

Інструмент, порошки, пасти

УДК 621.9.025.7

А. С. Манохін^{1,*}, С. А. Клименко^{1,}, В. О. Столбовий^{1,2},
І. В. Колодій², М. Ю. Копейкіна¹, С. Ан. Клименко¹,
К. В. Камчатна-Степанова³, І. В. Сердюк²**

¹Інститут надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля

НАН України, м. Київ, Україна

²Інститут фізики твердого тіла та матеріалознавства НЦ ХФТІ

НАН України м. Харків, Україна

³Національний технічний університет

“Харківський політехнічний інститут” м. Харків, Україна

*the.manokhin@gmail.com

**atmu@meta.ua

Напружений стан в зоні різання інструментом з PсBN з покриттям на основі системи TiAlSiYN

Методом рентгенівської дифрактометрії досліджено залишкові напруження у вакуумно-дугових покриттях системи TiAlSiYN, нанесених на основу з PсBN. Субструктурні характеристики визначено для фази TiN та встановлено, що всі досліджені покриття мають напруження стиску від $-1,51$ до $-5,85$ ГПа, а на мікрорівні також виявлено значні (до $\varepsilon = 1,13 \cdot 10^{-3}$) мікродеформації. Визначено еквівалентні напруження S_{eqv} в приконтатному шарі матеріалу інструменту у випадках, коли в покритті наявні залишкові напруження стиску. Проведено оцінку впливу залишкових напружень в захисних покриттях на еквівалентні напруження в інструменті, що знаходиться під дією контактних навантажень, характерних для процесу обробки. Встановлено, що наявність в покриттях напруження стиску, що дорівнює $-1,0$ ГПа, сприяє зниженню еквівалентних напружень в небезпечних точках на передній поверхні інструменту в початковий період різання. Для зменшення еквівалентних напружень зі сторони задньої поверхні інструменту зі значним ($\sim 0,3$ мм) зносом оптимальними є покриття з залишковими напруженнями стиску -3 ГПа. Найбільш суттєве зменшення (з $1,9$ до $0,5$ ГПа) еквівалентних напружень в небезпечних точках на передній поверхні інструменту спостерігали за наявності ударних навантажень.

Ключові слова: інструмент з PсBN, захисні покриття, залишкові напруження, напружено-деформований стан, контактні навантаження.

ВСТУП

Як відомо, залишкові напруження в вакуумно-плазмових покриттях обумовлені як структурою матеріалу покриття, так і температурами, за яких їх формували і використовують [1]. Залишкові напруження, що виникають в процесі формування покриття і досягають значного рівня, можуть бути стискаючими (зі знаком “мінус”) та розтягуючими (зі знаком “плюс”) і мати різні абсолютні величини [2–4]. Як наведено в [5, 6], в багат шарових покриттях, наприклад на основі нітридів хрому, ніобію, титану, напруження стиску можуть перевищувати 10 ГПа.

Рівень залишкових напружень стиску впливає на тріщино- та зносостійкість поверхонь з вакуумно-плазмовим покриттям [7, 8]. Оптимальний рівень таких напружень стримує процеси руйнування в покриттях під час експлуатації різальних інструментів [9] і позитивно впливає на границю витривалості [10], міцність та текучість матеріалу [11]. Водночас високі значення залишкових напружень стиску сприяють підвищеній крихкості матеріалу, що може призвести до когезійного руйнування поверхневого шару і порушення зчеплення покриття з основою під час експлуатаційного навантаження [12–14].

Залишкові напруження в покритті, залежно від їхнього знака і умов експлуатації, знижують або збільшують напруження від зовнішнього термобаричного навантаження інструменту в процесі різання. Особливо небезпечні залишкові напруження розтягу, які разом з нормальними напруженнями від зовнішнього навантаження ще до початку експлуатації можуть призводити до когезійного розтріскування покриття.

Наявність залишкових напружень стиску (за відсутності самовідшарування) може відігравати позитивну роль, зменшуючи сумарні напруження з експлуатаційними напруженнями від зовнішнього навантаження. Вважають, що залишкові напруження стиску – одна з причин підвищення міцності за циклічного навантаження, границі текучості і міцності за статичного навантаження [15], водночас рівень залишкових напружень в напиленому вакуум-плазмовому покритті в значній мірі визначає працездатність інструменту під час обробки різанням [16].

Метою цього дослідження було визначення залишкових напружень в захисних покриттях, нанесених на полікристалічний надтвердий матеріал (PcBN), і оцінка їх впливу на напруження в інструменті з метою визначення умов, що сприяють інтенсифікації процесу механічної обробки важкооброблюваних матеріалів.

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ

З метою оцінки залишкових напружень в захисних покриттях проведено серію вимірювань за допомогою метода рентгенівської дифрактометрії. Дослідження проводили на рентгенівському дифрактометрі ДРОН-4-07 в мідному $\text{CuK}\alpha$ випромінюванні із застосуванням нікелевого фільтра селективного поглинання. Відбиті промені реєстрували скінтіляційним детектором. Для досліджень використовували зразки покриттів, отримані методом вакуум-плазмового осадження на установці Булат-6: TiAlSiYN/CrN , з інтервалом 10 с (520 шарів); TiAlSiYN ; TiAlSiYN/MoN , з інтервалом 10 с (328 шарів); $\text{TiAlSiYN/CrN} + \text{TiAlSiYN}$; CrN/TiAlSiYN , чередування шарів м'який/твердий (CrN – верхній шар); TiAlSiYN/CrN , чередування шарів твердий/м'який (TiAlSiYN – верхній шар).

Контактні напруження визначено за даними експериментів по торцевому точинні загартованій сталі ШХ15 (твердість – 60 HRC) різцем, що оснащений

різальною пластиною типорозміру RNUN070300 з PcBN борсинит (подача $S = 0,05, 0,12, 0,17$ мм/об, ширина зрізу – 1,9 мм, швидкість різання – 1,0 м/с) (рис. 1, а).

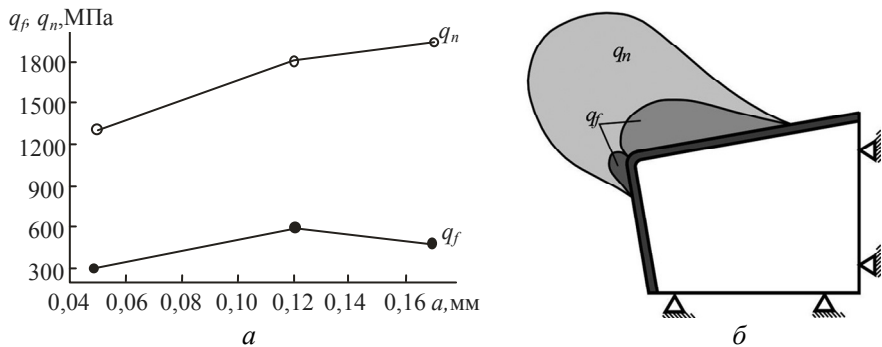


Рис. 1. Максимальні значення нормальних та дотичних напружень під час чистової обробки сталі (а); схема навантаження кінцево-елементної моделі різця з покриттям (б).

Модель різального інструменту розглядали в двох варіантах:

- наявність покриття на передній поверхні, відсутність радіусу округлення різальної кромки, наявність заднього куту;
- наявність покриття на усіх ділянках робочої поверхні інструменту, наявність радіусу округлення різальної кромки (15 мкм), коли нормальні контактні напруження на радіусній ділянці різального клина дорівнюють максимальному значенню q_{n1} на передній поверхні, та нормальних контактних напружень q_{n2} на фасці зношування на задній поверхні, за лінійного зменшення до нуля за $h_z = 0$ (рис. 1, б). Водночас максимальні значення мають треті головні стискаючі напруження в покритті. Властивості матеріалів інструменту та покриття наведено в табл. 1.

Таблиця 1. Властивості досліджуваних матеріалів

Матеріал	Модуль, ГПа		Коефіцієнт Пуассона	Щільність ρ , г/см ³	Границя міцності, МПа під час		
	Юнга E	зсуву G			розтягування	стиску	згинання
PcBN	880	360	0,16	3,48	870	2900	600
TiAlSiYN	380	–	0,25	3,00	–	–	–

ОТРИМАНІ РЕЗУЛЬТАТИ

Дифрактограми зразків представлено на рис. 2.

Практично у всіх зразках (крім TiAlSiYN) у структурі присутня аксіальна текстура (111) в зразках TiAlSiYN/CrN, TiAlSiYN/CrN+TiAlSiYN, TiAlSiYN/CrN, (200) в зразку TiAlSiYN/MoN. Субструктурні характеристики визначали тільки для фази TiN, оскільки для цієї фази присутні лінії з достатньою інтенсивністю. Проте варто відзначити, що у всіх зразках діють напруження стиску (від $-1,51$ до $-5,85$ ГПа), а на мікрорівні виявлено значні мікродеформації (до $\epsilon = 1,13 \cdot 10^{-2}$).

Моделювання напружено-деформованого стану різця з PcBN дозволило встановити значення еквівалентних напружень S_{eqv} в приконтактному шарі матеріалу інструменту в випадках, коли в покритті наявні залишкові напруження стиску та порівняти їх з напруженнями у незміщеному різці. Значення залишкових стискаючих напружень, які мають від'ємний знак, встановимо у

відповідності з даними, отриманими в ході рентгенівських дифрактометричних досліджень. Для простих мононітридів титану (найбільш універсальне покриття) $\sigma \approx -1$ ГПа, для наночарових покриттів та плівок з комплексним складом $\sigma \approx -5$ ГПа. Проміжне значення ($\sigma \approx -3$ ГПа) введено для оцінки нелінійних ефектів залежності S_{eqv} від σ та контактних напружень.

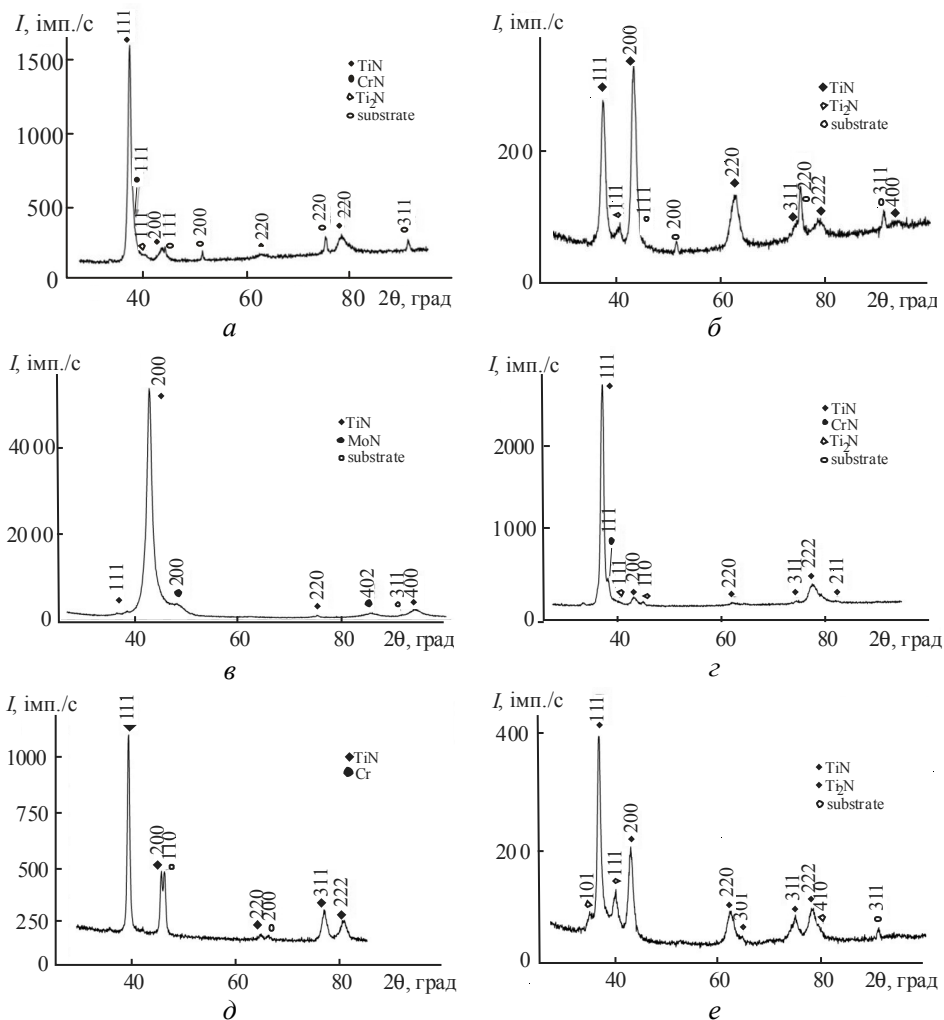


Рис. 2 Дифрактограми зразків: TiAlSiYN/CrN (а), TiAlSiYN (б), TiAlSiYN/MoN (в), TiAlSiYN/CrN+TiAlSiYN (г), CrN/TiAlSiYN (д), TiAlSiYN/CrN (е).

Результати аналізу структур покриттів наведено у табл. 2.

Значеннями дотичних (q_t) та нормальних (q_n) напружень, отриманих за відомими значеннями сил різання та площами контактних ділянок на інструменті, наведено на графіку рис. 1, а. Розрахунок фізичних складових сили, що діє на передню та задню поверхні різця, здійснено екстраполяцією на нульову товщину зрізу. Якщо прийняти, що розподіл навантажень на контактних поверхнях має вигляд епюр, можна задати граничні умови та розрахувати пружно-деформований стан у різальному клині з покриттям методом кінцевих елементів у відповідності зі схемою на рис. 1, б.

Таблиця 2. Структурні і субструктурні параметри досліджуваних покриттів

Покриття	Фазовий склад	Параметр решітки a (с), Å	Рівень макронапружень σ_{ϕ} , ГПа	Розмір ОКР L , нм	Рівень мікродеформацій $\varepsilon \cdot 10^3$
TiAlSiYN/ CrN	TiN	4,241	-5,39	14,6	5,81
	CrN	4,161			
TiAlSiYN	Ti ₂ N	4,94 (2,98)	-1,51	8,7	6,10
	TiN	4,245			
TiAlSiYN/ MoN	Ti ₂ N	4,49 (2,98)	-5,85	7,3	8,51
	TiN	4,244			
TiAlSiYN/ CrN+TiAlSiYN	MoN	5,726 (5,963)	-5,47	26,7	10,9
	TiN	4,243			
CrN/ TiAlSiYN	CrN	4,126	-5,28	29,8	8,72
	Ti ₂ N	-			
TiAlSiYN/ CrN	Cr	2,872	-4,54	42,0	11,3
	TiN	4,188			
TiAlSiYN/ CrN	Cr	2,901	4,493 (3,009)		
	TiN	4,232			
	Ti ₂ N				

Під час розрахунків еквівалентних напружень автори скористалися теорією міцності за Мором:

$$\sigma_1 - \chi \sigma_3 \leq \sigma^0 \quad (1)$$

Параметр χ , що характеризує властивість матеріалу по-різному чинити опір навантаженням, які стискають та розтягують, визначають як

$$\chi = \frac{\sigma^0}{\sigma_-^0} \quad (2)$$

еквівалентні напруження, відповідно, дорівнюють

$$S_{eqv} = \sigma_1 - \chi \sigma_3.$$

Для полікристалів PсBN борсиніт $\chi = 0,3$, а границі міцності під час розтягання та стиску дорівнюють 1100 та 3300 МПа відповідно.

Граничні умови для плоскої задачі було задано за формулою

$$q_n(x) = p \left(1 - \frac{x_l}{l_c} \right)^\xi \quad (3)$$

де p – максимальне значення q_n ; l_c – сумарна довжина ділянки пружно-пластичного контакту на передній поверхні, $\xi = 3,1$.

$$\tau(x) = \begin{cases} q_f, & 0 \leq x \leq \frac{l_c}{2} \\ 2q_f \left(-\frac{x}{l_c} + 1 \right), & \frac{l_c}{2} \leq x \leq l_c \end{cases} \quad (4)$$

де q_f – максимальне значення питомої сили тертя.

Максимальні значення контактних напружень визначено з огляду на епюру їхнього розподілу уздовж передньої поверхні інструменту:

$$p = \frac{\sigma_{N_{\text{ср}}} L_1}{\int_0^{L_1} \left(1 - \frac{x}{L}\right)^n dx}, \quad (5)$$

де L_1 – одинична довжина; $n = 2$, звідки $p = 3q_{N_{\text{ср}}}$.

Вид епюри розподілу тангенціальних контактних напружень було визначено за рівнянням

$$q_F = \frac{4}{3} q_{F_{\text{ср}}}. \quad (6)$$

Визначення характеристик міцності та, відповідно, параметру χ для покриттів є дуже складним, і, за винятком окремих спроб, не вдалося оцінити дані властивості за допомогою спеціальних методик, значення границь міцності покриттів, що досліджували у більшості робіт, залишається не відомим. З огляду на те, що покриття PVD (physical vapour deposition – напилення конденсацією з парової (газової) фази) відносяться до досить крихких матеріалів, прийємо за нижню оцінку параметра χ значення 0,3, що, за заданими умовами, забезпечить можливість одержати верхню оцінку значень еквівалентних напружень у покритті.

Оцінку механізму впливу залишкових напружень стиску у покритті на загальний напружено-деформований стан у різальному інструменті здійснено з використанням першого варіанту моделі інструменту, де враховано тільки нормальні контактні ($q_n = 1$ ГПа, довжина контакту $l_c = 0,1$ мм) та залишкові напруження в покритті на передній поверхні інструменту ($\sigma_x = -3$ ГПа).

На рис. 3, *a–z* зображено розподіл у різальному клині інструменту перших головних (рис. 3, *a, в*) та еквівалентних (рис. 3, *б, z*) напружень, визначених за теорією міцності Мора. Значення абсолютних величин, як S_1 , так і S_{equiv} , за наявності в покритті напружень стиску знижуються (рис. 3, *в, z*) у порівнянні з їхніми значеннями для немодифікованих інструментів (рис. 3, *a, б*), а координати положення максимальних значень цих показників знаходяться нижче поверхні розділу покриття–PcBN. За наявності стискаючих залишкових напружень в покритті перші головні (розтягуючи) напруження S_1 знижуються в поверхневому шарі інструменту. Водночас, як видно з аналізу графіків розподілу S_1 вздовж передньої поверхні різця, у разі наявності покриття сумарне значення напружень цього типу, що виникли під дією контактного тиску, та залишкових напружень зменшується в екстремальних точках на 25 % (з 1150 до 850 МПа) за $\sigma_x = -1$ ГПа та на 50 % за $\sigma_x = -3$ ГПа.

Еквівалентні напруження демонструють незначне зниження максимальних значень у межах ділянки контакту (0,1 мм). За межами контактної зони стружка–інструмент еквівалентні напруження в поверхневому шарі стають значно меншими, що особливо проявляється за $\sigma_x = -3$ ГПа (рис. 4, *a*).

Зниження еквівалентних напружень є фактором, який сприяє зменшенню ймовірності сколювання тонкого шару композиту на передній поверхні інструменту, яке ініціюється утворенням тріщини на його вільній поверхні за зоною контакту з оброблюваним матеріалом. Водночас характер розподілу і значення еквівалентних напружень свідчать, що наявність покриття практично не впливає на можливість появи мікротріщин у межах контактної зони біля різальної кромки інструменту.

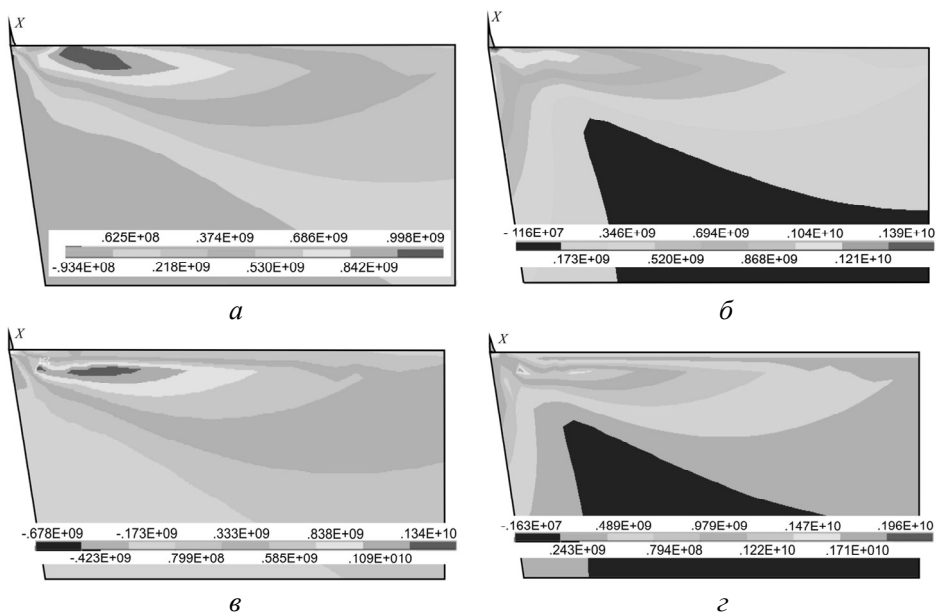


Рис. 3. Напруження (головні (а, в) і еквівалентні (б, з)) в навантаженій моделі різального інструменту: немодифікований інструмент (а, б), з покриттям (в, з).

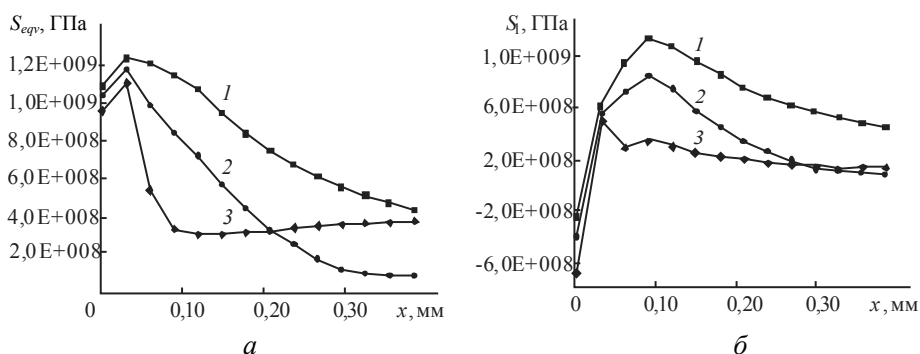


Рис. 4. Еквівалентні напруження ($S_{eqv} = 0$ (1), -1 (2), -3 (3) ГПа) (а), перші головні напруження ($S_1 = 0$ (1), -1 (2), -3 (3) ГПа) (б) на передній поверхні інструменту відповідно до першого варіанту моделі.

Значення напружень було визначено вздовж контактної ділянки на площині передньої поверхні інструменту (рис. 4, б) з врахуванням того, що початок координатної осі x співпадає з вершиною різальної кромки за значення радіусу її заокруглення $\rho = 0$.

Під час аналізу умов напружено-деформованого стану інструменту за другим варіантом моделі, граничні умови, що характеризують навантаження визначено за даними табл. 3. Результати розрахунку полів еквівалентних напружень в моделі різця в залежності від значення нормальних та тангенціальних напружень, які задані на передній поверхні, заокругленій частині різальної кромки та (у випадку наявності фаски зношування) на задній поверхні інструменту приведено на рис. 5.

Ймовірність руйнування інструменту сколюванням за рахунок утворення та росту тріщини в точках на поверхні, що мають найбільші еквівалентні за обраною теорією міцності напруження, має максимальні значення в початко-

вий період різання, коли максимальне навантаження здійснюється на передню грань інструменту та у разі максимального зношення різця, коли сили зі сторони задньої грані значно перевищують складові сили різання, що діють на передній поверхні інструменту. Тому проаналізуємо граничні випадки – гостро заточений різець та різець з фаскою зносу шириною 0,3 мм, що відповідає критерію стійкості інструменту з PcbN.

Таблиця 3. Граничні умови під час моделювання

S, мм/об	Навантаження, МПа			
	нормальне q_n		тангенційне q_f	
	максимальне	середнє	максимальне	середнє
0,05	3900	1300	450	340
0,17	5400	1900	630	500

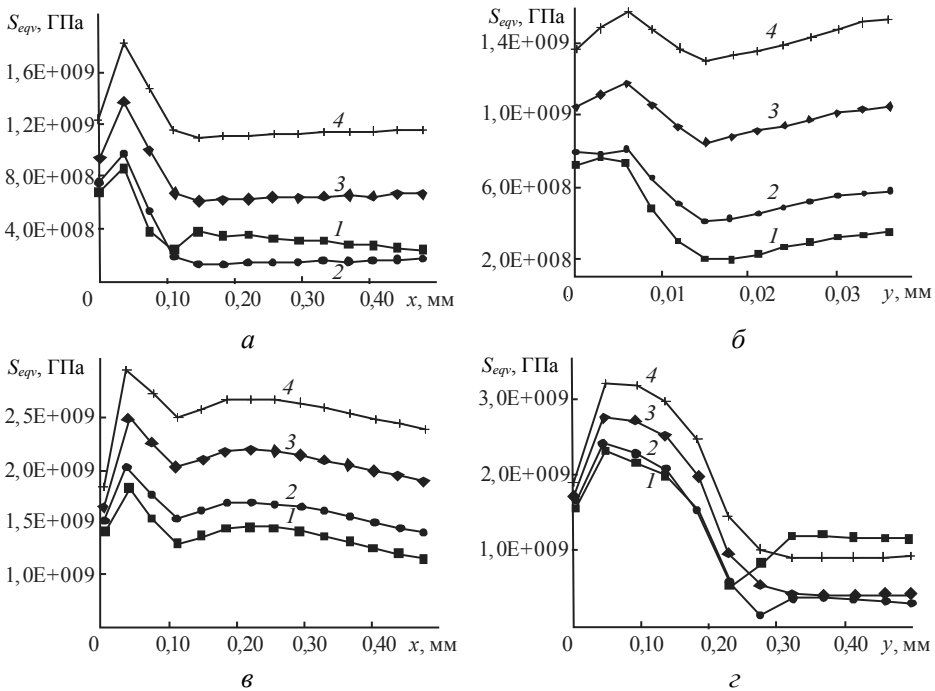


Рис. 5. Розподіл еквівалентних напружень вздовж контактних поверхонь інструменту в залежності від залишкових напружень в покритті ($S = 0,05$ мм): передня поверхня (а, б), задня поверхня (в, г); $h_z = 0,01$ (а, б), 0,3 (в, г) мм; $S_{eqv} = 0$ (1), -1 (2), -3 (3) ГПа, -5 (4) ГПа.

Важливо зауважити, що аналіз впливу фактора залишкових напружень на S_{eqv} коректно здійснювати в межах ділянок поза контактними зонами, так як в межах контактних зон під час різання загартованих сталей руйнування покриття відбувається в перші секунди різання. Аналіз розподілу показує, що небезпечні точки, в яких цей параметр має максимальне значення за межами зон контакту, знаходиться на відстані $1,25l_c$ та $1,25h_z$ від різальної кромки зі сторони передньої та задньої поверхонь відповідно. За таких умов еквівалентні напруження зі сторони передньої поверхні знижуються від 0,37 ГПа (без покриття) до 0,13 ГПа за $\sigma = -1$ ГПа. У випадку збільшення σ до -3 та -5 ГПа спостерігається зростання S_{eqv} до 0,62 та 1,1 ГПа відповідно.

На відміну від передньої, на задній поверхні інструменту збільшення σ приводить до зростання S_{eqv} у всьому діапазоні значень залишкових напружень, які використовували під час розрахунків: від 0,29 ГПа за $\sigma = 0$ до 1,35 ГПа за $\sigma = -5$ ГПа. Таким чином, за умов початкового різання позитивний вплив на міцність інструменту має лише покриття з залишковими напруженнями $\sigma = -1$ ГПа. Водночас за $\sigma = -3$ ГПа, еквівалентні напруження ($S_{eqv} = 0,89$ ГПа) також не перевищують критичних значень межі міцності під час розтягування для РсВН борсиніт (1,1 ГПа) та є допустимими.

Розглянемо випадок, коли інструмент має зношені ділянки максимально-допустимої довжини ($S = 0,05$ мм, $l_c = 0,12$ мм, $h_z = 0,3$ мм) зі сторони задньої поверхні, на яку діють нормальні та дотичні навантаження, середні значення яких відповідають контактним напруженням на передній поверхні інструменту.

На зношених ділянках покриття відсутнє, тому розглянемо лише частину ділянки контакту з координатами $x > 0,12$ мм (передня поверхня), $y > 0,3$ мм (задня поверхня). Можна зробити висновок, що вплив покриття на еквівалентні напруження на передній поверхні інструменту призводить виключно до їх зростання, що є негативним фактором. Вказане обумовлено суперпозицією напружень стиску, які виникають внаслідок великого значення складової сили різання зі сторони задньої поверхні та від'ємних залишкових напружень в покритті. На задній поверхні інструменту покриття компенсують напруження, що мають характер розтягу, найбільше зниження напружень в небезпечних точках зі сторони задньої поверхні спостерігається за $\sigma = (-1) - (-3)$ ГПа.

Як видно, значимий ефект від напружень стиску в покриттях спостерігають, коли схема навантаження на контактних поверхнях і, відповідно, деформацій інструменту зумовлює деформації розтягу і розтягуючі напруження. Таку картину спостерігають у випадках, коли контактні навантаження на передню поверхню суттєво перевищують сили, що діють зі сторони задньої поверхні інструменту. Найбільша різниця у значеннях напружень на передній і задній поверхнях інструменту спостерігають у випадку ударних навантажень (коефіцієнт динамічного навантаження збільшується у 2 рази). Результати розрахунку наведено на рис. 6, а, б.

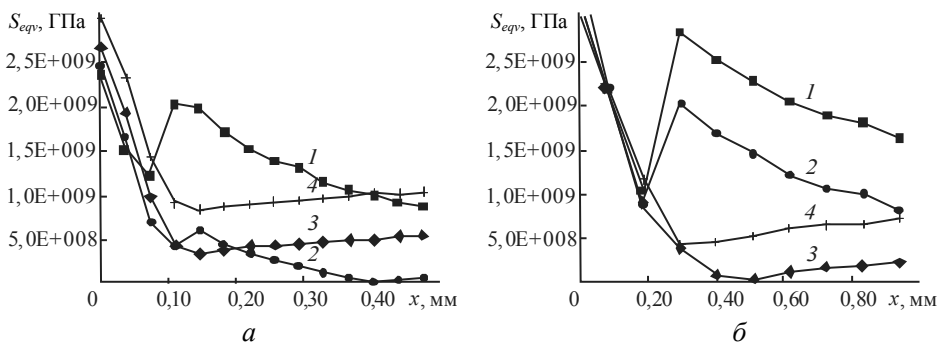


Рис. 6. Розподіл еквівалентних напружень вздовж контактних поверхнях інструменту за умов ударних навантажень в залежності від залишкових напружень в покритті: $S = 0,05$ мм, $h_z = 0,01$ мм, $l_c = 0,12$ мм (а), $S = 0,17$ мм, $h_z = 0,01$ мм, $l_c = 0,35$ мм (б).

У разі значення подачі $S = 0,05$ мм/об, довжини контактної ділянки 0,12 мм, середнього значення нормальних напружень 1,3 ГПа, коефіцієнта тертя 0,26 та коефіцієнта динамічності $K_d = 2$, максимальне значення напружень S_{eqv} , що виникають в поверхневому шарі зі сторони передній поверхні інструменту без покриття поза зоною контакту (на дистанції 0,15 мм від кро-

мки), дорівнює 1,9 ГПа. Таке значення напружень призводить до появи тріщини на поверхні інструменту. Наявність покриття у цих умовах значно знижує S_{eqv} в небезпечних точках: за $\sigma = (-3) - (-5)$ ГПа $S_{eqv} = 0,4 - 0,7$ ГПа (рис. 7), що є допустимим за умови забезпечення міцності інструменту.

Для випадку $S = 0,17$ мм/об ($l_c = 0,35$ мм, $q_n = 1,9$ ГПа, $q_f = 0,5$ ГПа) $S_{eqv} = 2,8$ ГПа, у разі наявності залишкових напружень у покриттях, еквівалентні напруження в інструменті за контактною ділянкою ($1,25l_c$) знижуються. Ця залежність має мінімум за $\sigma = -3$ ГПа – значення S_{eqv} за таких значень залишкових напружень знижується до 0,40–0,45 ГПа, за яких забезпечується міцність інструменту (рис. 7). У разі подальшого зростання параметра σ до -5 ГПа еквівалентні напруження практично не змінюються.

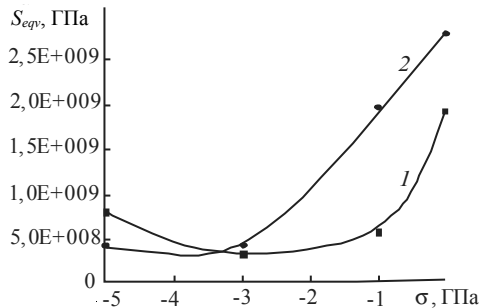


Рис. 7. Залежність еквівалентних напружень в небезпечних точках на поверхні інструменту від залишкових напружень в покритті у разі наявності ударних навантажень: $S = 0,05$ (1), 0,17 (2) мм/об.

Отже, проведено оцінку впливу залишкових напружень в захисних покриттях на основі системи TiAlSiYN, отриманих методом вакуум-плазмового напilenня, на інструментах з PcBN на значення еквівалентних напружень в інструменті, що знаходиться під дією контактних навантажень, характерних для обробки матеріалів високої твердості. Результати моделювання показали, що наявність в покриттях стискаючих напружень, що мають значення $-1,0$ ГПа, сприяє зниженню еквівалентних напружень в небезпечних точках на передній поверхні інструменту у початковий період різання. Для зменшення еквівалентних напружень зі сторони задньої поверхні у інструментах зі значним зносом ($\sim 0,3$ мм) оптимальними є покриття з залишковими напруженнями стиску -3 ГПа. Найбільш суттєве зменшення еквівалентних напружень в небезпечних точках на передній поверхні інструменту спостерігали у разі наявності ударних навантажень, в цьому випадку еквівалентні напруження зменшуються з 1,9 до 0,5 ГПа.

Отриманий результат демонструє можливість інтенсифікації режимів різання без руйнування інструменту з PcBN під час обробки важкооброблюваних матеріалів за рахунок зміцнення його поверхневого шару захисними покриттями із залишковими напруженнями стиску, оптимальне значення яких знаходиться в межах $(-1) - (-3)$ ГПа.

A. S. Manokhin¹, S. A. Klymenko¹, V. O. Stolboviy^{1, 2},
I. V. Kolodiy², M. Yu. Kopieikina¹, S. An. Klymenko¹,
K. V. Kamchatna-Stepanova³, I. V. Serdyuk²

¹Bakul Institute of Superhard Materials,

National Academy of Sciences of Ukraine

²National Science Center Kharkiv Institute of Physics and Technology,
Kharkiv, Ukraine

³National Technical University Kharkiv Polytechnic Institute,
Kharkiv, Ukraine

A stressed state in the cutting zone of the PcBN tool with coating based on TiAlSiYN system

The results of research conducted to assess the level of residual stresses in vacuum-arc coatings of the TiAlSiYN system on PcBN bases has been performed by X-ray diffractometry. Substructural characteristics were determined for the TiN phase and it was found that all studied coatings have high compressive stresses (from -1.51 to -5.85 GPa), and at the micro level also large microdeformations are detected (up to $\varepsilon = 1.13 \cdot 10^{-2}$). The values of equivalent stresses (S_{eq}) in the contact layer of the tool material in cases if there are residual compressive stresses in the coating are determined. It was estimated an impact of residual stresses in protective coatings on the value of equivalent stresses in the cutting tool under the contact loads inherent for the machining process. It is established that the presence of compression stresses of -1.0 GPa in the coatings helps to reduce the equivalent stresses at dangerous points on the rake face of the tool in the initial period of cutting. To reduce the equivalent stresses on the clearance face of tools with significant wear (~ 0.3 mm), coatings with residual compressive stresses of -3 GPa are optimal. The most significant reduction of equivalent stresses in dangerous points on the rake face of the tool is observed in the presence of impact loads, in this case the equivalent stresses are reduced from 1.9 to 0.5 GPa. The obtained results show the possibility of intensification of cutting conditions without destruction of the cutting tool during processing of difficult-to-machine materials due to strengthening of the surface layer of the tool with protective coatings with residual compressive stresses.

Keywords: PcBN cutting tool, protective coatings, residual stresses, stress-strained state, contact loads.

1. Soroka O.B., Klymenko S.A., Kopeikina M.Yu. Evaluation of residual stresses in PVD-coatings. Part 2. *Strength Mater.* 2010. Vol. 4. P. 450–458.
2. Perry A.J., Sue A., Martin P.J. Practical measurement of the residual stress in coatings. *Surf. Coat. Technol.* 1996. Vol. 81, no. 1. P. 17–28.
3. Abadias G., Chason E., Keckes J. Review Article: Stress in thin films and coatings: Current status, challenges, and prospects. *J. Vacuum Sci. Technol. A.* 2018. Vol. 36, art. 020801.
4. Soroka O.B. Evaluation of residual stresses in PVD-coatings. Part 1. Review. *Strength Mater.* 2010. Vol. 42. P. 287–296.
5. Carvalho N.J.M., Zoestbergen E., Kooi B.J., de Hosson J.Th.M. Stress analysis and microstructure of PVD monolayer TiN and multilayer TiN/(Ti,Al)N coatings. *Thin Solid Films.* 2003. Vol. 429, nos. 1–2. P. 179–189.
6. Lewis D.B., Reitz D., Wustefeld C., Ohser-Wiedemann R., Oettel H., Ehiasarian A.P., Hovsepian P.Eh. Chromium nitride/niobium nitride nano-scale multilayer coatings deposited at low temperature by the combined cathodic arc/unbalanced magnetron technique. *This Solid Films.* 2006. Vol. 503, nos. 1–2. P. 133–142.
7. Lamastra F.R., Leonardi F., Montanan R., Casadei F., Valente T., Gusmano G. X-ray residual stress analysis on CrN/Cr/CrN multilayer PVD coatings deposited on different steel substrates. *This Solid Films.* 2006. Vol. 200, nos. 22–23. P. 6172 – 6175.
8. Klocke F., Krieg T. Coated tools for metal cutting – features and applications. *CIRP Ann.* 1999. Vol. 48, no. 2. P. 515–525.
9. Табаков В.П., Смирнов М.Ю., Циркин А.В. Механизм разрушения износостойких покрытий режущего инструмента в процессе резания. *Упрочняющие технологии и покрытия.* 2006. № 6. С. 41–45.
10. Траперзон А.Т., Ляшенко Б.А., Рутковский А.В. О влиянии вакуумных покрытий на сопротивление усталости технического титана. *Проблемы прочности.* 1995. № 11–12. P. 32–40.
11. Рутковский А.В., Ляшенко Б.А., Гопкало А.П., Сорока Е.Б. Об упрочняющей роли вакуумно-плазменных покрытий. *Проблемы прочности.* 1999. № 6. P. 123–126.
12. Rossi S., Fedrizzi L., Leoni M., Scardi M., Massiani Y. (Ti, Cr)N and Ti/TiN PVD coatings on 304 stainless steel substrates: wear-corrosion behavior. *Thin Solid Films.* 1999. Vol. 350, nos. 1–2. P. 161–167.

13. Kamiya S., Nagasawa H., Yamanobe K., Saka M. A comparative study of the mechanical strength of chemical vapor-deposited diamond and physical vapor-deposited hard coatings. *Thin Solid Films*. 2005. Vol. 473, no. 1. P. 123–131.
14. Laukkanen A., Holmberg K., Koskinen J., Ronkainen H., Wallin K., Varjus S. Tribological contact analysis of a ball sliding on a flat coating surface. Pt. III: Fracture toughness calculation and influence of residual stresses. *Surf. Coat. Technol.* 2006. Vol. 200, nos. 12–13. P. 3824–3844.
15. Hauer M., Krebs S., Kroemmer W., Henkel K.-M. Correlation of residual stresses and coating properties in arc-sprayed coatings on different substrates for maritime applications. *J. Therm. Spray. Tech.* 2020. Vol. 29. P. 1289–1299.
16. Skordaris G.K., Bouzakis D., Kotsanis T., Charalampous P., Bouzakis E., Breidenstein B., Bergmann B., Denkena B. Effect of PVD film's residual stresses on their mechanical properties, brittleness, adhesion and cutting performance of coated tools. *CIRP J. Manufact. Sci. Technol.* 2017. Vol. 18. P. 145–151

Надійшла до редакції 16.02.22

Після доопрацювання 07.06.22

Прийнята до опублікування 10.06.22