С. Дослідження топографії контактних поверхонь інструменту із ПНТМ на основі КНБ. *Вісник ЖДТУ. Технічні науки*. 2015. № 2(73). С. 51–58;
26. Клименко С.А., Клименко С.А., Копейкина М.Ю., Манохин А.С. Теоретическое исследование температуры на контактном участке инструмента из ПКНБ. *Вісник НТУ України “Київський політехнічний інститут”*. Серія “Машинобудування”. 2016. Вип. 77. С. 50–54.

Надійшла до редакції 20.04.23

Після доопрацювання 23.04.23

Прийнята до опублікування 26.05.23