

PACS numbers: 06.06.Vz, 62.20.Qp, 62.23.Pq, 66.70.Lm, 81.40.Ef, 81.40.Pq, 81.65.Lp

## Процеси теплоперенесення в багатошарових нанокompозитних системах під час різання

О. А. Гончаров<sup>1</sup>, Д. О. Білоус<sup>1</sup>, А. М. Юнда<sup>1,2</sup>, О. В. Хоменко<sup>1</sup>,  
Є. В. Міроненко<sup>3</sup>, Л. В. Васильєва<sup>3</sup>, С. А. Гончарова<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Сумський державний університет,  
вул. Римського-Корсакова, 2,  
40007 Суми, Україна

<sup>2</sup>Інститут прикладної фізики НАН України,  
вул. Петропавлівська, 58,  
40000 Суми, Україна

<sup>3</sup>Донбаська державна машинобудівна академія,  
вул. Академічна, 72,  
84313 Краматорськ, Україна

Одним з основних методів впливу на стійкість різального інструмента є нанесення захисних багатофункціональних наноструктурних покриттів. Багатошарові системи, нанесені на різальну крайку, поліпшують зносостійкість, твердість різальної крайки інструмента, виконують термозахисну функцію, впливають на динаміку температурного поля в глибині інструмента. У даній статті розглядається питання впливу багатошарових нанорозмірних покриттів на процеси теплового перенесення та динаміку полів напружень і деформацій у системі «заготівка–різальний інструмент» під час механічного оброблення матеріалів. В роботі проведено детальну аналізу теплових явищ, яких зумовлено розширенням теплового поля, що виникає під час процесів деформації матеріалів і утворення стружки, контакту поверхонь різця під час механічного оброблення тощо. Представлено результати експериментальних і теоретичних досліджень термозахисних властивостей покриттів: одношарового покриття TiAlN, двошарових TiCN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> і TiAlN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, тришарового TiCN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiN. Розглянуто питання впливу механічних напружень і характеристик тертя ковзання на захисні властивості багатошарових покриттів. Зроблено висновки про вплив механічних характеристик різання на трибологічні властивості покриттів.

One of the main methods of influencing the cutting tool life is the application of protective multifunctional nanostructured coatings. Multilayer systems applied to the cutting edge increase the wear resistance and hardness of the cutting edge of the tool, perform a thermal protective func-

tion, and affect the dynamics of the temperature field in the depth of the tool. This article discusses the issue of the influence of multilayer nanoscale coatings on the processes of heat transfer and the dynamics of the stress and strain fields in the 'work piece-cutting tool' system during machining of materials. The work carries out a detailed analysis of thermal phenomena, which are caused by the expansion of the thermal field arising during the deformation of materials and the formation of chips, contact of the surfaces of the cutter during machining, *etc.* The results of experimental and theoretical studies of thermal protection properties of coatings are presented for single-layer TiAlN coating, two-layer TiCN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> and TiAlN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> coatings, three-layer TiCN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiN coating. The question of the influence of the mechanical stresses and the sliding friction characteristics on the protective properties of multilayer coatings is considered. Conclusions are made about the influence of the mechanical characteristics of cutting on the tribological properties of coatings.

**Ключові слова:** наноккомпозитні покриття, теплове поле, процес теплоперенесення, різальна пластина, зносостійкість різального інструмента.

**Keywords:** nanocomposite coatings, thermal field, heat-transfer process, cutting plate, wear resistance of the cutting tool.

(Отримано 13 вересня 2021 р.; після доопрацювання — 28 червня 2022 р.)

## 1. ВСТУП

Одним з найефективніших напрямів модифікування поверхневих властивостей різальної поверхні інструмента для металооброблення є нанесення наноструктурних, наноккомпозитних і наношарових покриттів. Водночас, вплив цих об'єктів на розподіл температури на робочих поверхнях різального леза є однією з найважливіших характеристик умов роботи різального інструмента та має істотний вплив на закономірності зношування цих поверхонь.

Дослідженню питання розподілу тепла на передній і задній поверхнях різальних інструментів із нанесеними покриттями присвячено достатньо багато теоретичних і практичних робіт [1–8].

Одним із методів підвищення стійкості різального інструмента є нанесення на його робочі поверхні захисних покриттів. Як показують результати досліджень [9,10], наноструктуровані плівкові покриття мають фізико-механічні характеристики, значно вищі, ніж аналогічні масивні матеріали [11], що дає змогу використовувати такі покриття для підвищення зносостійкості різальних інструментів [12–14]. При цьому [15, 16] зміна структурного стану покриттів від аморфоподібного до нанокристалічного текстурованого приводить до поліпшення їхніх фізико-механічних властивостей.

Найпопулярнішими в даний час є багатошарові захисні покриття на основі нітриду, карбіду та карбонітриду титану: TiN, TiC, TiCN і TiAlN, а також  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , унікальною властивістю якого є пониження теплопровідності з підвищенням температури. Крім того, що покриття поліпшують фізико-механічні властивості поверхонь різального інструмента, вони також впливають на розподіл температури в інструменті під час різання.

Проведений нами огляд результатів сучасних експериментальних і теоретичних робіт, присвячених дослідженню впливу захисних покриттів на розподіл температури в різальному інструменті, показує, що на даний час немає узгодженості щодо термозахисної функції багатошарових покриттів. Разом з інформацією про відчутне зменшення теплового навантаження в зоні оброблення у різальному інструменті із нанесеним покриттям наявні дослідження, які вказують на відсутність впливу покриття на динаміку поширення теплового потоку в інструменті.

Частина дослідників указує на істотний вплив покриттів у термозахисних процесах, що виникають під час механічного оброблення. Так, у роботах [17, 18] автори спостерігали пониження температури в робочій частині різального інструмента з покриттями TiAlN-П, TiAlN/ $\alpha$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$ -П і TiCN/ $\alpha$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$ -П. Температура понижувалася  $> 150^\circ\text{C}$  для TiAlN-П і TiAlN/ $\alpha$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$ -П та  $> 80^\circ\text{C}$  для TiCN/ $\alpha$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$ -П. Аналогічний ефект помічено в роботах [19, 20]. В той же час, науковці [21] помітили тільки незначний термозахисний ефект покриття. Результати дослідження [22] вказують на те, що на температуру в зоні різання інструмента, покритого TiAlN + TiN, не впливає нанесене покриття, і вона змінюється тільки залежно від швидкості різання. Частина дослідників пов'язує зменшення теплового потоку, що поширюється вглиб різального інструмента, не з термозахисним чинником багатошарової структури, а зі зміною коефіцієнта тертя покриття, що і приводить до зменшення теплоти, яка переходить усередину інструмента. Такі висновки, представлені у роботах [23, 24], кажуть про те, що термоізолювальний ефект нанесених покриттів зовсім відсутній.

Метою даного дослідження є проведення аналізу впливу наноструктурних наноккомпозитних багатошарових покриттів на процеси теплоперенесення в різальному інструменті для усунення наявних протиріч між результатами досліджень у цій галузі.

## 2. ТЕПЛОВІ ЯВИЩА В ПРОЦЕСІ РІЗАННЯ

Теплові явища в процесі різання відіграють важливу роль. Вони задають температуру в зоні оброблення, яка впливає на характер утворення стружки, механічні та геометричні характеристики

стружки, сили різання та мікроструктуру поверхні. Разом з тим, спостерігається значний вплив температури різання на інтенсивність затуплення інструмента й інтервал часу з високими стійкісними показниками.

Тут ми будемо розглядати різання без використання будь-якої охолоджувальної рідини — сухе різання, яке стає все більш популярним через турботу про безпеку навколишнього середовища. Крім того, від застосування цього типу різання можна досягти значного економічного ефекту, оскільки охолоджувальні та мастильні матеріали, використовувані для оброблення, складають до 20% виробничих витрат. Однак слід також відзначити, що деякі переваги мастильно-охолоджувальних рідин не будуть доступні для сухого оброблення, і сухе оброблення буде прийнятним лише тоді, коли якість деталі та час оброблення, що досягаються через мокре оброблення, є такими ж або перевищувальні [25].

## 2.1. Теплоутворення в процесі різання

### 2.1.1. Джерела утворення теплоти

У зоні стружкоутворення виділяють три основні зони, в яких в результаті контактної взаємодії та деформацій оброблюваного матеріалу відбувається генерування теплоти (рис. 1) [26, 27]:

$Q_1$  (перше джерело виділення теплоти) — це механічна робота, витрачена на пластичну деформацію та руйнування металу в процесі стружко утворення; область генерування цієї теплоти охоплює зону найбільших пластичних деформацій, тобто площину сколювання;



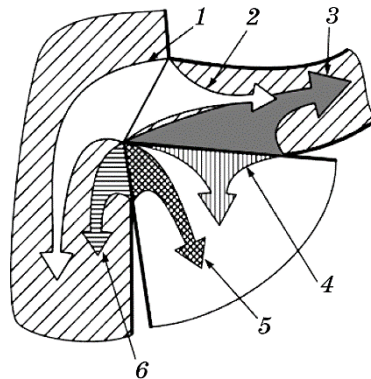
Рис. 1. Основні джерела тепла під час формування стружки при механічному обробленні [27].<sup>1</sup>

$Q_2$  (друге джерело виділення теплоти) — це робота сил тертя на передній поверхні леза різця; область ґенерування цієї теплоти — поверхня стружки та передня поверхня леза інструмента, які контактують одна з одною;

$Q_3$  (третє джерело теплоти) — це робота сил тертя по задній поверхні леза інструмента; область ґенерування цієї теплоти — задня поверхня леза різця та відтворювана лезом поверхня різання, які контактують одна з одною.

### 2.1.2. Відведення теплоти із зони різання

Оскільки процес різання є зазвичай достатньо тривалим і стійким, то теплота, що безперервно виділяється за час роботи, також безупинно відводиться із зони різання (рис. 2) [28]. Частина теплоти  $Q_1$  проникає в метал оброблюваної заготовки та нагріває її. Ця відведена теплота позначається  $q_1$ . Велика частина теплоти  $Q_1$  йде на нагрів стружки та виноситься нею із зони різання. Ця частина теплоти, що відводиться, позначається  $q_2$ . Частина теплоти  $Q_2$  йде на нагрів стружки. Ця частина теплоти позначається  $q_3$ . Частина теплоти  $Q_2$ , що нагріває метал різальної частини різця та поступово поширюється по всьому його об'єму, —  $q_4$ . Час-



**Рис. 2.** Схеми руху теплових потоків під час різання без охолодження [28]: 1 — частка теплоти деформації  $q_1$ , що йде у заготовку; 2 — частка теплоти деформації  $q_2$ , що йде у стружку; 3 — кількість теплоти  $q_3$ , що виникає в результаті тертя між стружкою та передньою поверхнею інструмента; 4 — підсумковий потік теплоти  $q_4$ , що виникає в результаті теплообміну на площадці контакту прирізцевої сторони стружки з передньою поверхнею інструмента; 5 — підсумковий потік теплоти  $q_5$ , що виникає в результаті теплообміну на площадці контакту поверхні різання із задньою поверхнею інструмента; 6 — кількість теплоти  $q_6$ , що виникає в результаті тертя між заготовкою та задньою поверхнею інструмента.<sup>2</sup>

тина теплоти  $Q_3$  нагріває метал різальної частини різця. Цей тепловий потік, що відводиться, позначається  $q_5$ . Частина теплоти  $Q_3$  проникає в метал оброблюваної заготовки та нагріває її. Ця відведена теплота позначається  $q_6$ .

## 2.2. Тепловий баланс

Під тепловим балансом різання розуміється рівність теплоти, що виділяється в зоні різання, і теплоти, що видаляється з неї за той же проміжок часу. Таким чином, в кожному мить при різанні має місце рівність прибуткової та видаткової частин [28]:

$$Q_1 + Q_2 + Q_3 = q_1 + q_2 + q_3 + q_4 + q_5 + q_6. \quad (1)$$

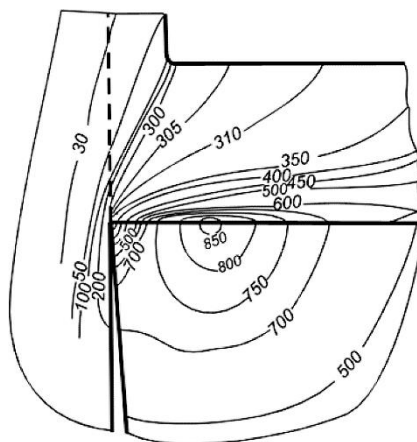
Цей вираз називається рівнянням теплового балансу. Зміна умов різання приводить до зміни співвідношення складових прибуткової та видаткової частин рівняння теплового балансу.

### 2.2.1. Закономірності зміни доданків видаткової частини рівняння теплового балансу

Аналіз зміни складових видаткової частини теплового балансу показує, що найбільшою з них за значимістю є сума складових  $q_1$  і  $q_2$ , тобто що основну кількість теплоти виносить з собою із зони стружкоутворення зрізана стружка. Частка теплоти  $q_3 + q_4$ , що відводиться в тіло різця, становить незначну частину видаткової частини балансу та зменшується зі збільшенням швидкості різання. За малих швидкостей різання вона становить в середньому  $\cong 5\%$ ; зі збільшенням швидкості різання відбувається її зменшення до  $\cong 2\%$  всієї відведеної із зони стружкоутворення кількості теплоти. Але, незважаючи на зменшення частки теплоти, що відводиться через різець, абсолютна кількість теплоти при цьому збільшується. Третя складова  $q_5 + q_6$ , що виражає кількість теплоти, що відводиться в тіло заготовки, навпаки, зростає зі збільшенням швидкості різання.

## 2.3. Температурне поле в інструменті

Деяка частка теплоти, що надходить у різець, йде на підвищення температури різального леза. Інша її частина поширюється по всьому тілу різця. Швидкість поширення цього теплового потоку залежить від теплопровідності, маси й температури різальної частини та корпусу різця. Графічно температурне поле в різці представляється рядом ізотерм, що в сукупності дають уявлення



**Рис. 3.** Температурні поля у стружці, заготовці та різці під час обточування криці ШХ15 різцем із твердого стопу Т14К8 [29] ( $V = 80$  м/хв.,  $S = 0,5$  мм/об,  $t = 4,1$  мм).<sup>3</sup>

про температурні градієнти в різальній частині різця. За час стійкості різця можуть змінитися конкретні умови різання та відведення теплоти. Тому положення ізотерм поля є мінливим.

Різальне лезо нагрівається нерівномірно. Найбільш за все розігрітою є частина передньої поверхні, що розташована посередині площадки контакту, тоді як біля вершини різального інструмента рівень температур стає меншим. З віддаленням від передньої поверхні температура у різальному лезі змінюється набагато повільніше, ніж температура у стружці (рис. 3) [29].

Температурне поле на передній поверхні того ж різця, який зображений на рис. 3, згідно з розрахунковими даними А. Н. Рєзнікова [29], показано на рис. 4. Ізотерма максимальної температури  $Q = 900^\circ\text{C}$  являє собою овальну лінію, розташовану на деякій віддалі ( $\approx 0,5\text{--}1$  мм) і витягнуту уздовж головного різального леза.

На рисунку 5 наведено закономірності зміни температури по контактних поверхнях різального леза, які встановлюються безпосередніми міряннями. Подібні міряння було проведено проф. А. В. Якимовим. Температурне поле у різальному лезі формує теплові потоки, що надходять з боку передньої та задньої поверхонь. Тепловий потік, що поглинається контактними поверхнями інструмента, а далі поширюється всередині нього, приводить до підвищення температури. Інструмент представлявся у вигляді напівнескінченного клина. У центральній частині клина [30] на віддалі  $a$  від його верхньої точки спостерігається витік теплоти з постійною інтенсивністю. Теплофізичні властивості інструмента-

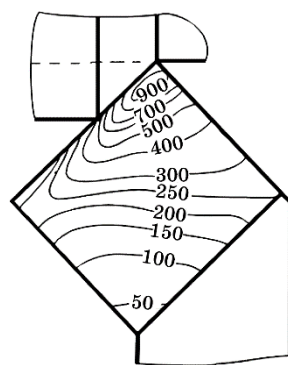


Рис. 4. Температурне поле на передній поверхні різця (за результатами аналітичного розрахунку) [29].<sup>4</sup>

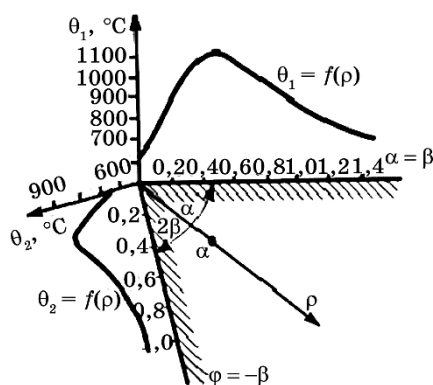


Рис. 5. Закономірність зміни температури по поверхнях різального леза [30].<sup>5</sup>

льного матеріалу не залежать від температури.

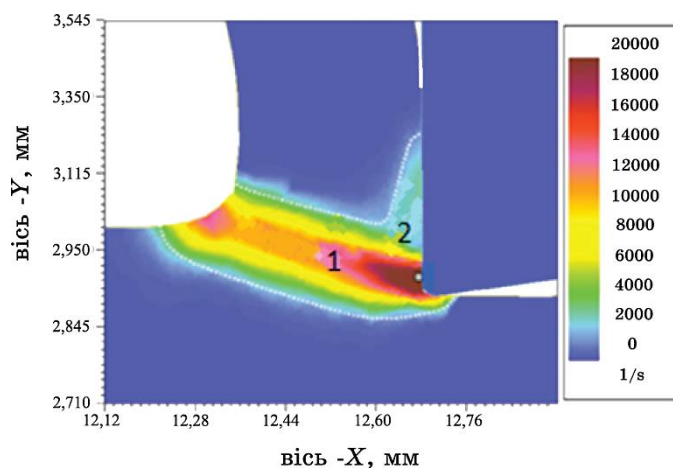
Інструментальні матеріали зберігають свої початкові властивості, — механічну міцність, твердість і зносостійкість, — з підвищенням температури до значень, які не перевищують їхньої температуростійкості, що залежить, в свою чергу, від їхнього хімічного складу та структурного стану. За високих температур у матеріалі відбуваються структурні зміни, що понижують показники твердості. Наслідком цього є зменшення зносостійкості, підвищення інтенсивності зношування та скорочення періоду стійкості інструмента. Як це видно із зображень температурних полів (див. рис. 3–5), найбільший нагрів спостерігається на передній поверхні леза та в прилеглому межовому шарі. Тут стружка, що збігає, найбільш інтенсивно зношує лезо, причому на це явище впливає висока температура, і найбільший знос відбувається саме



на тих ділянках поверхонь лез, де температура є максимальною. Значно менше нагріваються ділянки задньої поверхні леза, що ковзає по поверхні різання на заготовці. Однак за час роботи різця температура на задній поверхні поступово підвищується і в кінці періоду стійкості може досягти температур, що перевищують температуростійкість. У цей момент інтенсивність зношування вершини різця катастрофічно зростає, і він остаточно виходить з ладу.

### 3. ТЕПЛОФІЗИКА ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ ТА ТЕРТЯ ПРИ ОБРІВЦІ МЕТАЛІВ РІЗАННЯМ

Під час різання металу істотні деформації мають місце в зонах зсуву та поблизу різальної крайки, де спостерігаються високі швидкості деформації та температури. Є дві основні зони зсуву внаслідок зсуву та тертя, як показано на рис. 6. Основна зона зсуву — це місце, де відбувається основний зсув робочого матеріалу. Крім того, поруч із контактом «інструмент–стружка» є зона вторинного зсуву через високі умови контакту напруження. Поведінка робочого матеріалу за деформації в первинних і вторинних зонах дуже чутлива до умов різання. Умови тертя між інструментом і заготовкою, а також у зоні контакту «інструмент–стружка» дуже складні, і вони є, принаймні, такими ж важливими, як характеристика напруження потоку робочого матеріалу. Як наслідок, напруження та температури на межі поділу «інструмент–стружка» та навколо різальної крайки можуть бути



**Рис. 6.** Зони деформації при ортогональному різанні, одержані моделюванням за методом скінченних елементів [31].<sup>6</sup>

дуже високими в деяких умовах різання, що спричиняє надмірний знос і руйнування інструмента. Тому точні прогнози розподілу змінних процесів, таких як напруження та температури, за допомогою моделювання скінченними елементами (FE) є обов'язковими для визначення оптимальних умов різання, матеріалу інструмента, геометрії крайок і покриття, щоб допомогти поліпшити якість оброблюваних поверхонь і підвищити загальну продуктивність [31].

Найпоширенішим моделем, який застосовується для моделювання високошвидкісної деформації, є модель Джонсона–Кука. Згідно з цим моделем, залежність напружень  $\sigma = \sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$  пластичної деформації від деформації  $\varepsilon$ , швидкості деформації  $\dot{\varepsilon}$  і температури  $T$  має вигляд [32]:

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 - C \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 - T^{*m}), \quad (2)$$

де  $\varepsilon$  — ефективна пластична деформація;  $A, B, C, n, m$  — емпірично визначені параметри моделю;  $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$  — безрозмірна швидкість пластичної деформації ( $\dot{\varepsilon}_0 = 0,1 \text{ с}^{-1}$ );  $T^* = (T - T_e)/(T_m - T_e)$  — гомологічна температура;  $T_m$  — температура топлення матеріалу заготовки;  $T_e$  — температура навколишнього середовища.

Процес деформації руйнування визначається співвідношенням [32]:

$$\varepsilon_f = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 + D_5 T^*), \quad (3)$$

де  $D_i$  ( $i = 1, \dots, 5$ ) — параметри матеріалу,  $\sigma^*$  — коефіцієнт жорсткості напруженого стану.

Модель руйнування описує історію пошкодження кожного елемента за допомогою параметра пошкоджуваності  $D = \sum \Delta\varepsilon/\varepsilon_f$ ; елемент руйнується, якщо  $D > 1$ .

На області контакту та параметри тертя між інструментом та стружкою впливають такі чинники, як швидкість різання, швидкість подачі, кут нахилу тощо, головним чином, через дуже високий нормальний тиск на поверхні. Тертя в контакті «інструмент–стружка» є складним і важким для оцінки. Загальноновизнано, що тертя на контакті «інструмент–стружка» може бути представлено у взаємозв'язку між нормальним напруженням і напруженням тертя на різальній поверхні інструмента. Найкращий спосіб зафіксувати характеристику тертя на контакті «інструмент–стружка» — це безпосередньо виміряти нормальні та фрикційні напруження під час фактичного процесу різання металу. Ці методи через свою складність можуть зафіксувати приблизний розподіл напружень. Передбачається, що метод скінченних елементів здатний одержати справжню нормальну залежність на-

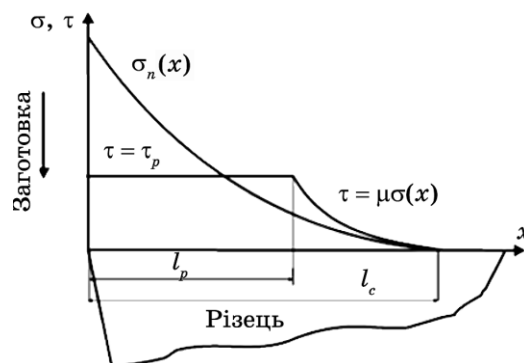
пруження та тертя на інтерфейсі «інструмент–стружка» під час сухого ортогонального різання.

Аналіза виконаних досліджень механічного оброблення показала, що напруження тертя  $\tau_f$  на поверхні різальної грані інструмента вважалися пропорційними нормальним напруженням  $\sigma_n$  з коефіцієнтом тертя  $\mu$  на основі кулонівського тертя як

$$\tau_f = \mu \sigma_n. \quad (4)$$

Поширені умови на контакті «інструмент–стружка» обмежують використання емпіричних значень коефіцієнта тертя, знайдених за звичайних умов випробування на ковзання. За звичайного оброблення на низьких швидкостях різання кулонівське тертя може бути в основному ефективним на боковій поверхні інструмента. Однак за високошвидкісного оброблення на різальній грані інструмента спостерігається надзвичайне збільшення швидкості стружки, тиску контакту тертя «інструмент–стружка» та температур. Як результат, зростаюча швидкість ковзання та напруження тертя спричиняють значний знос різальної поверхні інструмента. Тому швидкість зносу інструмента сильно залежить від умов тертя на контакті «інструмент–стружка» при високошвидкісному обробленні. Насправді, міжфазне тертя на поверхнях інструмента не є безперервним і є функцією нормального розподілу напружень і тертя. За словами Н. Н. Зорева [33], нормальне напруження найбільше на кінчику інструмента та поступово зменшується до нуля у точці, де стружка відокремлюється від різальної грані інструмента, як показано на рис. 7.

Розподіл напружень при фрикційному зсуві є більш складним.



**Рис. 7.** Криві, що представляють нормальний розподіл напружень і тертя на передній грані різця інструмента, яких представлено в дослідженні Н. Н. Зорева [33].  $l_p$  — довжина області прилипання;  $l_c$  — довжина контакту стружки та інструмента.<sup>7</sup>

На ділянці площі контакту інструментальної стружки поблизу різальної крайки виникає в'язке тертя, що приводить до злипання, і напруження зсуву тертя  $\tau_f$  дорівнює середньому напруженню потоку зсуву на межі стружки й інструмента в стружці  $\tau_p$ . На решті площі контакту «інструмент–стружка» виникає тертя ковзання, і напруження зсуву тертя може бути розраховане за допомогою коефіцієнта тертя  $\mu$ . На основі аналізу за Зоревим [33] розподіл нормального напруження та напруження зсуву на передній поверхні інструмента може бути представлений у двох різних видах [33]:

$$\begin{aligned}\tau_f(x) &= \tau_p : \mu\sigma_n(x) \geq \tau_p, \quad 0 < x < l_p; \\ \tau_f(x) &= \mu\sigma_n(x) : \mu\sigma_n(x) < \tau_p, \quad l_p < x < l_c.\end{aligned}\quad (5)$$

Умови тертя на інтерфейсі «інструмент–стружка» в ранніх ФЕ-моделях різання металу були в основному ігноровані або вважалися постійними з постійним коефіцієнтом тертя на основі Кулонового закону.

Середній коефіцієнт тертя між інструментом і стружкою за ортогонального різання, як правило, обчислюється на основі вимірюваних сил різання, як подано в рівнянні (6) [33]:

$$\mu = \frac{F_t + F_c \tan \alpha}{F_c + F_t \tan \alpha}. \quad (6)$$

Усуї та Ширакаші [34] вивели емпіричне рівняння характеристики напружень як модель тертя на контакті «інструмент–стружка», як подано в рівнянні (7) [34]:

$$\tau_f = k(1 - e^{-\mu\sigma_n/k}), \quad (7)$$

де  $k$  — напруження зсувного потоку місцевого робочого матеріалу, а коефіцієнт тертя  $\mu$  одержується в результаті експериментів для різних комбінацій матеріалів заготовки й інструмента. Цей вираз зводиться до рівняння (4) за низьких нормальних напружень і стає рівним напруженню зсуву потоку робочого матеріалу для високих нормальних значень напружень.

Діріколу та співавтори [35] розробили подальші модифікації цього моделю, помноживши  $k$  на фактор тертя  $m$ , де  $0 < m < 1$ , і ввівши показник степеня  $n$  [35]:

$$\tau_f = mk \left(1 - e^{-(\mu\sigma_n/mk)^n}\right)^{1/n}. \quad (8)$$

На поверхні тертя відбувається тепловиділення через тертя з питомою потужністю  $q_f = \tau_f v_c$ , де  $v_c$  — швидкість різання [35].

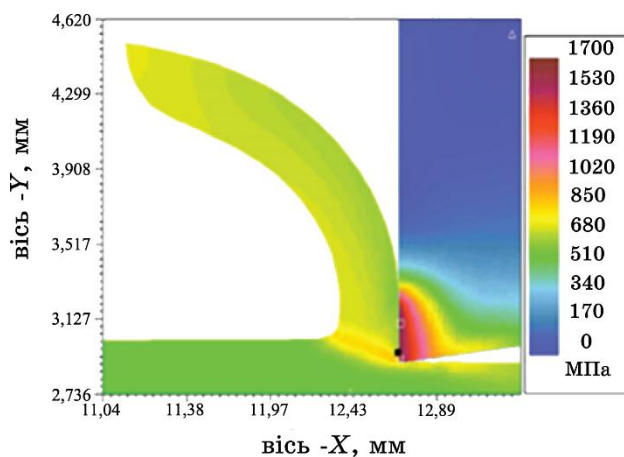
Цей тепловий потік розподіляється між стружкою та різальним інструментом. Розподіл тепла визначається коефіцієнтом теплового розподілу  $R$ , який задається відсотком тепла, що надходить у стружку:

$$R = \frac{1}{1 + h(\lambda_t/\lambda_w)\sqrt{\alpha_w/\alpha_t}}, \quad (9)$$

де  $\lambda_t$  та  $\lambda_w$  — теплопровідності матеріалів інструмента та заготовки,  $\alpha_t$  та  $\alpha_w$  — їхні температуропровідності відповідно;  $h$  — коефіцієнт, який, згідно Като та Фудзі, дорівнює 1,5, а за Рєзніковим дорівнює 1.

В роботі [31] досліджено вплив впровадження різних моделей тертя на прогнози моделювання шляхом порівняння прогнозованих змінних процесу з експериментальними результатами. Виміряні сили різання, температури, розподіл напружень на поверхні різальної грані інструмента, довжина контакту інструмента та стружки, кут зсуву в процесі ортогонального різання були одержані з літератури. Оцінки моделей тертя проводяться за однакових умов різання та геометрії інструмента для того, щоб визначити найбільш підходящий модель тертя за точного прогнозування змінних процесу за допомогою моделювання механічного оброблення.

FE-моделювання може передбачити всі розподіли напружень в інструменті, оскільки інструмент визначається як пружне тіло. Приклад ефективного розподілу напружень із використанням



**Рис. 8.** Прогнозований ефективний розподіл напружень з використанням моделю змінного зсувного тертя за швидкості різання у 150 м/хв. [31].<sup>8</sup>

моделю змінного зсувного тертя за швидкості різання у 150 м/хв. наведено на рис. 8. Розподіл температури за однакових умов різання також наведено на рис. 9.

Розглянемо тепер, який вплив на формування полів деформацій і температур у системі «оброблювана заготовка–різальний інструмент» здійснює захисне покриття (рис. 10).

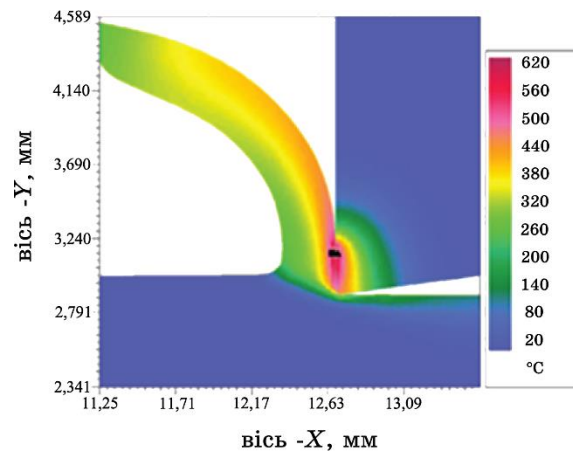


Рис. 9. Прогнозований розподіл температури за допомогою моделю змінного зсувного тертя за швидкості різання у 150 м/хв. [31].<sup>9</sup>



Рис. 10. Вплив різних чинників на формування полів деформацій, напружень і теплового поля за механічного оброблення.<sup>10</sup>

#### 4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ТА ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВИХ ПОЛІВ У РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТАХ ІЗ ЗАХИСНИМ ПОКРИТТЯМ

Моделювання процесу поширення тепла у пластинах з багатошаровим покриттям стосується багато наукових праць [7, 8, 37, 38].

Слід виділити чотири основних типи покривних матеріалів. Найпопулярнішими є покриття на основі титану, такі як TiN, TiC, TiCN і TiAlN. Другий тип являє собою керамічні покриття на основі глинозему, такі як  $Al_2O_3$ . Покриття з  $Al_2O_3$ , яке може бути виготовленим лише CVD-методом, має найліпшу хемічну стійкість і твердість у гарячому стані серед усіх твердих покриттів, але має й слабкі адгезію шару та стійкість до термічних ударів через свою високу крихкість. З цієї причини PVD-покриття TiAlN було використано як замітник  $Al_2O_3$  у програмах з перерваним різанням (фрезеруванням). Ще однією унікальною властивістю покриття з  $Al_2O_3$  є пониження теплопровідності з підвищенням температури, що робить його придатним для високошвидкісних (високотемпературних) застосувань.

Власний внесок авторів у дослідження впливу захисних покриттів на процеси поширення тепла в різальному інструменті під час механічного оброблення представлено в роботах [7, 8, 37, 38].

В роботах [37, 38] розроблено математичний модель розподілу температури в різальній пластині із захисним покриттям під час оброблення деталей різанням із використанням чисельних методів за різних крайових умов.

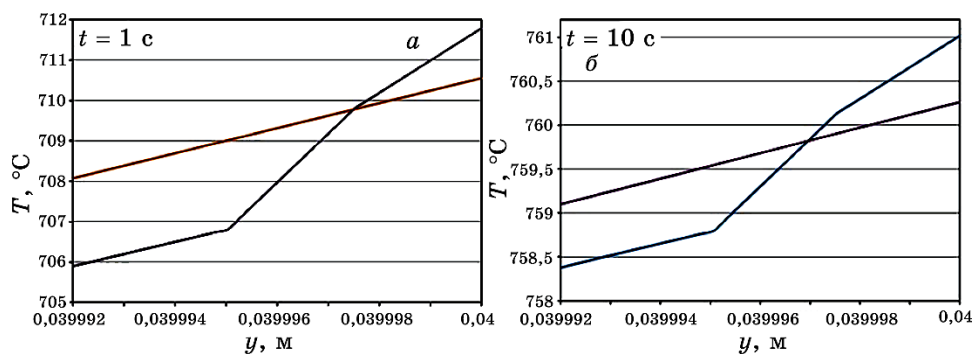
В [7] проведено дослідження процесу зміни теплового стану поверхні металевої пластини з нанесеним на неї багатошаровим покриттям під впливом теплового навантаження на встановлену частину різальної крайки. В статті представлено не тільки теоретичні розрахунки в рамках математичного моделю, який був запропонований, а й проведено стійкісні випробування токарних різців з твердостопними пластинами ромбовидної форми CNMG 190616 марки T15K6 із захисним тришаровим покриттям (TiCN/ $\alpha$ - $Al_2O_3$ /TiN) і без покриття під час точіння валків. Аналіз одержаних результатів показала найменшу інтенсивність зношування у пластині із покриттям у порівнянні з пластиною без покриття. У першому випадку знос пластини CNMG 190616 з покриттям за 15 хвилин склав 0,22 мм, а без покриття — 0,7 мм. Використовувалася загальноприйнята методика випробувань. Випробування проводилися протягом 15 хвилин роботи різця; при цьому критичний знос інструмента досягав 0,8 мм.

Результати дослідження показали, що захисне покриття малої товщини не виконує роль теплового бар'єра, який істотно зменшує тепловий потік у різальну пластину. Встановлено, що змен-

шення температури різання спостерігається за рахунок обмеження теплового потоку від тертя в зоні оброблення, що пояснюється меншим коефіцієнтом тертя пари «деталь–різець» у випадку, коли на різальну пластину нанесено покриття. Коефіцієнт тертя з меншими значеннями надає менший знос різця, що приводить до підвищення його стійкості.

Подальші дослідження температурних явищ у поверхневих шарах різального інструмента було нами представлено в [8]. Динаміку теплового поля в досліджуваній системі моделювали в рамках раніше розробленого математичного моделю за допомогою методу скінченних елементів у поєднанні з чіткою ріжницевою схемою, що уможливило враховувати різні властивості матеріалу для різних елементів такої технологічної структури. Під час моделювання вважалося, що захисне покриття не змінює коефіцієнт тертя між заготовкою та різальним інструментом.

Досліджувалися декілька структур: інструмент без покриття, з одношаровим покриттям  $\text{TiAlN}$ , двошаровими  $\text{TiCN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  та  $\text{TiAlN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ . В якості еталона було використано модель інструмента без покриття. Порівняння результатів, яких було одержано для непокритого інструмента й інструментів з різними покриттями, показало, що розраховані температури в зоні контакту є найнижчими для інструмента без покриття. Встановлено, що вищі температури всередині інструмента більші для інструментів без покриття, ніж для інструментів з покриттями. Проведенням порівняльної аналізи встановлено, що для інструмента із покриттям  $\text{TiCN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  спостерігається найбільша зона високої температури, яка близька до поверхні інструмента. Результати дослідження показали (рис. 11), що покриття з низькою теплопровідністю можна використовувати як теплозахисний екран. Це може



**Рис. 11.** Теплові профілі в комбінованій різальній пластині та пластині без покриття, поперечний переріз якого відповідає  $x = 0,035 \text{ м}$ , у різні моменти часу від початку оброблення [8].<sup>11</sup>



призвести до більш високих температур у зоні різання на поверхні інструмента, тоді як температура всередині деталі фрези буде дещо обмеженою. В роботі зроблено висновок про те, що наявність покриття на різальному інструменті зменшує частину теплоти, що передається в інструмент. В [8] зроблено висновок про можливість зменшення теплового навантаження на різальний інструмент під час переривчастого циклу роботи за допомогою багатошарового покриття, яке буде містити шар з низькою теплопровідністю, наприклад, з  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Але наявність шару з низькою теплопровідністю неістотно впливає на теплове навантаження інструмента при безперервному оброблянні.

Значний внесок у дослідження термозахисного впливу багатошарових покриттів у різальному інструменті на поширення теплового навантаження під час механічного оброблення деталей було зроблено В. Гжешіком з колегами [2, 19, 20, 39–44].

Так, науковцями [19] розглядався ортогональний процес різання інструментом, на карбідні підкладинки ISO P20 якого було нанесено прогресивно зростаючу кількість тонких шарів, включаючи TiC, TiN, плівки  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Розглядалися шари TiC/TiN-P20, TiN/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ /TiC-P20 товщиною 1 мкм/3 мкм/6 мкм/P20 відповідно. Матеріалом заготовки, що оброблялася, була вуглецева сталь AISI 1045. Напруження потоку вважалося функцією деформації, швидкості деформації та температури для ліпшого відображення реальної ситуації, що виникає в процесі різання. Тертя між інструментом і стружкою має кулонівський тип зі значенням  $\mu = 0,5$ . В цій статті [19] показано, що більше тепла передається стружці та заготовці, а ділянки з максимальними температурами локалізуються поблизу стружки та заготовки. Отже, максимальна температура в інструменті є поблизу різальної крайки. Цей ефект особливо помітний для тришарового покриття TiC/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ /TiN. Помічено, що підкладинка з нанесеним тришаровим покриттям такої структури є більш холодною, порівняно з відповідними підкладинками в інструментах без покриття й іншими інструментами, покритими шарами TiC та TiC/TiN. На думку авторів, це пов'язано з тим, що теплопровідність керамічного шару  $\text{Al}_2\text{O}_3$  у покритті TiC/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ /TiN помітно знижується, а за більш високих температур контакту карбідна підкладинка частково термічно ізолюється покриттям. Автори зробили висновок про те, що частина теплоти, яка переходить в інструмент із покриттям з зони контакту, стає меншою для інструмента без покриття. Так, різниця температур в зоні різання між інструментом із покриттям і без нього склала більш ніж  $100^\circ\text{C}$ .

Дослідження [20] показало вплив багатошарових покриттів з проміжним керамічним CVD-шаром TiC/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ /TiN- $\Sigma 10$  мкм, що нанесені на карбідну підкладинку ISO P20, на термомеханічні

характеристики різального інструмента.

Для розрахунку підвищення температури внаслідок пластичної деформації в дослідженні [41] було використано три етапи розрахунку. У першому термічне число  $R$  обчислюється за Бутройдовою формулою [45]. Наступні два етапи обчислень ґрунтуються на теорії подібності, розробленій Сіліном для основної мети різання [46]. Приріст температури внаслідок дії джерела тертя можна визначити за формулами Шоу [47] або Рєзнікова [29].

Моделювання процесу різання проведено на основі 13 експериментів різання з використанням одношарового покриття, — CVD-TiAlN-2 мкм, — та одного багатшарового покриття з проміжним керамічним шаром, — CVD-TiC/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiN-Σ10 мкм, — нанесених на пласкосторонні пластини з цементованою твердостопною основою ISO P20. Для порівняння експериментальних результатів підкладинку також досліджували як еталонний інструментальний матеріал (P20). Експеримент з різанням проводився в ортогональній конфігурації, і методи міряння були по суті подібними до тих, що використовувались у попередніх авторських дослідженнях щодо різальних інструментальних покриттів [40, 41].

Робочим матеріалом, використаним у дослідженні [40], була вуглецева сталь AISI 1045. Під час експериментів параметри різання вибирали наступним чином: швидкість різання варіювалася від 50 до 210 м/хв., постійна швидкість подачі  $f = 0,16$  мм/об., глибина різання  $a_p = 2$  мм. Для тришарового покриття використовувались еквівалентні теплофізичні властивості. Використовувана схема подання включає порівняння між вимірними значеннями температур на поверхні поділу та середніми температурами, розрахованими для різних коефіцієнтів розподілу тепла.

У випадку з інструментом без покриття й одношаровим покриттям було досягнуто хорошої згоди з даними мірянь за допомогою рівняння Шоу [47]. З іншого боку, у випадку тришарових покриттів з проміжним шаром Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> було одержано хорошу збіжність за допомогою моделю Шоу та коефіцієнта розподілу за Рєзніковим [29]. Було задокументовано, що ці моделі дають хороші результати для інструментів, покритих багатшаровими покриттями з проміжним шаром Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> [41].

Автори [41] вважають, що можна з достатньою точністю передбачити середню температуру поверхні поділу на основі еквівалентної теплопровідності та дифузійності нанесених покривних матеріалів і застосування адекватних коефіцієнтів розподілу тепла. Похибки прогнози для середніх температур поверхні поділу відносно невеликі щодо результатів термопари. Вони не перевищують 10–15% (залежно від типу використовуваного інструментального матеріалу). Зокрема, для тришарових покриттів за швидкості різання в межах 100–200 м/хв. відсоткові похибки було

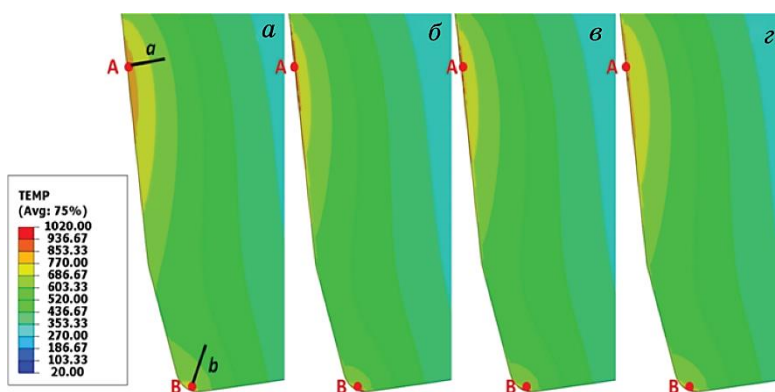
визначено не вище 2%.

В роботі [6] науковці прийшли до висновку, що взагалі неможливо ідеально моделювати процеси різання металу через дуже складні механічні, термодинамічні та трибологічні взаємодії, що стаються за різання й особливо в зоні вторинної деформації.

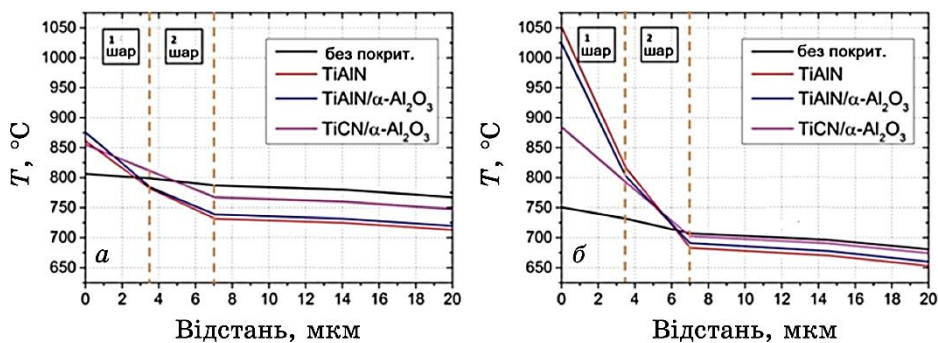
Для цього було представлено декілька методів моделювання та відповідні експериментальні методи для одержання більш точних матеріально-конструкційних моделей. У цих випадках було застосовано 2D-FE-моделювання. Але найбільш перспективним здається 3D-FE-підхід, який задовільно відтворює термомеханічні умови процесу різання. Але з метою підвищення точності прогнозування необхідні все ж таки аналітичні та гібридні рішення. Як правило, точність всіх прогноз сильно залежить від вхідних даних, включаючи термофізичні властивості та контактні.

В рамках роботи [18] представлено сучасний довільний модель скінченних елементів фрезерної операції з використанням накладених на різальний інструмент твердих металевих вставок. Під час фрезерування глибина різання постійно зменшується; таким чином, для одержання правильної глибини різання модель враховує рух інструмента у вертикальному напрямку. Поведінку матеріалу заготовки 42CrMo<sub>4</sub> описано за допомогою стандартного моделю матеріалів Джонсона-Кука. Створений детальний модель інструмента здатний представляти як інструмент без покриття, так і з покриттям. Досліджено три твердих покриття: одношаровий TiAlN-шар, TiCN/двошаровий  $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> та двошаровий TiAlN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, осаджений хемічним випаровуванням. Для порівняння результатів використовувався модель інструмента без покриття. Основна увага авторами приділялася розрахунку температур, напружень і деформацій у покритті та пластичних деформацій у підкладинці. Для такого детального дослідження експериментально визначено новий набір термофізичних властивостей як для підкладинки з твердого металу, так і для трьох різних твердих покриттів. У цій роботі представлено теоретичні дані й експериментальні результати. Вони дали змогу провести детальну аналізу температурно-напруженого інструмента під тепловим навантаженням. Розрахунки показують, що покриття з низькою теплопровідністю служать тепловим екраном. Це особливо приводить до підвищення температури на поверхні інструмента, тоді як температури в підкладинці значно понижуються. При понижень температурі в підкладинці напруження пластичності субстрату залишається вищим, а отже, накопичення пластичної деформації нижчим. Зменшення пластичної деформації в підкладинці розглядається як важливий чинник для більш тривалого терміну служби інструмента. Покриття TiAlN і TiAlN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> поведуться як найліпші теплові екрани.

В статті вказується, що температура знижується через два шари покриття (товщиною у 7 мкм) на  $>150^{\circ}\text{C}$  для  $\text{TiAlN}$  і  $\text{TiAlN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ , тоді як для покриття  $\text{TiCN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  вона знижується на  $80^{\circ}\text{C}$ . Температура в непокритому інструменті на глибині у 7 мкм знижується на  $30^{\circ}\text{C}$ . Поля температур в інструменті після 8,5 мс змодельованого процесу фрезерування представлено для всіх досліджених моделей на рис. 12. У точках **A** і **B** одержано пікові температури. Напруження за фон Мізесом, температуру та накопичену еквівалентну пластичну деформацію побудовано як функції від часу в точці **A**. Чорні лінії на рис. 12, *a* являють собою шляхи *a* та *b*, уздовж яких розподіли температури в інструменті побудовано на рис. 13. Щодо теплового потоку в інструмент, то найвищі температури обчислюються в першому та



**Рис. 12.** Температурне поле в інструментах без покриття та з покриттям через 8,5 мс часу фрезерування: *a*) без покриття, *б*)  $\text{TiAlN}$ -, *в*)  $\text{TiAlN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ -, *г*) НМ з покриттям  $\text{TiCN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  [18].<sup>12</sup>

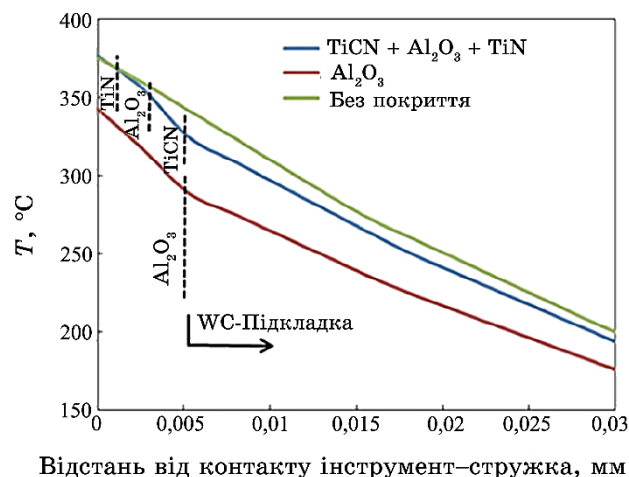


**Рис. 13.** Розподіл температури після 8,5 мс часу фрезерування у внутрішній частині інструмента вздовж: *a*) шляху *a* та *б*) шляху *b*. Штриховими лініями позначено товщину 1-го та 2-го шару покриття [18].<sup>13</sup>

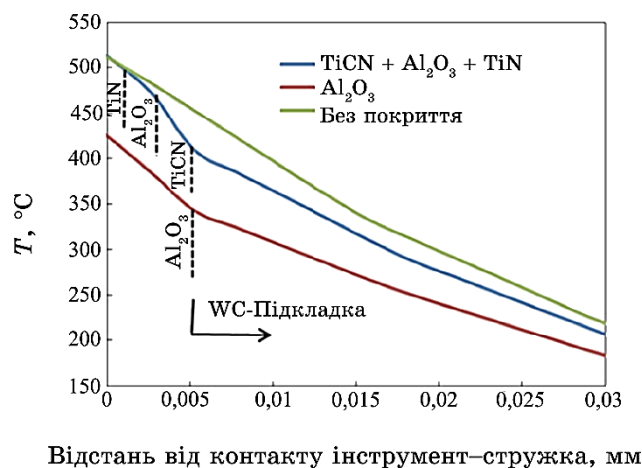
другому рядках елементів. Температура знижується у напрямку до внутрішньої частини інструмента. Порівняння інструментів без покриття та трьох інструментів з різним покриттям показує, що розрахункові температури на поверхні контакту є найнижчими для інструмента без покриття. Причиною цього є те, що НМ-підкладина має вищу теплопровідність, аніж покриття. Як наслідок, зона більш високих температур усередині інструмента більша для інструмента без покриття, ніж для інструментів з покриттям. Порівнянням інструментів з покриттям для  $\text{TiCN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  одержано найбільшу (див. рис. 13) зону високої температури поблизу поверхні інструмента. Це очікується, оскільки  $\text{TiCN}$  демонструє найвище значення теплопровідності серед досліджуваних покриттів.  $\text{TiAlN}$  і двошаровий  $\text{TiAlN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  дають найнижчі розрахункові температури в підкладинці для інструментів з покриттям і неістотно відрізняються в розрахункових температурних полях; обидва матеріали покриття характеризуються однаковими значеннями теплопровідності. Через більш високі температури на поверхні різниці температур для двошарових покриттів є більшими, досягаючи максимуму у  $370^\circ\text{C}$  для  $\text{TiAlN}$  й у  $340^\circ\text{C}$  для  $\text{TiAlN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ . З обох рисунків 13 видно, що найвищі температури в підкладинці розраховано для інструмента без покриття й інструмента, покритого  $\text{TiCN}/\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ , що може бути пов'язане з їхньою високою теплопровідністю. Очевидно, що покриття з низькою теплопровідністю служать хорошим теплозахистом, який знижує температуру в підкладинці, що добре узгоджується з літературою [19, 41, 44, 48].

Дослідження та прогнозування температури різання представлено в роботі [22]. Розглянуто зміну температури інструмента. Оскільки велика кількість теплоти різання виділяється за допомогою стружки, температура на інструменті є нижчою, ніж температура різання. Зміни температури, що виникають у різальних інструментах з покриттям і без покриття під час процесу різання, відповідно до глибини, представлено на рис. 14 і 15. Температура на поверхні різального інструмента без покриття лінійно підвищується відповідно до глибини. З іншого боку, температура різання демонструє більш високе падіння далі від поверхні у інструментах з покриттям. Помічено, що максимальна температура, одержана на різальному інструменті з покриттям  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , є нижчою, ніж різальний інструмент, покритий  $\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ . Причиною цього є те, що за високих температур покриття  $\text{Al}_2\text{O}_3$  має нижчий коефіцієнт теплопровідності порівняно з покриттями  $\text{TiN}$  і  $\text{TiCN}$ . Тому велика кількість тепла, що виробляється під час різання, передається на стружку.

Зі збільшенням швидкості різання швидкість деформації зростає. Як результат, температура різання, що створюється в проце-



**Рис. 14.** Зміни температури інструмента з типом різального інструмента ( $V = 180$  м/хв.,  $f = 0,1$  мм/об.) [22].<sup>14</sup>



**Рис. 15.** Зміна температури інструмента з типом різального інструмента ( $V = 300$  м/хв.,  $f = 0,1$  мм/об.) [22].<sup>15</sup>

сі різання, підвищується. Особливо збільшення швидкості різання в першій і другій зонах деформації призводить до того, що інструмент піддається впливу більш високих температур. Встановлено, що зі збільшенням швидкості різання на 60% значення температури на поверхні інструмента збільшується на 38% для різального інструмента без покриття, на 24% для інструмента з покриттям  $\text{Al}_2\text{O}_3$  та на 35% для інструмента з тришаровим покриттям  $\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ .

Для обох швидкостей різання максимальні значення температури на поверхнях інструмента з покриттям  $\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$  і без покриття достатньо близькі один до одного. Зі збільшенням швидкості різання температура в середній частині різального інструмента з покриттям  $\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$  демонструє більш швидке падіння. Причиною цього є те, що з підвищенням температури різання теплопровідність  $\text{Al}_2\text{O}_3$  зменшується. Подібний результат був одержаний під час механічного оброблення матеріалу AISI 1045 [49]. За швидкості різання  $V = 180$  м/хв. зміна температури від поверхні інструмента до глибини, де закінчується товща покриття, становить 16% для  $\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ , тоді як це значення становить 25% для швидкості різання при  $V = 300$  м/хв.

Матеріал покриття істотно змінює теплопередачу на межі «інструмент–стружка» як такий у дослідженнях [7, 50]. Помічено, що значення температури різання, одержані для різального інструмента з покриттям  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , вищі порівняно з іншими інструментами. Це пов'язано з теплопровідністю покриття  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Покриття  $\text{Al}_2\text{O}_3$  приводить до збільшення теплового потоку до стружки та заготовки завдяки властивостям теплопровідності. Отже, температура в зоні первинної деформації збільшується, а сила різання зменшується. Менша теплопровідність приводить до підвищення температури в нижній частині стружки. Отже, можна сказати, що нижча теплопровідність приводить до зменшення довжини контакту «інструмент–стружка» через менший радіус скручування стружки. Збільшення швидкості різання та швидкості подачі привело до збільшення напруження на поверхні інструмента. В інструменті без покриття максимальне напруження відбувається на глибині у 0,015–0,02 мм від поверхні. Через те, що коефіцієнти теплового розширення матеріалу покриття різні, ефективні напруження змінюються вздовж товщини покриття. Максимальне напруження відбувається на різальному інструменті з покриттям  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .

У дослідженні [23] було проведено чисельне моделювання для визначення впливу типу покриття на сили різання, напруження інструмента та температуру. Моделювання різання деталі зі сталі AISI 4340 проводилося із застосуванням інструмента з двома різними типами покриттів ( $\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$  і  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) та інструмента з твердого стопу без покриття з однаковою геометрією. Модель Джонсона–Кука [32] використовувався для розрахунку пластичних деформацій. Прогнозовані сили різання для інструментів з покриттям і без покриття порівнювали з експериментальними результатами. Досліджено зміну напруження та температури інструмента з різними типом покриття та кількістю шарів покриття. Прогнозовані результати показали, що інструмент, покритий

$\text{Al}_2\text{O}_3$ , мав мінімальне значення температури інструмента через зменшення його теплопровідності зі збільшенням температури. Максимальна температура інструмента виникає на поверхні різальних інструментів (з покриттям і без покриття) та швидко знижується з глибиною в інструментах з покриттям. З іншого боку, напруження інструмента всередині покриття збільшується вздовж товщини зі збільшенням швидкості різання та швидкості подачі.

В [49] представлено розробку й оцінку моделю для імітаційного моделювання ортогонального різання для твердостопних інструментів з декількома шарами покриття (1 мкм  $\text{TiN}$ /3 мкм  $\text{Al}_2\text{O}_3$ /6 мкм  $\text{TiC}$ ). Геометрію стружки, сили різання, температури інструмента та напруження прогнозували за допомогою методу скінченних елементів. Результати були проаналізовані з акцентом на розумінні теплового впливу покриття на температури інструмента на межі поділу «інструмент–стружка» та в підкладинці. Запропоновані моделі оцінювали шляхом порівняння прогноз з експериментальними даними, доступними в літературі, за однакових умов різання. Дослідження температури інструмента було проведено із застосуванням триступеневої схеми моделювання. Воно складалося з початкового моделювання Лягранжевого типу, поки не сформувалася стабільна форма стружки, і подальшого розрахунку Ойлерового типу з оновленням вільної поверхні та поля пластичної деформації заготовки.

Одержані результати показали, що для розглянутого інструмента з покриттям із проміжним шаром  $\text{Al}_2\text{O}_3$  неістотно змінюються стаціонарні градієнти температури між стружкою та підкладинкою інструмента; спостерігається незначний ефект теплоізоляції підкладинки інструмента. Однак модифікована теплова реакція поверхні інструмента з покриттям спричинила нижчі температури різання на поверхні поділу «інструмент–стружка» порівняно з температурою для інструмента без покриття за тих самих умов.

Метою дослідження [49] була розробка моделю імітації ортогонального різання для інструментів з покриттям для оцінки теплового ефекту багат шарових покриттів. На рисунку 16 показано прогнозовані зміни перехідних і стаціонарних температур вздовж глибини інструмента для двох моделей. Результати використання інструмента без покриття (тобто підкладинки K68 з однаковим коефіцієнтом тертя та межовими умовами) також представлено для порівняння. Єдина відмінність — зменшений радіус різальної крайки інструмента без покриття (40 мм). Температури для всіх випадків були вилучені з тієї самої лінії відстеження, нормальної до різальної крайки на віддалі у 0,22 мм від кінчика інструмента. Це місце відповідає максимальній стійкій температурі поверхні для корпусу інструмента без покриття.



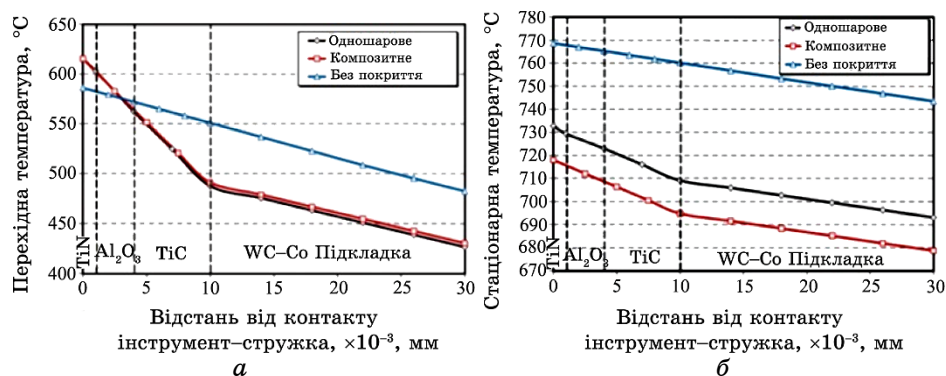


Рис. 16. Прогнозовані зміни (а) перехідної температури та (б) температури стаціонарного стану вздовж глибини інструмента ( $V_c = 220$  м/хв.) [49].<sup>16</sup>

З рисунку 16, а перехідні температури, одержані для інструмента з покриттям з використанням обох моделей, ідентичні та характеризуються значно більшим градієнтом температури на шарі покриття, ніж на всій підкладці, тоді як для інструмента без покриття температура знижується з постійною швидкістю по всій розглянутій глибині. З іншого боку, коли температура інструмента досягає стійкого стану, градієнт температури в покритті зменшується у понад п'ять разів порівняно з тимчасовим випадком і приблизно в два рази перевищує температурний градієнт основи (рис. 16, б). Крім того, температура для інструмента без покриття постійно вища, ніж для інструмента з покриттям, на 35–65 °C, тоді як крива окремого шару зміщується приблизно на 15 °C вище кривої композиційного шару. Що стосується теплового захисту основи, то температура на межі поділу «TiC–підкладка» для інструмента з покриттям приблизно на 60 °C нижча, ніж температура на поверхні поділу «інструмент–стружка» для інструмента без покриття.

Результати на рис. 16 уможливають припустити, що ефект теплового бар'єра (зміна градієнта температури) покриття  $\text{Al}_2\text{O}_3$  є значущим лише на початковій перехідній стадії різання та може залежати від товщини шару  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Після того, як довжина контакту «інструмент–стружка» досягла стабільного значення, температура інструмента в покритті та підкладці продовжує зростати, поки на інструменті не встановиться термостабільний стан. У цьому стані тепло, що утворюється на контактній поверхні, передається через покриття до основи за пониженого постійного теплового потоку.

Це спостереження підтверджує результати експерименту та

модельовання, одержані Обікавою та ін. [51], Клоке та ін. [52], Решом і співавт. [53]. З своїх досліджень вони дійшли висновку, що покриття інструмента не робить значного впливу на температурну поведінку між стружкою та підкладинкою інструмента, але температура різання на контактній межі знижується внаслідок модифікування теплових властивостей поблизу поверхні інструмента, а також, ймовірно, знижується тертя поверхні.

В роботі [48] представлено двовимірний модель поширення теплового поля у різальному інструменті на основі методу скінченних елементів із врахуванням припущення про звичайні деформації. Різальні інструменти без покриття або з покриттям розг-

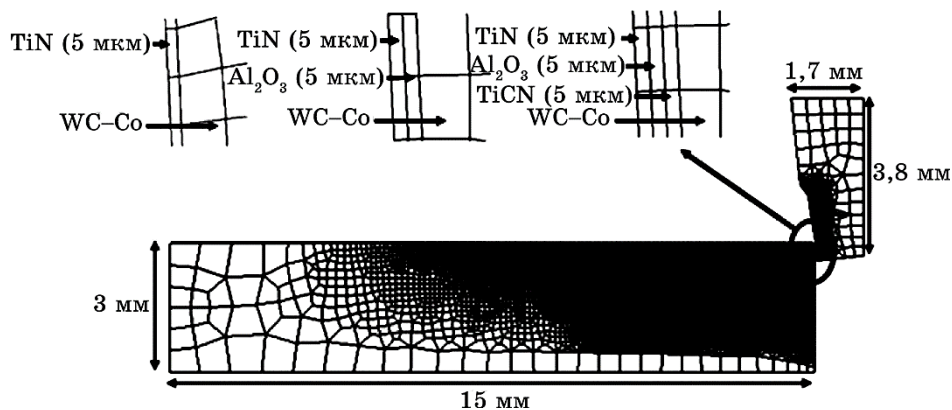


Рис. 17. Геометрія, сітка та розміри заготовки, різального інструмента та шарів покриття [48].<sup>17</sup>

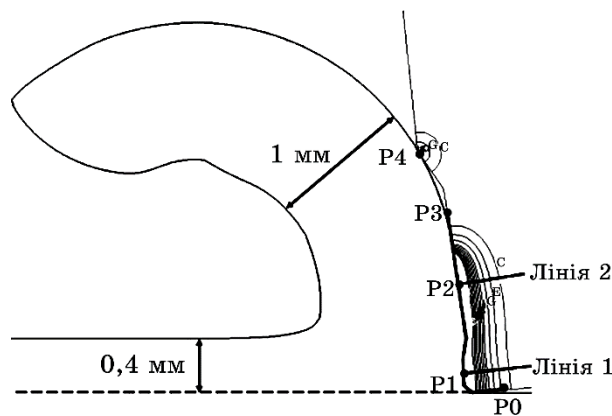
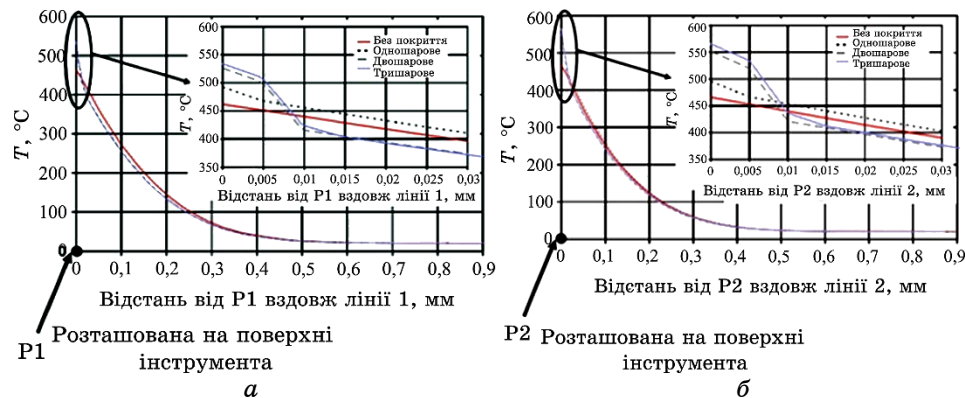


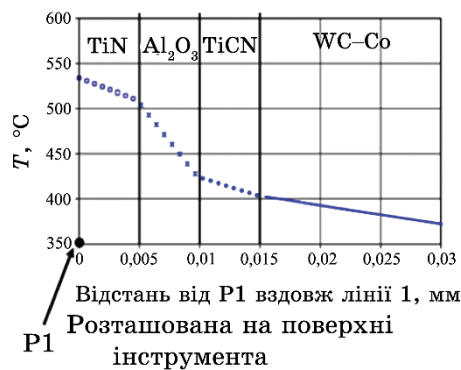
Рис. 18. Морфологія стружки та схематичне температурне поле, одержані після часу різання у 6 мс. Розподіли температур будуються по лінії 1 і лінії 2 [48].<sup>18</sup>

лядалися як термостабільні тіла. Товщина кожного шару покриття, прийнята рівною 5 мкм, вибиралася в діапазоні значень, розглянутих у роботі [3]. Різні інструменти з покриттям, розглянуті в цій роботі, проілюстровано на рис. 17.

Під час чисельного моделювання інструмент фіксується, коли заготовка рухається з постійною величиною швидкості у 100 м/хв. Недеформована товщина стружки береться рівною 0,4 мм [48]. Морфологію стружки та схематичне температурне поле представлено на рис. 18. Розподіл температури всередині інструмента проілюстровано на рис. 19, а, б вздовж лінії 1 (починаючи з  $P_1$ ; див. рис. 18) і лінії 2 (починаючи з  $P_2$ ; див. рис. 18) у момент часу  $t = 6$  мс. Ці лінії є ортогональними до ізотермічних кривих (рис. 18). На рисунку 19, а, б віддаля до точки  $P_1$  (відповідно  $P_2$ ) враховує товщину покриття та позначається як  $L_1$  (відповідно,  $L_2$ ). Початкова температура  $T_0$  досягається на однаковій віддалі  $L_1 = L_2 = 0,5$  мм для двох ліній. Має місце відсутність ріжниць нижче 0,2 мм до поверхні інструмента. Однак ріжниць спостерігаються, коли на графіку відображається температура до 0,03 мм від поверхні інструмента (рис. 19, а, б). Можна спостерігати різні нахили, які відображають теплопровідність нанесених покриттів. Таку зміну температури проілюстровано на рис. 20 для випадку трьох шарів (рядок 1). Починаючи зліва, перший схил відповідає шару TiN ( $L_1 = 0$  мкм до  $L_1 = 5$  мкм), другий — шару  $Al_2O_3$  ( $L_2 = 5$  мкм до  $L_2 = 10$  мкм), третій — шару TiCN ( $L_3 = 10$  мкм до  $L_3 = 15$  мкм), а останній ухил відноситься до матеріалу WC-Co ( $L = 15$  мкм до  $L = 30$  мкм).



**Рис. 19.** (а) Розподіл температури в інструменті вздовж лінії 1 (див. рис. 18) для інструмента без покриття, з одношаровим покриттям, двошаровим і тришаровим покриттями; (б) розподіл температури в інструменті вздовж лінії 2 (див. рис. 18) для інструмента без покриття, з одношаровим покриттям, двошаровим і тришаровим покриттями [48].<sup>19</sup>



**Рис. 20.** Розподіл температури в інструменті вздовж лінії 1 для інструмента з тришаровим покриттям; кожен шар має товщину у 5 мкм [48].<sup>20</sup>

В роботі [48] було підкреслено, що температурне поле та розподіл тиску вздовж різальної крайки в основному залежать від геометрії інструмента. Одержані результати показують, що покриття впливають на розподіл температури поблизу різальної поверхні інструмента. З розподілу температури в інструменті було встановлено, що тепловіддача на межі поділу залежить від наявності покриттів. Низька теплопровідність покриттів обмежує електропровідний теплообмін на поверхні інструмента, і температура буде отримувати вищі рівні. Однак теплові властивості покриттів виявляють їхню ефективність поблизу поверхні інструмента, а не на поверхні інструмента. Також вченими підкреслюється висока ефективність шару  $\text{Al}_2\text{O}_3$  у ролі теплового бар'єра.  $\text{TiN}$  має лише незначний ефект, коли коефіцієнт тертя має бути того ж порядку, що і твердостопний. Покриття  $\text{TiCN}$  використовується для скріплення  $\text{Al}_2\text{O}_3$  з твердостопною вставкою та виявляє лише низьку теплову ефективність під час порівняння результатів для двошарового покриття з тришаровим. Обидва вони дають дуже схожі результати.

Робота [50] вивчає вплив тепла в різальних інструментах з урахуванням зміни товщини покриття й інтенсивності теплового потоку. Використовували підкладинку K10 та алмазні інструменти з покриттями  $\text{TiN}$  і  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Числові розрахунки проводилися в рамках програмного забезпечення ANSYS®CFX. Межові умови та постійні термофізичні властивості твердих речовин, що розглядалися у чисельній аналізі, були відомі. Для підтвердження запропонованої теоретичної методології використовувався експеримент. За результатами роботи вчені прийшли до наступних висновків.

1) Дослідження, проведені під час виконання роботи, показали що для рівномірного джерела тепла, яке змінюється з часом, те-

температура на інструменті може незначно впливати на покриття при нагріванні, навіть коли властивості покриття сильно відрізняються від властивостей матеріалу підкладинки (навіть для тонкого покриття у 1 мкм).

2) Покриття, нанесене на аналізований твердостопний інструмент, не показало задовільних результатів у процесі безперервного різання. Невелике пониження теплового потоку спостерігалось у цьому дослідженні. Покриття TiN і  $\text{Al}_2\text{O}_3$  не показали задовільних результатів під час безперервного різання. Спостерігалось незначне пониження теплового потоку для покриттів у 10 мкм TiN і  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .

3) Не було істотних змін теплового потоку, що пронизував K10 з покриттям у 1 мкм TiN.

В роботі [54] зазначено, що в процесі різання під дією температури відбуваються структурно-фазові перетворення в поверхневих шарах матеріалів інструмента та заготовки, що означає зміну фізико-механічних властивостей межових шарів поверхонь, які контактують.

Автори вказують на те, що, застосовуючи комп'ютерне моделювання, можна варіювати теплофізичні параметри та трибологічні властивості приконтанної зони, імітуючи характеристики зносостійких покриттів в зоні контакту «інструмент-деталь». Таким параметром є не тільки теплопровідність самого покриття, але також і початкові умови приконтанної зони (наприклад, коефіцієнт тертя), які, в свою чергу, впливають на утворення джерел теплоти й їхню інтенсивність.

Встановлено, що найбільша температура різання відповідає обробленню інструментом без покриття. Максимальне пониження інтенсивності теплових потоків в системі «інструмент-заготовка» забезпечують покриття, що мають багат шарову архітектуру, причому інтенсивність теплового потоку помітно залежить від послідовності складових шарів багат шарового покриття. Зокрема, більш сприятливий тепловий стан різального клина інструмента забезпечує двошарова система покриття «твердостопний субстрат- $\text{Al}_2\text{O}_3$  (5 мкм)-TiN (5 мкм)» у порівнянні з двошаровою системою «твердостопний субстрат-TiN (5 мкм)- $\text{Al}_2\text{O}_3$  (5 мкм)».

В той же час, максимальне поліпшення теплового стану різального клина твердостопного інструмента забезпечує тришарова система «твердостопний субстрат- $\text{Al}_2\text{O}_3$  (5 мкм)-TiCN (5 мкм)-TiN (5 мкм)», що зумовлено сприятливим поєднанням шарів багат шарової конструкції покриття. Зокрема, у такого покриття верхній шар TiN забезпечує максимальне пониження адгезійної активності твердого стопу TT8K6 по відношенню до оброблюваного матеріалу; перехідний шар TiCN здійснює міцну адгезію

між верхнім TiN і нижнім  $Al_2O_3$  шарами, а нижній шар  $Al_2O_3$  ефективно екранує дію теплового потоку від фрикційних джерел тепла на передній і задній поверхнях інструмента, що контактують.

## 5. ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ПОКРИТТЯ НА КОЕФІЦІЄНТ ТЕРТЯ МІЖ ІНСТРУМЕНТОМ І СТРУЖКОЮ ТА ЗАГОТОВКОЮ

Найбільш повні дослідження стосовно впливу захисних покриттів на фізико-механічні процеси при різанні, а саме, впливу захисних покриттів на коефіцієнт тертя пари «стружка–різальна пластина» представлено в роботах [55–101].

Значення коефіцієнта тертя ковзання конструкційних металів по інструментальних матеріалах залежить від хемічного складу та фізико-механічних властивостей контактувальних пар, а також від контактних напружень на поверхнях, що труться, та швидкості ковзання. У процесі різання металів значення нормального напруження на контактних поверхнях лез інструментів знаходяться в межах 0,1–0,6 ГПа. Під дією таких великих напружень і сил тертя оксидні й адсорбовані плівки на поверхнях, що труться, металів інструмента та заготовки руйнуються. Тому умови взаємодії контактувальних поверхонь лез з оброблюваними металами практично відповідають умовам сухого зовнішнього тертя, за яких значення коефіцієнта тертя значно зростає.

Коефіцієнт тертя  $\mu$  функціонально пов'язаний із силою тертя та роботою сил тертя, витраченою на шляху  $L$  взаємного ковзання. У зв'язку з цим значення коефіцієнта тертя впливає на зносостійкість та інтенсивність зношування інструментальних матеріалів.

В роботі [55] досліджувалися значення коефіцієнтів тертя для різальних інструментів з покриттями TiN та (Ti, Al). Ці випробування показують, що покриття TiN має значно нижчий коефіцієнт тертя порівняно з покриттям (Ti, Al)N. Як наслідок, енергія тертя, що утворюється на межі поділу, нижча, і густина теплового потоку, що передається на штифт, нижча. Ці результати узгоджуються з попередніми дослідженнями цих авторів, проведеними з аналогічною системою карбід–покриття–робочий матеріал, і показують ліпшу трибологічну поведінку покриття TiN порівняно з покриттям (Ti, Al)N при сухому обробленні. Навіть якщо під час попереднього дослідження коефіцієнт тертя був оцінений за допомогою різальних випробувань, тенденція схожа: покриття TiN приводить до меншої сили тертя (менша сила подачі) в зоні інструментально-стружкової системи та до меншої густини теплового потоку, що передається від інструмента (нижча середня

температура в основній масі інструмента). Дослідження [55], проведені для характеристики поведінки тертя двох покриттів під час сухого різання сталі 27MnCr<sub>5</sub>, показали, що коефіцієнт тертя в таких екстремальних умовах становить близько 0,4. Більше того, покриття TiN виявило свої ліпші трибологічні властивості порівняно з покриттям (Ti, Al)N.

Роботу [56] присвячено дослідженню проблеми тертя в інструментах з покриттями TiN, TiAlN, AlCrN, яких нанесено методом фізичного осадження з парової фази (PVD). У цій роботі розглядаються характеристики властивостей тертя в зоні контакту інструмента/покриття/заготовки в процесі різання. Середній контактний тиск вибирався до 3 ГПа зі швидкістю ковзання, що досягає 300 м/хв. Крім того, система забезпечувала постійно реґеровану контактну поверхню. За таких важких умов, які не доступні звичайним трибометрам, очевидний коефіцієнт тертя кількісно визначався паралельно тепловому потоку, що передається на штифт. Показано, що покриття є найвпливовішим чинником, за яким слідує швидкість ковзання та нарешті тиск. Що стосується коефіцієнта тертя, то виявлено перевагу покриттів AlCrN і TiAlN в сухому різанні. Покриття TiAlN і AlCrN мають однакові властивості тертя та демонструють ліпші фрикційні властивості в сухих умовах. Покриття TiN має дещо гіршу поведінку для екстремальних тисків і низької швидкості ковзання. Інструменти без покриття приводять до набагато більшого значення коефіцієнта тертя, ніж будь-які інструменти з покриттям. Крім того, інструменти без покриття не можуть використовуватися за швидкості ковзання у 100 м/хв. через надмірну швидкість зносу.

З механічної точки зору збільшення швидкості різання викликає зменшення значення коефіцієнта тертя. Проте, збільшення швидкості різання викликає збільшення сили тертя, що ґенерується на бічній поверхні та передній грані різця. Зменшення коефіцієнта тертя недостатньо, щоб компенсувати збільшення швидкості ковзання. Отже, більший тепловий потік передається на інструмент, що буде викликати пониження його механічної міцності.

В роботі [57] досліджувалися характеристики властивостей тертя в зоні «інструмент–робочий матеріал» під час оброблення стопу Inconel 718 різними твердостопними інструментами в сухих умовах. Для імітації відкритої трибосистеми, а також швидкості ковзання та контактного тиску, аналогічних тим, що виникають в зоні контакту різального інструмента та робочого матеріалу, застосовувався спеціально розроблений трибометер. Проведений експеримент з метою дослідження великого діапазону швидкості ковзання від 20 до 250 м/хв. Також було досліджено діапазон

контактних тисків від 1,8 до 3,4 ГПа. Ця робота уможливила дослідити залежність коефіцієнта тертя та коефіцієнта тертя адгезії від швидкості ковзання. Виявлено, що коефіцієнт тертя зменшується зі швидкістю ковзання та контактним тиском. Показано, що покриття TiN і TiAlN не здатні змінювати поведінку тертя порівняно з інструментами без покриття. Нарешті, дослідження теплового потоку, що передається штифтам, показало, що експериментальні значення коефіцієнта розподілу тепла дуже низькі порівняно з теоретичними значеннями. Крім того, було показано, що коефіцієнт розподілу тепла зменшується зі швидкістю ковзання. Нарешті, ця робота надає оригінальні дані коефіцієнта тертя та коефіцієнта розподілу тепла для декількох пар матеріалу різального інструмента Inconel 718, а також спектер швидкості ковзання та контактного тиску.

За останні роки надтверді покриття, такі як CVD-алмаз, і тверді мастильні покриття, такі як аморфний металевий вуглець ( $Me-C:H$ ), які, по суті, є твердими покриттями, але мають дуже низький коефіцієнт тертя, також отримали широке застосування. Крім того, мастильні покриття (наприклад, чистий графіт і дисульфід Молибдену ( $MoS_2$ )) можуть наноситися поверх твердих покриттів для зменшення тертя та зносу.

Слід зазначити, що в роботах [58–60] на основі моделю в'язкопружного середовища, що має теплопровідність, розроблено нелінійну теорію термодинамічного та зсувного топлення ультратонкої плівки мастила. Показано, що перехід плівки мастила, стиснутої між атомарно-гладкими твердими поверхнями, з твердоподібного у рідиноподібний стан викликається нагрівом поверхонь тертя вище за критичне значення. Таким чином, підкреслено важливу роль теплових потоків під час тертя. Крім того, використання для опису фазових термодинамічних і кінетичних перетворень у плівці мастила Лорентцової синергетичної системи [58–60] показало, що зі зростанням напружень мастило топиться, оскільки збільшується відносна швидкість руху контактувальних поверхонь. Особливістю такого підходу є та обставина, що він уможливорює з простих початкових рівнянь одержати синергетичний потенціал, який є аналогом вільної енергії.

З викладеного видно, що структура поверхонь відіграє ключову роль для тертя [58–63]. Зокрема, відомо, що тертя впорядкованих сумірних поверхонь демонструє переривчастий рух (stick-slip); в той же час для несумірних неупорядкованих поверхонь такий режим не передбачається. Варто зазначити, що області локального впорядкування виявлено на нижній поверхні металевих наночастинок, зокрема адсорбованих на графеновій поверхні [61, 62]. Оскільки атоми в металі характеризуються набагато сильнішою взаємодією, ніж металеві та графенові атоми Карбону, пере-



важно поверхневі впорядковані ділянки атомів металу не є сумірними з графеновою ґратницею протягом усього руху. В результаті різні орієнтації та положення металевих частинок на графеновій поверхні генерують різні енергії взаємодії з графеновою поверхнею.

Відповідно до цього, в аналітичних і чисельних підходах [59–60, 63] для врахування зовнішнього впливу окремо вводяться температури плівки мастила (контакту) та поверхонь тертя (термостату). Крім того, згідно з моделем прослизання по межах зерен, заснованим на уявленнях про локальне топлення меж зерен за інтенсивного зовнішнього впливу та на аналогії з надтонкими мастилами, найбільший внесок у пластичну частину коефіцієнта тертя передбачається в дрібнозернистих матеріалах [63, 64].

## 6. ВИСНОВКИ

В результаті проведеної аналізи теоретичних і експериментальних результатів досліджень процесів теплоутворення та поширення теплових потоків під час оброблення матеріалів різальним інструментом із нанесеним багатошаровим покриттям встановлено наступне.

Наявність покриття мало впливає на геометрію різальної вставки та зовсім не впливає на режими різання, а отже, не відіграє ролі в процесі теплоутворення в зоні високошвидкісної пластичної деформації.

В той же час наявність покриття істотно впливає на процеси теплоутворення та теплопередачі на межах контакту між передньою поверхнею різця та стружкою, а також між задньою поверхнею різця та матеріалом заготовки. Показано, що теплоутворення в процесі різання відбувається за рахунок пластичної деформації та руйнування металу в процесі стружкоутворення, за рахунок тертя на передній поверхні леза різця та роботи сил тертя по задній поверхні леза інструмента. На процес теплоутворення впливають не тільки режим різання, геометрія різця та матеріал інструмента і заготовки, а й структура, товщина та склад багатошарового нанокompозитного покриття різальної поверхні.

Моношарові нітридні покриття TiN і TiAlN не здатні істотно змінювати процеси теплопередачі порівняно з інструментами без покриття, оскільки мають схожі теплофізичні характеристики із карбідною вставкою.

Максимальний ефект на теплове поле різальної твердостопної пластини забезпечує тришарова система «твердостопна пластина/TiCN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiN». Цей вплив зумовлений, перш за все, унікальними тепловими властивостями проміжного шару Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; він має порівняно низьку температуропровідність, яка до того ж

зменшується із підвищенням температури, що приводить до того, що в різальну вставку відводиться менше теплоти. В результаті температура в зоні різання підвищується порівняно з інструментом без покриття, але в самому інструменті температура зменшується за рахунок слабого тепловідведення через проміжний шар  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Це явище особливо істотне на короткотривалих часових проміжках, характерних для переривчастого оброблення. В цьому випадку різниця температур у зоні різання для покритого та непокритого інструмента може сягати декілька сотень градусів. Під час неперервного оброблення цей ефект значно зменшується, і різниця температур значно зменшується, досягаючи кількох десятків або одиниць градусів. Це також стосується і різниці температур всередині інструмента.

Вплив захисних багатопшарових нанокompозитних покриттів на розподіл температурних полів у системі «покриття–інструмент» залежить від режимів оброблення матеріалів та їхніх трибологічних характеристик.

На трибологічні властивості покриття і, як наслідок, на процеси теплоутворення в зоні різання істотно впливає структурний стан покриття, який, в свою чергу, залежить від методів та умов осадження. Цей аспект не розкритий у проведених дослідженнях, що дає підґрунтя для подальшого удосконалення моделей теплоутворення під час різання вже з урахуванням вказаної особливості.

Дану статтю було підготовлено за матеріалами дослідження, виконаного в рамках дербюджетної теми «Механізми формування та моделювання структурного стану плівок тугоплавких сполук с прогнозованими механічними характеристиками» (державний реєстраційний №0122U000776).

## ЦИТОВАНА ЛІТЕРАТУРА—REFERENCES

1. W. Grzesik and C. A. van Luttervelt, *Annals of the CIRP*, **50**, No. 1: 53 (2001); [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62069-1](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62069-1)
2. W. Grzesik and C. A. van Luttervelt, *Annals of the CIRP*, **54**, No. 1: 91 (2005); [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60057-2](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60057-2)
3. W. Grzesik, *Int. J. Machine Tools and Manufacture*, **46**, No. 6: 651 (2006); <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.07.009>
4. W. Grzesik, J. Jedrzejewski, W. Kwasny, and W. Modrzycki, *J. of Machine Engineering*, **8**, No. 3: 91 (2008).
5. Sh. N. Melkote, W. Grzesik, J. Outeiro, J. Rech, V. Schulze, H. Attia, P.-J. Arrazola, R. M'Saoubi, and C. Saldana, *CIRP Annals–Manufacturing Technology*, **66**, No. 2: 731 (2017); <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2017.05.002>
6. W. Grzesik, P. Nieslony, and M. Bartoszek, *Advances in Manufacturing Science and Technology*, **33**, No. 1: 5 (2009).

7. A. Goncharov, A. Yunda, E. Mironenko, D. Belous, and L. Vasilyeva, *High Temperature Material Processes: An International Quarterly Journal of High-Technology Plasma Processes*, **22**: 279 (2018); <https://doi.org/10.1615/HighTempMatProc.2018029411>
8. A. Goncharov, A. Yunda, E. Mironenko, L. Vasilyeva, and D. Belous, *High Temperature Material Processes: An International Quarterly Journal of High-Technology Plasma Processes*, **24**: 81 (2020); <https://doi.org/10.1615/HighTempMatProc.2020033202>
9. A. A. Goncharov, V. A. Konovalov, G. K. Volkova, and V. A. Stupak, *Phys. Met. Metallogr.*, **108**: 368 (2009) (in Russian); <https://doi.org/10.1134/s0031918x0910007x>
10. A. A. Goncharov, G. K. Volkova, V. A. Konovalov, and V. V. Petukhov, *Metallofiz. Noveishie Tekhnol.*, **28**, No. 12: 1621 (2006) (in Russian).
11. V. I. Samsonov, *Tugoplavkie Soyedineniya* (Moscow: Metallurgiya: 1976) (in Russian).
12. A. D. Pogrebnjak, O. V. Bondar, G. Abadias, V. Ivashchenko, O. V. Sobol, S. Jurga, and E. Coy, *Ceramics International*, **42**: 11743 (2016); <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2016.04.095>
13. A. D. Pogrebnjak, I. F. Isakov, M. S. Opekunov, S. M. Ruzimov, A. E. Ligachev, A. V. Nesmelov, and I. B. Kurakin, *Physics Letters A*, **123**: 410 (1987); [https://doi.org/10.1016/0375-9601\(87\)90043-0](https://doi.org/10.1016/0375-9601(87)90043-0)
14. A. D. Pogrebnjak, A. G. Lebed, and Y. F. Ivanov, *Vacuum*, **63**: 483 (2001); [https://doi.org/10.1016/S0042-207X\(01\)00225-1](https://doi.org/10.1016/S0042-207X(01)00225-1)
15. A. A. Goncharov, S. N. Dub, A. V. Agulov, and V. V. Petukhov, *J. Superhard Mater.*, **37**: 422 (2015); <https://doi.org/10.3103/S1063457615060076>
16. A. A. Goncharov, A. N. Yunda, H. Komsta, and P. Rogalski, *Acta Phys. Pol. A*, **132**, No. 2: 270 (2017); <https://doi.org/10.12693/APhysPolA.132.270>
17. A. D. Pogrebnjak, M. Il'jashenko, O. P. Kul'ment'eva, V. S. Kshnjakin, A. P. Kobzev, Y. N. Tyurin, and O. Kolisnichenko, *Vacuum*, **62**: 21 (2001); [https://doi.org/10.1016/S0042-207X\(01\)00109-9](https://doi.org/10.1016/S0042-207X(01)00109-9)
18. I. Krajnović, W. Daves, M. Tkadletz, T. Teppernegg, T. Klünsner, N. Schalk, C. Mitterer, C. Tritremmel, W. Ecker, and C. Czettl, *Surface and Coatings Technology*, **304**: 134 (2016); <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2016.06.041>
19. W. Grzesik, M. Bartoszuik, and P. Nieslony, *J. of Materials Processing Technol.*, **164–165**: 1204, (2005); <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.02.136>
20. W. Grzesik, P. Nieslony, and M. Bartoszuik, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, **33**, No. 1: 5 (2009).
21. J. Zhang and Z. Liu, *Int. J. Adv Manuf Technol*, **91**: 59 (2017); <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0024-8>
22. Y. Li, G. Zheng, X. Cheng, X. Yang, R. Xu, and H. Zhang, *Materials*, **12**: No. 19: 3266 (2019); <https://doi.org/10.3390/ma12193266>
23. İ. Uzun and K. Aslantas, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, **54**: 899 (2011); <https://doi.org/10.1007/s00170-010-3012-9>
24. S. Chinchanihar and S. K. Choudhury, *Procedia Materials Science*, **6**: 996 (2014); <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.07.170>
25. P. S. Sreejith and B. K. A. Ngoi, *J. of Materials Processing Technol.*, **101**: 287 (2000); [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00445-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00445-3)
26. G. I. Granovsky and V. G. Granovsky, *Rezanie Metallov* (Moscow: Vysshaya

- Shkola: 1985) (in Russian).
27. B. Haddag, S. Atlati, M. Nouari, and M. Zenasni, *Heat Mass Transfer*, **51**: 1355 (2015); <https://doi.org/10.1007/s00231-015-1499-1>
  28. A. N. Reznikov, *Teplofizika Protsessov Mekhanicheskoy Obrabotki Materialov* (Moscow: Mashinostroenie: 1981) (in Russian).
  29. A. N. Reznikov and L. A. Reznikov, *Teplovyye Protsessy v Tekhnologicheskikh Sistemakh* (Moscow: Mashinostroenie: 1990) (in Russian).
  30. A. V. Yakimov, P. T. Slobodjanik, and A. V. Usov, *Teplofizicheskaya Obrabotka* (Kiev: Lybid: 1991) (in Russian).
  31. T. Özel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **46**: 518 (2006); <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.07.001>
  32. G. R. Johnson and W. H. Cook, *Engineering Fracture Mechanics*, **21**: 31 (1985); [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9)
  33. N. N. Zorev, *International Research in Production Engineering* (New York: ASME: 1963), p. 165.
  34. E. Usui and T. Shirakashi, *Proceedings of the Winter Annual Meeting of the American Society Mechanical Engineers*, **7**: 13 (1982).
  35. M. H. Dirikolu, T. H. C. Childs, and K. Maekawa, *Int. J. of Mechanical Sciences*, **43**, No. 11: 2699 (2001); [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(01\)00047-9](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(01)00047-9)
  36. A. P. Amosov, *Izvestiya Samarskogo Nauchnogo Tsentra Rossiyskoy Akademii Nauk*, **13**, No. 4(3): 656 (2011) (in Russian).
  37. A. A. Goncharov, A. N. Yunda, R. Y. Bondarenko, S. A. Goncharova, L. V. Vasilyeva, and A. V. Agulov, *Int. Conf. on Nanomaterials: Application & Properties—NAP* (2016), p. 02NEA06; <https://doi.org/10.1109/NAP.2016.7757301>
  38. A. A. Goncharov, A. N. Yunda, S. A. Goncharova, D. A. Belous, S. V. Koval, and L. V. Vasilyeva, *2017 IEEE 7<sup>th</sup> Int. Conf. on Nanomaterials: Applications & Properties—NAP* (2017), p. 01FNC19; <https://doi.org/10.1109/NAP.2017.8190209>
  39. W. Grzesik, *Int. J. of Machine Tools and Manufacture*, **43**: 145 (2003); [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(02\)00169-4](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(02)00169-4)
  40. W. Grzesik and P. Nieslony, *J. Manuf. Sci. Eng.*, **125**, No. 4: 689 (2003); <https://doi.org/10.1115/1.1617982>
  41. W. Grzesik and P. Nieslony, *Int. J. of Machine Tools and Manufacture*, **44**: 889 (2004); <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.02.014>
  42. W. Grzesik and K. Zak, *Advances in Manufacturing Science and Technology*, **38**: 5 (2014); <https://doi.org/10.2478/AMST-2014-0014>
  43. W. Grzesik, *J. of Machine Engineering*, **20**: 24 (2020); <https://doi.org/10.36897/jme/117814>
  44. P. Nieslony, *Advances in Manufacturing Science and Technology*, **32**, No. 1: 15 (2008).
  45. W. A. Knight and G. Boothroyd, *Fundamentals of Machining and Machine Tools* (New York and Base: Marcel Dekker: 1989).
  46. S. S. Silin, *Metod Podobiya pri Rezanii Materialov* (Moscow: Mashinostroenie: 1979) (in Russian).
  47. M. C. Shaw, *Metal Cutting Principles* (Oxford: Clarendon Press: 1989).
  48. F. Kone, C. Czarnota, B. Haddag, and M. Nouari, *Surf. Coat. Tech.*, **205**, No. 12: 3559 (2011); <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2010.12.024>
  49. Y.-C. Yen, A. Jain, P. Chigurupati, W.-T. Wu, and T. Altan, *Machining*

- Science and Technology*, **8**, No. 2: 305 (2004);  
<https://doi.org/10.1081/MST-200029230>
50. R. F. Brito, S. R. De Carvalho, S. M. Silva, and J. R. Ferreira, *Int. Communications in Heat and Mass Transfer*, **36**, No. 4: 314 (2009);  
<https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2009.01.009>
  51. T. Obikawa, T. Matsumura, T. Shirakashi, and E. Usui, *J. Mater. Process. Technol.*, **63**, Nos. 1–3: 211 (1997); [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(96\)02626-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(96)02626-X)
  52. F. Klocke, T. Beck, S. Hoppe, T. Krieg, N. Müller, T. Nöthe, H.-W. Raedt, and K. Sweeney, *J. of Materials Processing Technology*, **120**: 450 (2002);  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01210-9](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01210-9)
  53. J. Rech, A. Kusiak, and J. L. Battaglia, *Surface and Coatings Technology*, **186**: 364 (2004); <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2003.11.027>
  54. R. I. Akhmetshyn, M. Sh. Myhranov, and A. A. Vereshchaka, *Novi Materialy i Tekhnolohiyi v Metalurgiyi ta Mashynobuduvanni* (2007), p. 116 (in Ukrainian).
  55. F. Zemzemi, J. Rech, W. Salem, A. Dogui, and Ph. Kapsa, *5th International Conference on High Speed Machining* (2006).
  56. J. Rech, C. Claudin, W. Grzesik and Z. Zalisz, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part J: J. of Engineering Tribology*, **222**, No. 4: 617 (2008); <https://doi.org/10.1243/13506501JET416>
  57. F. Zemzemi, J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui, and P. Kapsa, *J. of Materials Processing Technology*, **209**: 3978 (2009);  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.09.019>
  58. A. V. Khomenko, I. A. Lyashenko, and V. N. Borisyuk, *Ukrainian J. of Physics*, **54**: 1139 (2009).
  59. A. V. Khomenko and I. A. Lyashenko, *Physics Letters A*, **366**: 165 (2007);  
<https://doi.org/10.1016/j.physleta.2007.02.010>
  60. A. V. Khomenko and I. A. Lyashenko, *J. Frict. Wear*, **31**: 308 (2010);  
<https://doi.org/10.3103/S1068366610040100>
  61. A. V. Khomenko, N. V. Prodanov, and B. N. J. Persson, *Condensed Matter Physics*, **16**, No. 3: 33401 (2013); <https://doi.org/10.5488/CMP.16.33401>
  62. A. V. Khomenko and N. V. Prodanov, *J. Phys. Chem. C*, **114**, No. 47: 19958 (2010); <https://doi.org/10.1021/jp108981e>
  63. L. S. Metlov, M. M. Myshlyaev, A. V. Khomenko, and I. A. Lyashenko, *Technical Physics Letters*, **38**, No. 11: 972 (2012);  
<https://doi.org/10.1134/S1063785012110107>
  64. A. V. Khomenko, D. S. Troshchenko, L. S. Metlov, and P. E. Trofimenko, *Nanosistemi, Nanomateriali, Nanotehnologii*, **15**, Iss. 2: 203 (2017);  
<https://doi.org/10.15407/nnn.15.02.0203>

---

<sup>1</sup>Sumy State University,  
 2, Rymky-Korsakov Str.,  
 UA-40007 Sumy, Ukraine

<sup>2</sup>Institute of Applied Physics, N.A.S. of Ukraine,  
 58, Petropavlivska Str.,  
 UA-40000 Sumy, Ukraine

<sup>3</sup>Donbass State Engineering Academy,  
 72, Akademichna Str.,  
 UA-84313 Kramatorsk, Ukraine

<sup>1</sup> Fig. 1. Main heat sources during the chip formation in machining [27].

<sup>2</sup> Fig. 2. Schemes of heat fluxes during cutting without cooling [28]: 1 is the fraction of heat of deformation  $q_1$  going to the work piece; 2 is the fraction of deformation heat  $q_2$  going to the chips; 3—the amount of heat  $q_3$  resulting from friction between the chips and the front surface of the tool; 4—the final heat flux  $q_4$ , which occurs as a result of heat exchange at the point of contact of the cutting side of the chips with the front surface of the tool; 5—the final heat flux  $q_5$ , which occurs as a result of heat exchange at the point of contact of the cutting surface with the rear surface of the tool; 6—the amount of heat  $q_6$  resulting from friction between the work piece and the back surface of the tool.

<sup>3</sup> Fig. 3. Temperature fields in chips, billets and cutters, when turning steel SHX15 with a cutter made of hard alloy T14K8 [29] ( $V = 80$  m/min,  $S = 0.5$  mm/rev.,  $t = 4.1$  mm).

<sup>4</sup> Fig. 4. Temperature field on the front surface of the cutter (according to the results of analytical calculation) [29].

<sup>5</sup> Fig. 5. Regularity of temperature change on the surfaces of the cutting blade [30].

<sup>6</sup> Fig. 6. Deformation zones in orthogonal cutting obtained by finite element modelling [31].

<sup>7</sup> Fig. 7. Curves representing the normal distribution of stresses and friction on the front face of the tool cutter presented in the study by N. N. Zorev [33].  $l_p$  is the length of the adhesion area;  $l_c$  is the length of the chip contact on the tool.

<sup>8</sup> Fig. 8. Effective stress distribution predicted using the model of variable shear friction at a cutting speed of 150 m/min [31].

<sup>9</sup> Fig. 9. Temperature distribution predicted using a variable shear friction model at a cutting speed of 150 m/min [31].

<sup>10</sup> Fig. 10. The influence of various factors on the formation of fields of deformation, stress, and heat during machining.

<sup>11</sup> Fig. 11. Thermal profiles in the combined cutting plate and uncoated plate, the cross section of which corresponds to  $x = 0.035$  m and different moments of time since the beginning of processing [8].

<sup>12</sup> Fig. 12. Temperature field in uncoated and coated tools after 8.5 ms milling time: a) uncoated one, б) TiAlN-, в) TiAlN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-, and г) NM coated with TiCN/ $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> [18].

<sup>13</sup> Fig. 13. Temperature distribution after 8.5 ms of milling time in the inner part of the tool along a) path *a* and б) path *b*. The dashed lines indicate the thickness of the 1<sup>st</sup> and 2<sup>nd</sup> layer of the coating [18].

<sup>14</sup> Fig. 14. Changes in tool temperature with the type of cutting tool ( $V = 180$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev.) [22].

<sup>15</sup> Fig. 15. Changing the temperature of the tool with the type of cutting tool ( $V = 300$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev.) [22].

<sup>16</sup> Fig. 16. Predicted changes of (a) the transition temperature and (б) the steady state temperature along the depth of the tool ( $V_c = 220$  m/min) [49].

<sup>17</sup> Fig. 17. Geometry, grid and dimensions of the work piece, cutting tool and coating layers [48].

<sup>18</sup> Fig. 18. Chip morphology and schematic temperature field obtained after cutting time of 6 ms. Temperature distributions are constructed along line 1 and line 2 [48].

<sup>19</sup> Fig. 19. (a) The temperature distribution in the tool along line 1 (see Fig. 18) for uncoated tools, with single-layer coating, two-layer and three-layer coatings; (б) the temperature distribution in the instrument along line 2 (see Fig. 18) for uncoated tools, with single-layer coating, two-layer and three-layer coatings [48].

<sup>20</sup> Fig. 20. Temperature distribution in the tool along line 1 for a tool with a three-layer coating. Each layer has a thickness of 5  $\mu$ m [48].