

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ**

Кафедра прикладної математики та моделювання складних систем

Допущено до захисту
Завідувач кафедри ПМ та МСС

_____ Коплик І.В

«__» _____ 20__ р

КВАЛІФІКАЦІЙНА РОБОТА

на здобуття освітнього ступеня «магістр»

спеціальність 113 «Прикладна математика»

освітньо-професійна програма «Прикладна математика»

тема роботи: **«МОДЕЛЮВАННЯ ДИНАМІКИ ТЕПЛОВОГО
ПРОЦЕСУ У НАНОКОМПОЗИТНИХ СИСТЕМАХ ІЗ
ЗМІННИМИ ГРАНИЧНИМИ УМОВАМИ»**

Виконавець

студент факультету ЕЛІТ

Биковець Антон Петрович _____

Науковий керівник

д.ф.-м.н., професор

Гончаров Олександр Андрійович _____

Суми – 2020

РЕФЕРАТ

Кваліфікаційна робота: 50 с., 23 рисунки, 26 джерел, 1 додаток.

Мета роботи: моделювання динаміки теплового процесу у нанокompозитних багат шарових покриттях та проведення подальшого аналізу впливу покриттів на процес теплопереносу в ріжучому інструменті.

Об'єкт дослідження – тепловий процес у нанокompозитних системах із заданими початковими умовами та граничною умовою третього роду.

Предмет дослідження – математична модель розподілу теплового поля у нанокompозитних багат шарових системах, сформованого під впливом теплового фронту на поверхню системи.

Методи дослідження, які використовувались в даній роботі:

- 1) теоретичний аналіз,
- 2) метод скінченних різниць (МСР),
- 3) дискретизація рівнянь на основі локальної одновимірної схеми Самарського.

Ключові слова: НАНОКОМПОЗИТНІ СИСТЕМИ, РІВНЯННЯ ТЕПЛОПРОВІДНОСТІ, МЕТОД СКІНЧЕННИХ РІЗНИЦЬ, ДИНАМІКА ТЕПЛООВОГО ПОЛЯ, MATLAB.

Зміст

ВСТУП	4
РОЗДІЛ 1 АНАЛІТИЧНИЙ ОГЛЯД	6
РОЗДІЛ 2 МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕННЯ	13
2.1 Постановка задачі	13
2.2 Опис фізичних процесів	13
2.3 Теоретична модель поширення теплового потоку в зоні різання	18
2.4 Математична модель процесу теплоперенесення	20
2.5 Реалізація математичної моделі	22
РОЗДІЛ 3 РЕАЛІЗАЦІЯ КОМП'ЮТЕРНОГО ЕКСПЕРЕМЕНТУ	27
ВИСНОВКИ	36
ПЕРЕЛІК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	38
ДОДАТОК А	42

ВСТУП

Сьогодні наноструктуровані плівки дуже широко використовуються в конструктивних елементах сучасної техніки. До них належать захисні покриття для підвищення зносостійкості інструментів [1-3], такі покриття застосовуються в газових та парових турбінах як спосіб зменшити коефіцієнт тертя [4-6], та в якості елементної бази мікроелектроніки [7-9]. Примітно [10-12], що у наноструктурованих плівкових покриттів фізико-механічні характеристики вищі, ніж у аналогічних масивних матеріалів.

Зважаючи на це, багат шарові покриття можна використовувати для зміцнення та підвищення термічної стабільності у ріжучому інструменті. Зокрема, в роботі [15] досліджуються властивості багат шарових покриттів на основі оксиду алюмінію. Найбільш ефективним вважається тришарове покриття на ріжучій кромці інструменту $TiC-Al_2O_3-TiN$ або $TiN-Al_2O_3-TiC$. Ці захисні шари забезпечують досить високу термічну стабільність при великих швидкостях різання та підвищують зносостійкість інструменту, що, в свою чергу, впливає на збільшення робочого ресурсу ріжучого інструменту.

Закон розподілу температурних напружень та його величина в матеріалі залежать від характеру температурного поля. Саме тому вдосконалення методів розрахунку температурних полів у нанокompозитних системах на сьогодні є актуальним завданням зі значним практичним інтересом.

Одним зі способів покращення характеристик експлуатації ріжучого інструменту є нанесення покриттів на його ріжучу поверхню [3, 4]. Шари покриттів досить сильно впливають на контактні процеси. Таким чином, покриття мають достатньо великий вплив на поверхневі характеристики інструментального матеріалу, включаючи теплопровідність, фрикційні властивості, схильність інструменту до взаємодії з оброблюваним матеріалом, тощо [5].

При процесі різання відбувається перетворення механічної енергії в теплову. Таким чином, саме під дією цієї енергії і формуються температурні умови в різальній системі. Відповідно, правильне управління температурою в зоні

різання та підтримування її оптимального значення на необхідному часовому проміжку допомагає майже повністю виключити негативний вплив температури на характеристики експлуатації ріжучого інструменту. Нанесення такого нанокоспозитного захисту значно знижує коефіцієнт тертя між заготовкою та інструментом та зменшує потужність фрикційних джерел тепла. В той же час, за рахунок функції захисного екрану багатошарова структура може значно знизити величину теплових потоків вглиб ріжучого інструменту та впливає на підвищення порогу адгезійної взаємодії для системи «заготовка-інструмент». Отже, багатошарові покриття, в залежності від складу, є багатофункціональним проміжним технологічним середовищем, що дає змогу прогнозування можливості керування режимом температури при різанні.

Моделювання потоків тепла, супроводжуючих різальний процес системи «інструмент-багатошарове покриття-заготовка», надає можливість прогнозу зносостійкості деталі без затрат на проведення експериментів.

Широко відомо, що інструменти з нанесеними на них багатошаровими покриттями на основі нітридів та карбідів тугоплавких з'єднань мають більшу зносостійкість у порівнянні з аналогічними інструментами без захисних покриттів. Шари нанесених на ріжучу кромку покриттів забезпечують значну термічну стабільність навіть високошвидкісному різанні та підвищують зносостійкість деталі, що, в свою чергу, призводить до підвищення робочого ресурсу ріжучого інструменту [6, 7]. Однак, характеристики роботи таких систем залежні від температури, що на них впливає. Таким чином, проектування та подальше конструювання математичних моделей для процесів теплопровідності в нанокоспозитних системах дозволяє врахувати розподіл температур, вивчити процес перенесення тепла, зробити прогноз теплофізичного характеру змін механічних характеристик матеріалів.

РОЗДІЛ 1 АНАЛІТИЧНИЙ ОГЛЯД

У дослідженнях [16-18] було показано, що нанесення на інструмент захисного покриття призводить до зменшення температури в контактній зоні в порівнянні з інструментом без такого покриття.

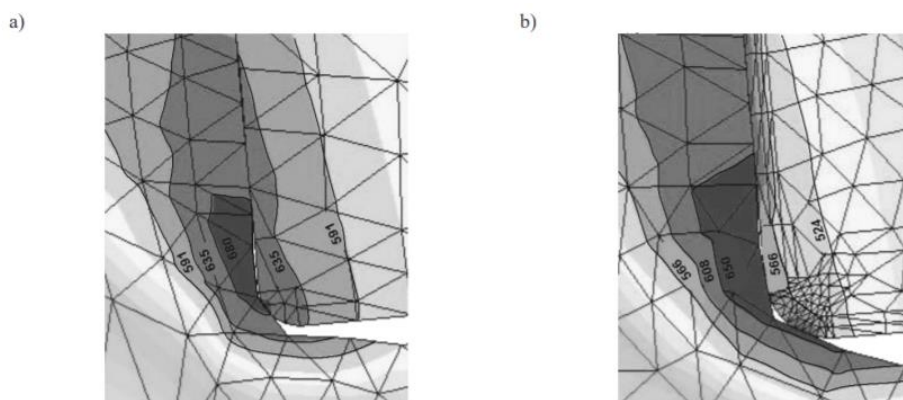


Рисунок 1.1 - Контурні графіки розподілу температури поблизу ріжучої кромки для карбіду без покриття (a) та карбіду, вкритого шарами TiC-Al₂O₃-TiN (b) [18].

Проте, між результатами, які наводять різні автори, існують певні розбіжності. Так, наприклад, в роботах [18], [20] дослідниками було проведено моделювання теплового поля у зоні різання при обробці інструментами, вкритими захисним покриттям та без захисних покриттів різними за допомогою таких методів: скінченних елементів та скінченних різниць. Автори дослідили температурний розподіл в зоні контакту для покриття TiC-Al₂O₃-TiN, задаючи різну швидкість різання. Було відзначено, що якщо збільшити швидкість різання в два рази, то це збільшує максимальну температуру з 810 до 910 °C для різця, не вкритого захисним покриттям та з 970 до 1095 °C для різця з покриттям TiC-Al₂O₃-TiN. Вважається, вища температура контактної зони 1095 °C, яка була зафіксована для покриття з трьох шарів, залежить від того, що теплопровідність, яким вкритий матеріал, нижча, особливо – в проміжному шарі Al₂O₃.

У праці [22] автори при порівнянні непокритого та покритого інструменту отримали наступний результат: розраховані температури на поверхні контакту найнижчі для інструменту без жодних покриттів.

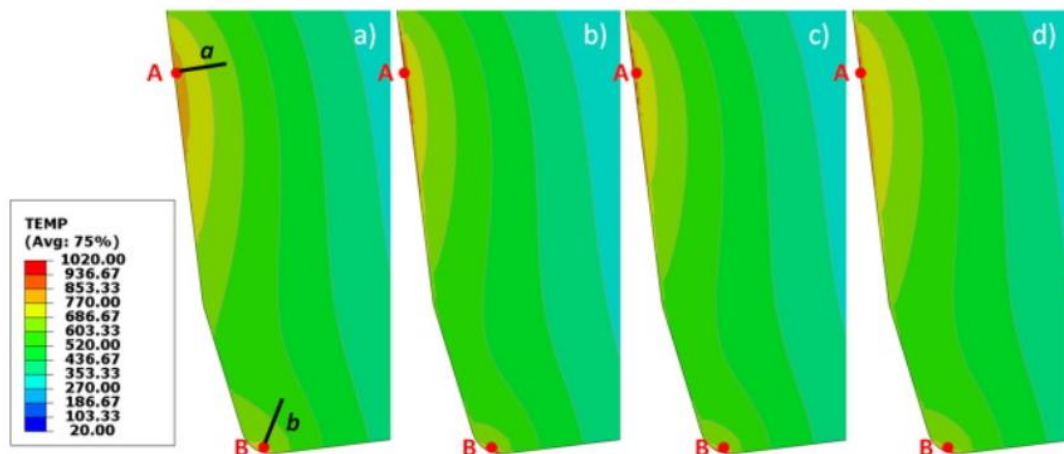


Рисунок 1.2 - Температурне поле в інструментах без покриття та з покриттям через 8,5 мс від початку фрезерування: а) без покриття, б) з TiAlN, в) з TiAlN/ α -Al₂O₃, д) TiCN/ α -Al₂O₃. А і В позначають точки найбільшого навантаження [22].

Розподіл температур у інструменті під час різання, на який було нанесено тонкі шари TiC, TiN, Al₂O₃ показав, що температура є максимальною біля ріжучого краю [18]. Даний ефект є найбільш помітним для покриття TiN/ Al₂O₃ / TiC -P20 товщини 1мкм/ 3мкм / 6 мкм / P20 відповідно. Сама основа, на яку нанесено покриття є більш холодною в порівнянні з інструментом без покриття та інструментами, покритими TiC та TiC / TiN. В дослідженні сказано, що такий ефект пов'язаний з тим, що теплопровідність шару кераміки Al₂O₃ в тришаровій системі TiC / Al₂O₃ / TiN помітно знижується, а при зростанні температури в зоні контакту основа в певній мірі термічно ізолюється нанесеним покриттям.

Було встановлено, що кількість теплоти, що переходить вглиб інструменту через покриття з зони різання, зменшується в порівнянні із інструментом без покриття. Різниця температур в різальній зоні між

інструментом з захисним покриттям та інструментом без покриттів склала більш ніж 100 °С.

Різці, вкриті TiN та Al₂O₃ було розглянуто в дослідженні [19]. За результатами роботи, при тривалій обробці деталей ці покриття не дають задовільних результатів. Зниження теплового навантаження на ріжучу деталь шарами покриття товщини 10 (мкм) було незначним.

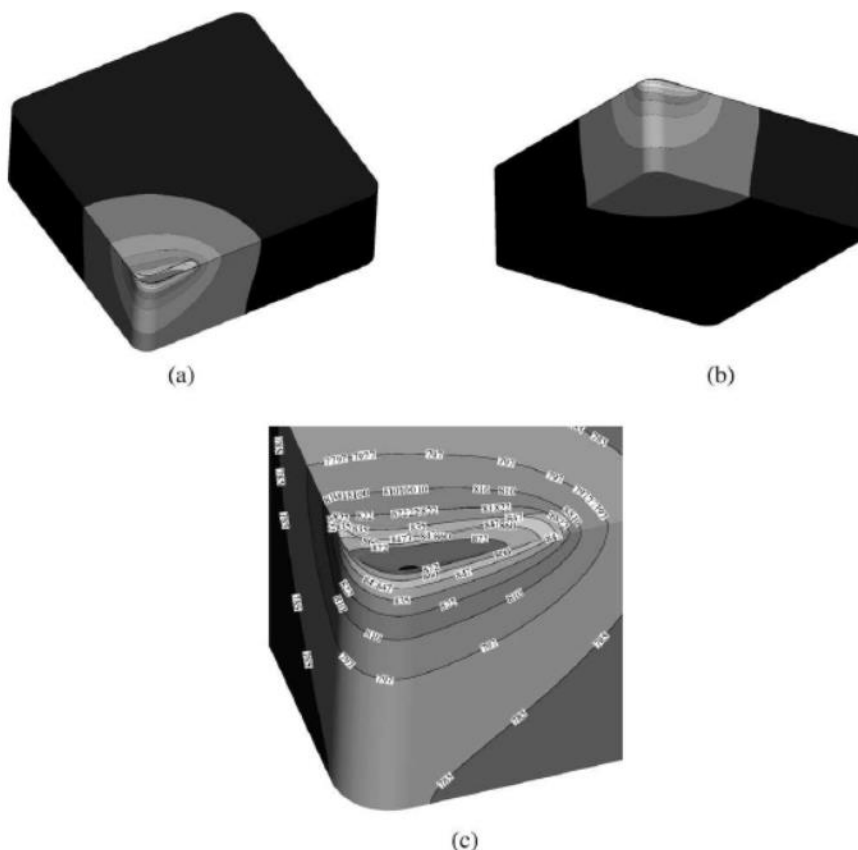


Рисунок 1.3 - Вигляд температурних полів зверху (a), знизу (b) та на ріжучій кромці (c) на інструменті K10 з покриттям TiN в момент часу $t = 63$ (c) [19]

У праці [20] було виконано експерименти з багатошаровими покриттями, що містять проміжний керамічний шар: CVD TiC-Al₂O₃-TiN-Σ10 мкм, що складається з карбідної підкладки ISO-P20. Дослідники було відзначено, що зі збільшенням швидкості різання з 72 м/хв до 145 м/хв, максимальна температура

збільшується з 810 до 1900 °С для підкладки без покриття і з 970 до 1095 °С для покриття TiC-Al₂O₃-TiN.

В роботі [21] встановлено, що найбільше зниження інтенсивності теплових потоків в системі «інструмент-заготовка» забезпечується покриттями з багатошаровою архітектурою, причому величина теплового потоку помітно залежить від порядку, в якому розміщено шари самого покриття. А саме, більш сприятливий тепловий стан ріжучого інструмента забезпечується двошаровою системою покриття «Al₂O₃ (5 мкм) - TiN (5 мкм)», ніж двошаровою системою «TiN (5 мкм) - Al₂O₃ (5 мкм)». А найбільше покращення теплового стану ріжучої деталі забезпечується тришаровою системою «Al₂O₃ (5 мкм) - TiCN (5 мкм) - TiN (5 мкм)». Це обумовлюється вдалим поєднанням шарів покриття.

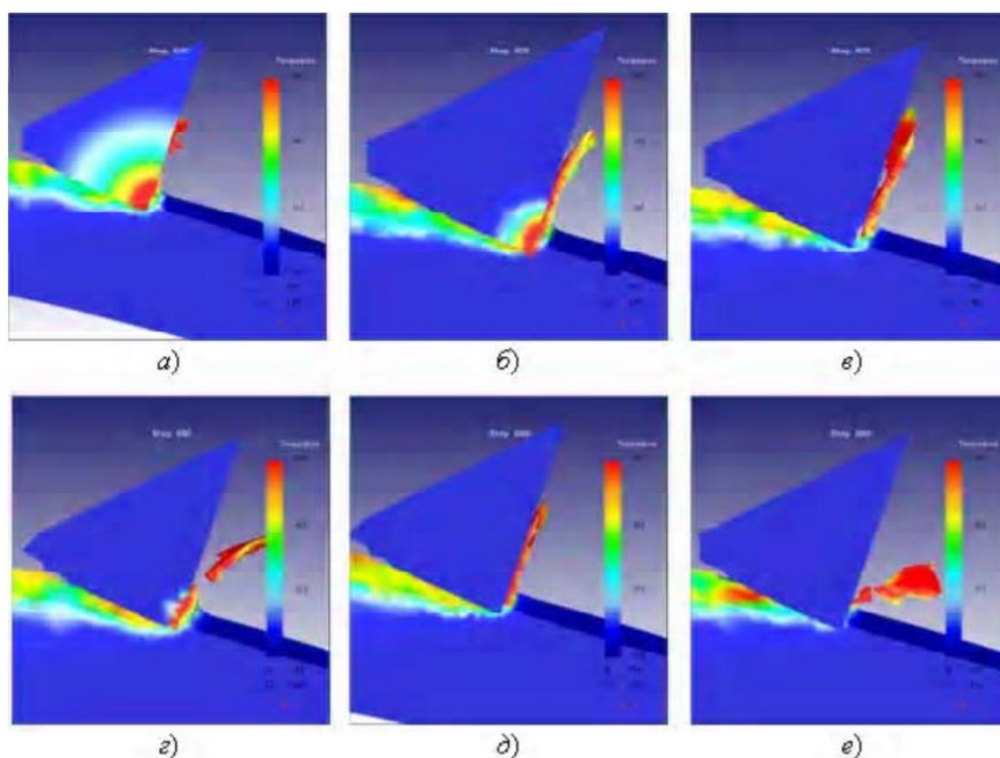


Рисунок 1.4 - Розрахунок розподілу температури в середовищі Deform3D:
а – без покриття; б – TiN товщини 5 мкм; в – TiCN товщини 5 мкм; г – шар TiN товщини 5 мкм і шар Al₂O₃ товщини 5 мкм; д – шар Al₂O₃ товщини 5 мкм, шар TiCN товщини 5 мкм, шар TiN товщини 5 мкм; е – шар Al₂O₃ товщини 5 мкм, шар TiN товщини 5 мкм [21].

В дослідженні [22] покриття TiAlN та TiAlN - α -Al₂O₃ на ріжучому інструменті показали себе як найкращі теплові екрани. Зазначається, що температура знижується через два шари елементів (тобто 7 мкм) на більше ніж 150 °С для TiAlN та TiAlN - α -Al₂O₃, в той же час для покриття TiCN - α -Al₂O₃ спостерігається зниження температури лише на 80 °С. Якщо ж порівнювати зниження температури в непокритому інструменті, то в ньому на глибині 7 мкм відбувається зниження лише на 30 °С.

В роботі [23] вважається, що температура впливає на коефіцієнт тертя, так як відбувається окислення покриття, що змінює властивості поверхні при високих температурах. В кожній моделі використовуються значення, що вказані як $\mu = 0,65$.

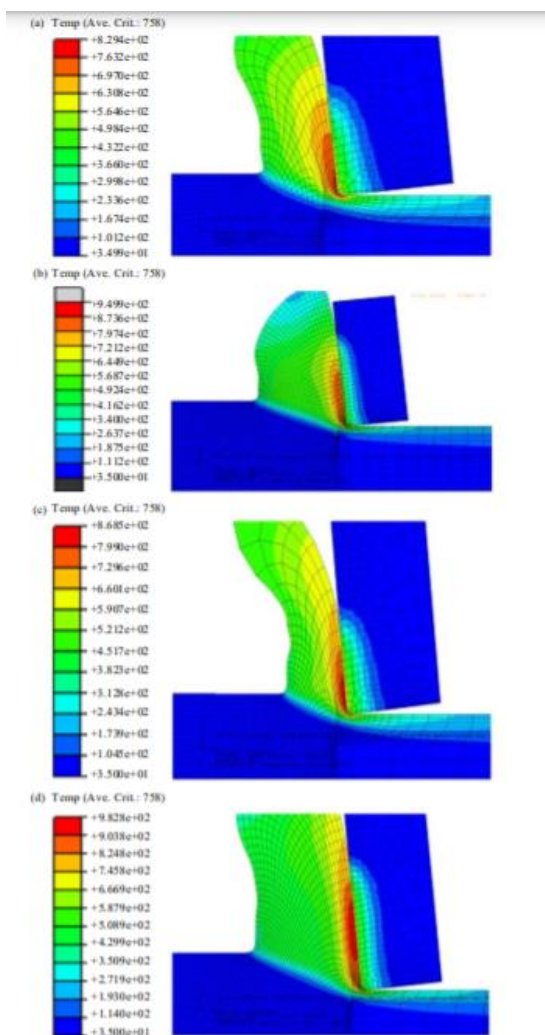


Рисунок 1.5 - Розподіл температури в зоні різання в момент часу $t = 0.8$ мс.

(a) $v = 150 \text{ m/min}$, $f = 0.07 \text{ mm/rev}$, $b = 0.2 \text{ mm}$, інструмент вкритий TiN з AISI 4340;

(b) $v = 150 \text{ m/min}$, $f = 0.17 \text{ mm/rev}$, $b = 0.2 \text{ mm}$, інструмент вкритий TiN з AISI 4340;

(c) $v = 200 \text{ m/min}$, $f = 0.07 \text{ mm/rev}$, $b = 0.2 \text{ mm}$, інструмент вкритий TiN з AISI 4340;

(d) $v = 200 \text{ m/min}$, $f = 0.17 \text{ mm/rev}$, $b = 0.2 \text{ mm}$, інструмент вкритий TiN з AISI 4340 [23].

Проведено дослідження розподілу температури в зоні різання, за результатами якого встановлено, що в усіх випадках, тертя сприяє збільшенню теплової енергії. До того ж помічено, що швидкість, з якою відбувається нагрів, збільшується в районі ріжучого краю та відрізняється для кожного з використовуваних матеріалів ріжучого інструменту.

В дослідженні [24] проводиться розрахунок теплоізолюючого ефекту захисного матеріалу ріжучого інструменту. Виконується порівняння температури різання для інструменту з покриттям TiN та інструменту без такого покриття. Встановлено, що розподіл температури в інструменті з покриттям TiN нижчий, ніж розподіл температури в інструменті без захисного покриття, в один і той же час і в тому самому місці. З плином часу швидкість зростання температури інструменту з покриттям TiN менша, ніж для інструменту без захисного шару, причому різниця температур між двома інструментами зі збільшенням часу посилюється.

Розподіл температури в інструментах з покриттям TiCN + Al₂O₃ + TiN розглядався у [25]. Показано, що температура лінійно підвищується на поверхні ріжучого інструменту без покриття. Для інструментів з покриттями – температура падає більш стрімко при віддаленні від поверхні різання. В результаті отримано, що максимальна температура на ріжучому інструменті з покриттям Al₂O₃, є нижчою, ніж на інструменті з покриттям TiCN - Al₂O₃ - TiN. Основною причиною такого ефекту є те, що при високих температурах шар

Al₂O₃ має нижчий коефіцієнт теплопровідності, ніж TiN та TiCN і велика кількість тепла, що є наслідками процесу різання, йде в стружку.

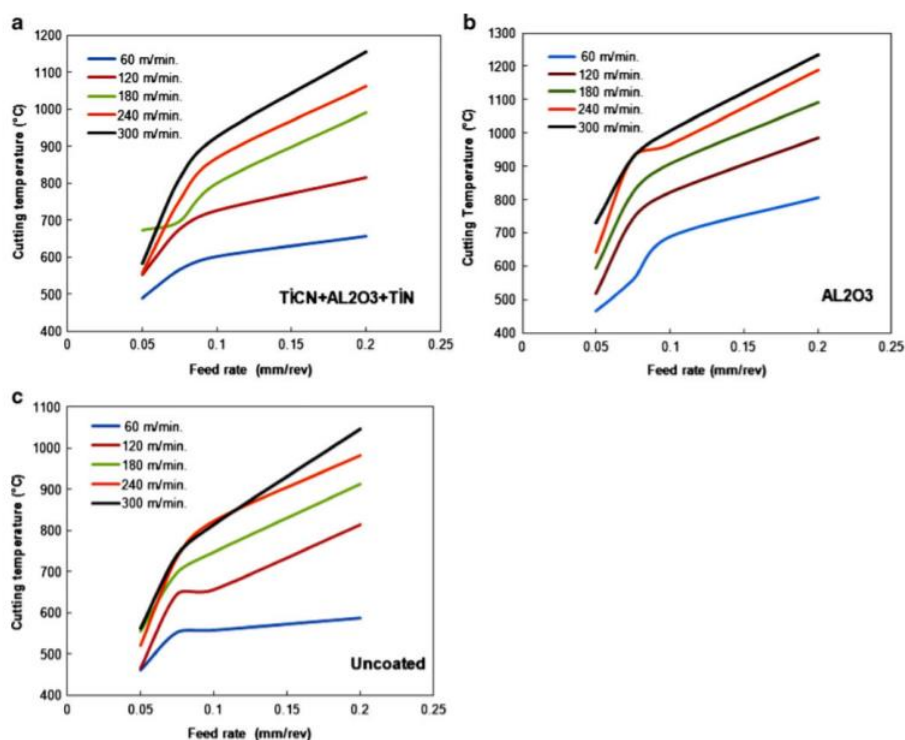


Рисунок 1.6 Зміна температури різання в залежності від швидкості подачі та швидкості різання: (a) TiCN + Al₂O₃ + TiN, (b) Al₂O₃, (c) без покриття [25]

В праці [26] було встановлено зниження коефіцієнту тертя між інструментом з покриттям TiAlN та загартованою сталлю H13 до 0,63 при температурі 800 °С. Для інструменту без покриття його значення становить 0,75. Завдяки меншій, в порівнянні з підкладкою, теплопровідності покриття TiAlN та шару Al₂O₃, знижується кількість тепла від різання, що подається на основу ріжучого інструменту. Температура різання в основі з покриттям TiAlN у цьому дослідженні зменшується щонайменше на 10,68%. Покриття TiAlN має такий ефект на температуру різання за рахунок зниження виділення тепла та теплопровідності при різанні.

РОЗДІЛ 2 МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕННЯ

2.1 Постановка задачі дослідження

Здійснений літературний огляд довів, що моделювання розподілу температури у різних системах досі залишається в сфері інтересів сучасних науковців. Але результати досліджень термозахисних функцій багат шарових покриттів мають ряд вагомих розбіжностей. Одночасно з інформацією про доволі сильне зниження теплового навантаження на ріжучу деталь під дією покриття, є роботи, які вказують на майже повну відсутність впливу покриття на поширення температури вглиб інструментів.

Аналізу чітко демонструє, що на даний час не було сформовано універсального математичного методу дослідження динаміки теплового поля в різальній системі із врахуванням фізико-технічних характеристик, геометрії та архітектури покриттів. Натомість часто застосовуються стандартні математичні програми, які мають певні обмеження і не враховують всі необхідні для правильного моделювання умови.

Метою даного дослідження є моделювання динаміки теплового процесу у нанокompозитних багат шарових покриттях та проведення подальшого аналізу впливу покриттів на процес теплопереносу в ріжучому інструменті для розв'язання протиріч, що існують між результатами схожих досліджень, виконаних іншими авторами.

2.2 Опис фізичних процесів

Процес різання металів супроводжується виділенням значної кількості тепла. Така реакція відбувається в результаті переходу механічної роботи в теплову енергію. Основні джерела виникнення тепла в зоні різання такі:

1. В результаті пластичної деформації, що відбувається при утворенні стружки, виникає тертя між частинками зрізаного шару (Q_1);

2. Тертя зрізаного шару (стружки) по поверхні інструменту (Q_2);

3. Тертя робочої поверхні та інструменту (Q_3).

Отже, джерела тепла в зоні різання розташовані наступним чином:

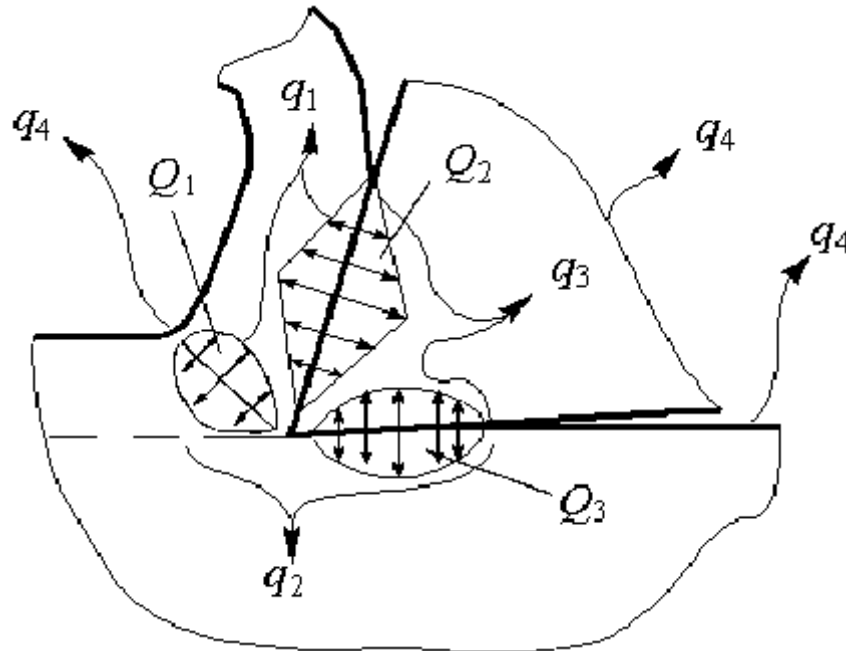


Рисунок 2.1 – Джерела тепла в зоні різання

Найбільш інтенсивною зоною виділення тепла є область утворення стружки, яка прилягає до площини сколювання. В даній області відбувається виділення тепла в результаті двох одночасних процесів:

1) пластичної деформації зсуву елементів, що утворює стружку по площині сколювання;

2) пластичної деформації стиснення і частково пластичної деформації зминання тонкого шару металу, що прилягає до площини сколювання з боку зрізаного шару. Цей шар наведено на рисунку 2.2 (заштрихований).

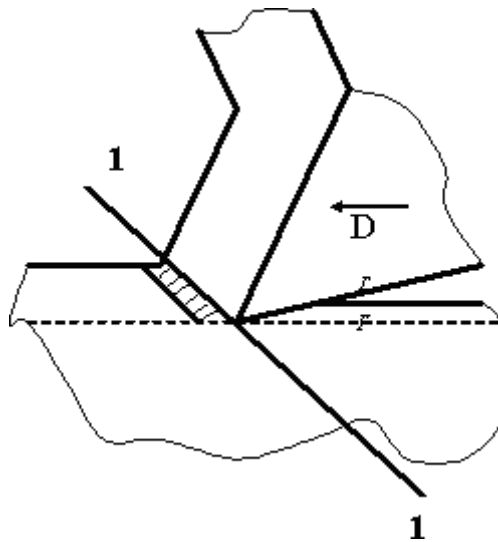


Рисунок 2.2 — Шар пружно-пластичної деформації перед зоною утворення стружки, 1-1 – площина сколювання.

Пружна деформація йде перед пластичною деформацією і тому має місце і при пластичній деформації під час різання металів. Пластичну деформацію в цьому шарі можна знайти шляхом вимірювання мікротвердості, вона існує з тієї ж причини, що і деформація матеріалу під поверхнею різання і під обробленою поверхнею. Незважаючи на невелику кількість тепла, яка є результатом пружної деформації, все одно не можна нехтувати необхідною наявністю даного процесу.

Загальна кількість тепла, що виділяється, дорівнює сумі теплоти у всіх джерелах, що перераховані вище:

$$Q_{\text{заг}} = Q_1 + Q_2 + Q_3 \quad (2.1)$$

Утворене під час різання тепло не накопичується в місцях його утворення, а поширюється від місць з більш високою температурою до місць з більш низькою. Із зони різання тепло переноситься зі стружкою (q_1), передається до заготовки (q_2) і інструменту (q_3) та виділяється в навколишнє середовище (q_4).

Отже, має місце наступне рівняння теплового балансу:

$$Q_1 + Q_2 + Q_3 = q_1 + q_2 + q_3 + q_4 \quad (2.2)$$

Практичний інтерес полягає в розрахунку температури в зоні різання та її розподілу по інструменту. Теплота, що переходить з зони різання в інструмент, незважаючи на відносну незначущість, призводить до його сильного розігріву і погіршення ріжучих властивостей. При збільшенні різальної швидкості кількість теплоти, що йде в інструмент знижується. Але, зростає абсолютна кількість зростає і температура в різальній зоні наближається до значень, близьких до крайніх температур стійкості інструменту.

Тепло в зоні різання розподілене нерівномірно. Найбільша кількість теплоти знаходиться на передньому краю поверхні при віддаленні від головної різальної кромки на $1/3$ довжини контакту стружки з передньою поверхнею. Сума усіх температурних значень в різних точках зони різання носить назву температурне поле. Температурне поле якраз і дає найяскравішу і найповнішу картину розподілу температур в зоні різання.

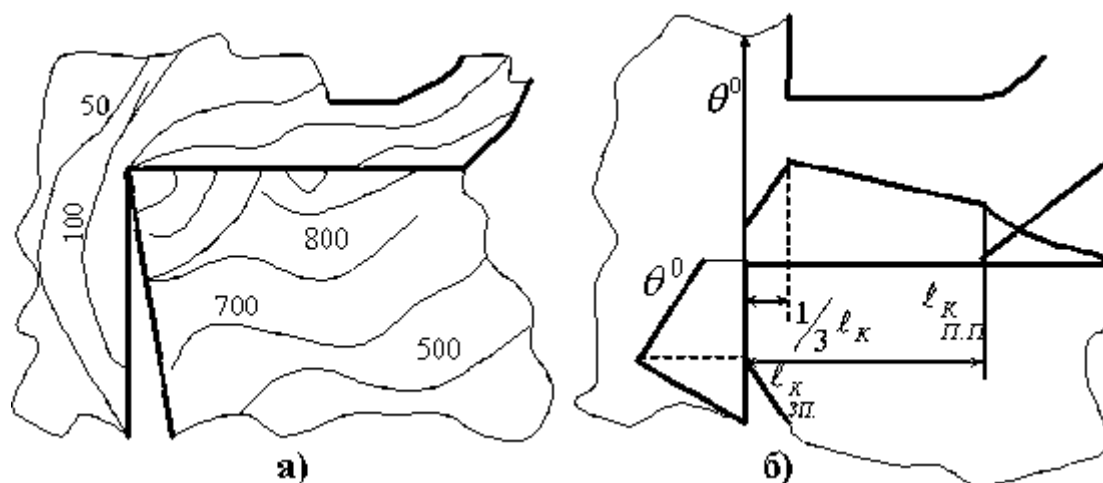


Рисунок 2.4 — Поле температур (а) та температурний розподіл в зоні різання (б)

Знайдемо залежність температурою різання (θ) від швидкості (v). Її формула наступна:

$$\theta = C_0 v^{0.4} \quad (2.3)$$

Зміна параметру швидкості різання відбувається швидше від зміни температури. Під час зміни швидкості різання на температуру також впливатиме швидкість подачі (s), хоч частина теплоти тертя і переходить в заготовку та стружку:

$$\theta = C_0 v^{0.4} s^{0.24} \quad (2.4)$$

З (2.4) видно, що при збільшенні швидкості подачі, збільшення температури різання відбувається значно повільніше подачі. Глибина різання (t) відіграє невелику роль в визначенні температури, адже зі збільшенням глибини товщина стружки також зростає. Відповідно, зростає і робота, як наслідок – збільшення кількості теплоти в системі. Також, на величину стружки впливає кут нахилу (φ), візьмемо його синус для спрощення математичних дій:

$$\theta = C_0 v^{0.4} s^{0.24} t^{0.1} (\sin(\varphi))^{0.26} \quad (2.5)$$

Крім факторів, що впливають на збільшення температури є також ті, що впливають на її зниження. Одним них є площа перерізу інструменту (F), оскільки зі збільшенням перерізу покращуються умови відводу тепла вглиб деталі. Зниження температури при збільшенні відношення глибини різання до швидкості подачі (k), пояснюється тим, що заглиблення несе за собою зміну ширини стружки, а від швидкості подачі залежить товщина стружки. Отже, зі зростанням відношення глибини до швидкості подачі зростає її ширина за рахунок її товщини. До того ж, можна припустити, що якщо збільшити радіус заокруглення (r), то відведення теплоти буде більшим притоку тепла, через збільшення роботи.

Отже, фінальну формула рохрахунку температури в зоні різання виглядає наступним чинм:

$$\theta = C_0 \frac{v^{0.4} s^{0.24} t^{0.1} (\sin(\varphi))^{0.26}}{k^{0.09} r^{0.11} F^{0.06}} \quad (2.6)$$

2.3 Теоретична модель поширення теплового потоку в зоні різання

Моделювання процесів теплоперенесення зводиться до розв'язання диференційного рівняння теплопровідності з граничними умовами. У випадку однорідного ізотропного середовища, за відсутності внутрішніх джерел тепла, рівняння теплопровідності для теплового поля $T = T(x, y, t)$ у двовимірному випадку має вигляд:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad x, y \in D, t > 0, \quad (2.7)$$

де c – теплоємність середовища; ρ – густина середовища; λ – теплопровідність середовища.

Диференційне рівняння теплопровідності має нескінченну множину розв'язків. Щоб знайти єдине рішення необхідно задати відповідні граничні умови, тобто конкретизувати протікання процесів на поверхні тіла.

Сукупність початкової і граничної умов називається крайовими умовами. Початкова умова носить назву часова крайова умова, а гранична умова - просторова крайова умова. Початкова умова визначає закон розподілу температури тіла в початковий момент часу, тобто

$$t = 0: T = f(x, y), \quad (2.8)$$

де $f(x, y)$ – відома функція.

Якщо розподіл температури на поверхні тіла рівномірний, початкова умова набуває наступного вигляду: $t = 0: T = T_0 = const.$

Граничні умови першого роду визначають розподіл температури на поверхні (або границі) тіла для кожного моменту часу:

$$T = U(x, y, t). \quad (2.9)$$

Граничні умови другого роду задають величину теплового потоку для кожної точки поверхні (або границі) тіла для кожного моменту часу:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = q(x, y, t), \quad (2.10)$$

де \mathbf{n} – зовнішня нормаль до поверхні (або границі) тіла.

Граничні умови третього роду задають взаємозв'язок між потоком тепла за рахунок теплопровідності від твердої стінки і тепловим потоком з навколишнього середовища (закон Ньютона-Рихмана):

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_e), \quad (2.11)$$

де h – коефіцієнт теплообміну, T_e – температура зовнішнього середовища.

Граничні умови четвертого роду визначають теплову взаємодію між елементами з різними теплофізичними характеристиками та задають умови рівності температур і теплових потоків по обидва боки від кордону розділу:

$$\begin{cases} T_1(x, y, t) = T_2(x, y, t) \\ -\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial n} |_{\Gamma} = -\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial n} |_{\Gamma} \end{cases} \quad (2.12)$$

2.4 Математична модель процесу теплоперенесення в пластині

Об'єктом дослідження цієї роботи є тришарова система захисних покриттів для різальної пластини розмірами $Lx * Ly$ (рисунок 2.4). Зважаючи на це, було обрано прямокутну область розв'язку, без дотримання точної геометрії різця, щоб спростити подальші аналітичні та чисельні розрахунки. Вважаємо, що зовнішня сторона верхнього покриття на ділянці T_k відчуває вплив теплового навантаження Q .

Товщина кожного з шарів $h_1 = Ly - y_2$, $h_2 = y_2 - y_1$, $h_3 = Ly - (y_2 + y_1)$ відповідно. Припускаючи, що всі інші сторони теплоізолювані та температурне поле не має залежності від координати z , сформулюємо наступну математичну модель задачі.

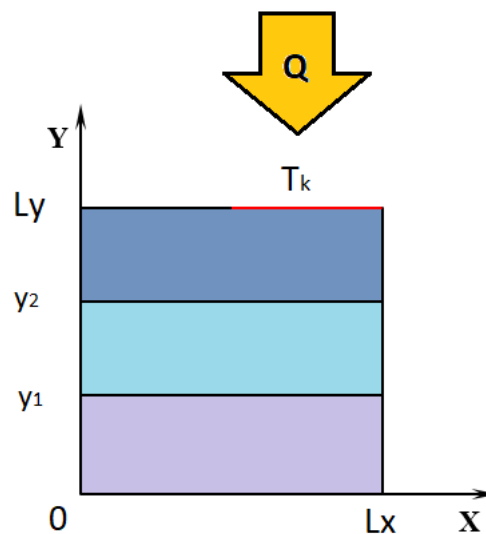


Рисунок 2.4 — Схема різальної пластини із нанесеними покриттями

Математична постановка задачі зводиться до розв'язку рівняння теплопровідності (2.7) та виглядає наступним чином – система з трьох рівнянь теплопровідності для кожного шару покриття:

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho_1 c_1 \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_1 \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad \begin{cases} 0 < x < Lx \\ 0 < y < y_1 \end{cases} \\ \rho_2 c_2 \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_2 \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad \begin{cases} 0 < x < Lx \\ y_1 < y < y_2 \end{cases} \\ \rho_3 c_3 \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_3 \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad \begin{cases} 0 < x < Lx \\ y_2 < y < Ly \end{cases} \end{array} \right. \quad (2.13)$$

де ρ_i – густина (кг/м³); λ_i – теплопровідність (Вт/кг·°К) c_i – питома теплоємність матеріалу (Дж/кг·°К).

В початковий момент часу температура на всій поверхні пластини дорівнює $T_0 = 18^\circ\text{C}$, що відповідає початковим умовам:

$$t = 0: T = T_0, \quad 0 < x < Lx, \quad 0 < y < Ly \quad (2.14)$$

Перейдемо до встановлення граничних умов задачі. На грані L_y знаходиться ділянка ріжучої пластини T_k , довжини $\frac{Lx}{2}$, яка безпосередньо стикається з оброблюваною деталлю і зовнішнє тепло передається в деталь. Це є граничною умовою третього роду.

$$y = Ly: \frac{Lx}{2} < Lx, \quad -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = k(T_k - T_0), \quad t > 0. \quad (2.15)$$

Температура в зоні різання розраховується за формулою (2.6)

На інших зовнішніх границях задані умови обміну теплом з навколишнім середовищем – гранична умова третього роду:

$$\left\{ \begin{array}{l} x = 0, x = Lx \\ 0 < x < \frac{Lx}{2}, y = 0, y = Ly \end{array} \right\}; -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = k(T_c - T_0), t > 0, k > 0. \quad (2.16)$$

На границях y_1 та y_2 задано граничні умови четвертого роду, оскільки це умови на поверхнях трьох тіл з різними коефіцієнтами теплопровідності. Робимо припущення, що між різними захисними шарами ідеальний теплоконттакт.

$$\left\{ \begin{array}{l} T_1(t, y^*) = T_2(t, y^*) \\ T_2(t, y_1^*) = T_3(t, y_1^*) \\ -\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial y} |_{y=y_1} = -\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y} |_{y=y_1} \\ -\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y} |_{y=y_2} = -\lambda_3 \frac{\partial T_3}{\partial y} |_{y=y_2} \end{array} \right. \quad (2.17)$$

Таким чином, було сформульовано задачу пошуку функції теплового поля $T(x, y, t)$, що задовольняє системі рівнянь та граничним умовам, що задані для нашої структури.

2.5 Реалізація математичної моделі

Для чисельної реалізації нашої математичної моделі було обрано метод скінченних різниць (МСР). Даний метод базується на заміні похідних їхніми наближеними значеннями, які виражаються через різниці значень функції в окремих точках – вузлах сітки. Отже, замінюємо диференційне рівняння на еквівалентне йому співвідношення в скінченних різницях. Розв’язок такого співвідношення зводиться до виконання простих алгебраїчних операцій. Фінальним результатом розрахунків є вираз, за яким значення температури у вузлі являється функцією часу, потенціалу температури та потенціалу суміжних точок температури. Оскільки маємо багато повторюваних операцій в методі, можемо застосувати цикли для зручності обчислень. Для апроксимації

диференційного рівняння різницеvim потрібно ввести просторово-часову сітку з координатами:

$$x_i = (i - 1) * h_x, y_i = (y - 1) * h_y, t_n = n * \tau, \quad (2.18)$$

де h_x, h_y – крок сітки по координатам; τ крок по часу.

Таким чином, вся розрахункова область вкривається сіткою. Далі вводиться наступне позначення для температури за координатою в конкретний момент часу:

$$T(x_i, y_i, t_n) = T_n^{i,j} \quad (2.19)$$

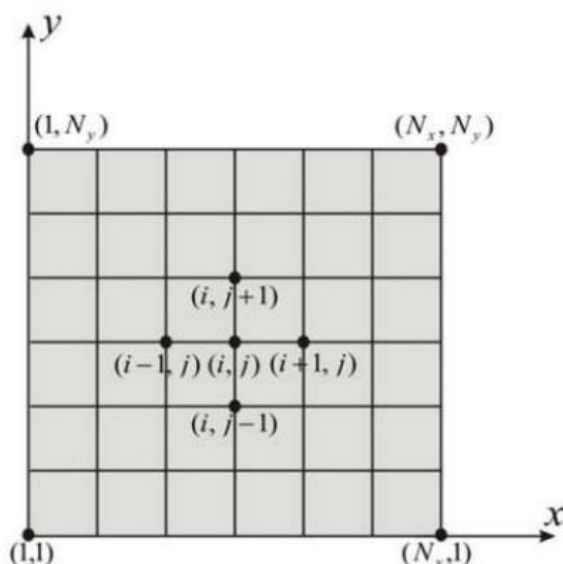


Рисунок 2.5 – Просторово-часова сітка

Для дискретизації рівняння застосовується локальна одномірна схема А.А. Самарського, оскільки ця схема має абсолютну стійкість і властивість до сумарної апроксимації. Сутність даного підходу полягає в тому, що крок за часом реалізується двома етапами. На першому етапі проводиться дискретизація рівняння в напрямку осі x (2.20-1). Після отримання одновимірного рівняння – розв’язуємо його. На наступному етапі переходимо до дискретизації рівняння

вже за напрямком осі y (2.20-2) і також розв'язуємо одновимірне рівняння. Таким чином, ми визначаємо температурне поле на всьому часовому проміжку.

$$\rho c \frac{T_{i,j}^{n+\frac{1}{2}} - T_{i,j}^n}{\tau} = \lambda \left(\frac{T_{i+1,j}^{n+\frac{1}{2}} - T_{i,j}^{n+\frac{1}{2}} + T_{i-1,j}^{n+\frac{1}{2}}}{h_x^2} \right) \quad (2.20-1)$$

$$\rho c \frac{T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}^{n+\frac{1}{2}}}{\tau} = \lambda \left(\frac{T_{i,j+1}^{n+\frac{1}{2}} - T_{i,j}^{n+\frac{1}{2}} + T_{i,j-1}^{n+\frac{1}{2}}}{h_y^2} \right) \quad (2.20-2)$$

Наведені рівняння зводяться до стандартного трьох-діагонального вигляду і розв'язуються методом прогонки. Розв'язок відбувається наступним чином – знаходиться розв'язок для всієї області x . Далі переходимо до розв'язку другого рівняння для осі y .

Розглянемо метод прогонки. Для початку приводимо рівняння (2.20-1) до вигляду трьохточкового різницевого рівняння другого порядку:

$$A_i T_{i-1,j}^{n+\frac{1}{2}} - B_i T_{i,j}^{n+\frac{1}{2}} + C_i T_{i+1,j}^{n+\frac{1}{2}} = F_i \quad (2.21)$$

Коефіцієнти рівняння (2.15) набувають наступного вигляду, враховуючи нестационарність задачі. Отримані рівняння треба розв'язувати на кожному кроці за часом:

$$A_i = C_i = \frac{\lambda}{h_x^2}, \quad B_i = \frac{2\lambda}{h_x^2} + \frac{\rho c}{\tau}, \quad F_i = - \frac{\rho c T_n^{i,j}}{\tau} \quad (2.22)$$

Для визначення температурного поля в робочій області припускаємо, що існують такі α_i та β_i ($i = 1, N-1$), при яких трьохточкове рівняння переходить в двохточкове:

$$T_i^{n+1/2} = \alpha_i * T_{i+1}^{n+\frac{1}{2}} + \beta_i \quad (2.23)$$

Знизивши в (2.17) індекс на одиницю та підставляючи в отримане рівняння коефіцієнти з (2.16) визначимо коефіцієнти α_i та β_i наступним чином:

$$\alpha_i = \frac{A_i}{B_i - C_i \alpha_{i-1}}, \quad \beta_i = \frac{C_i \beta_{i-1} - F_i}{B_i - C_i \alpha_{i-1}} \quad (2.24)$$

Далі покажемо, що дана схема дискретизації стійка. Нехай для вирішення деякої задачі диференціювання

$$LU = F \quad (2.25)$$

було використано дану кінцево-різницеву схему:

$$L_h U^{(h)} = F_h \quad (2.26)$$

Дана задача матиме стійкий розв'язок, якщо виконується наступна нерівність:

$$\|Z^{(h)} - U^{(h)}\| \leq C_1 \|\delta f^{(h)}\| \quad (2.27)$$

Таким чином, чисельний розв'язок $U^{(h)}$ сходиться до розв'язання заданого диференціального рівняння та має місце похибка:

$$\|\delta^{(h)}\| \leq \text{const} \cdot \|F^{(h)}\| \quad (2.28)$$

Отже, різницева схема стійка, якщо для будь-якої функції $F^{(h)}$ (2.25) має лише один розв'язок, такий що

$$\|U^{(h)}\| \leq C \|F^{(h)}\|, \quad (2.29)$$

де C – незалежна *const.*

РОЗДІЛ 3 РЕАЛІЗАЦІЯ КОМП'ЮТЕРНОГО ЕКСПЕРИМЕНТУ

Для реалізації комп'ютерної програми, яку було розроблено (див. додаток А), при проведенні розрахунків було обрано наступні параметри різання: глибина різання $t = 6,0$ мм, подача різця $s = 0,6$ мм/об, швидкість різання $v = 160$ м/хв. Температура в зоні різання θ була розрахована за формулою (2.6).

Для більш широкого дослідження властивостей покриттів було побудовано вісім варіантів поширених багат шарових покриттів. Термофізичні властивості матеріалів, які були використані при розрахунках наведені в таблиці 3.1.

Таблиця 3.1 – Термофізичні властивості матеріалів

	Сталь 40X	Ti	TiCN	α - Al ₂ O ₃	TiN	TiZrN	AlN	TiAlN
Теплопровідність λ , Вт/(кг·°C)	46	18,85	30	7,5	11,3	19,44	140	5,6
Густина ρ , кг/м ³	7800	4505	5200	3990	5430	5400	3260	5450
Питома теплоємність c , Дж/(кг·°C)	460	540	440	1000	600	590	740	670

Спершу, було проведено моделювання динаміки теплового поля для пластини зі сталі без жодних нанесених захисних покриттів з урахуванням початкових та граничних умов. Таку модель було побудовано для порівняння розподілу температур з наступними побудованими моделями, які вже містять захисні покриття.

Графічні результати моделювання являють собою температурне поле пластини без захисних покриттів та тепловий профіль в зоні різання, які представлені на рисунках 3.1 та 3.2 відповідно.

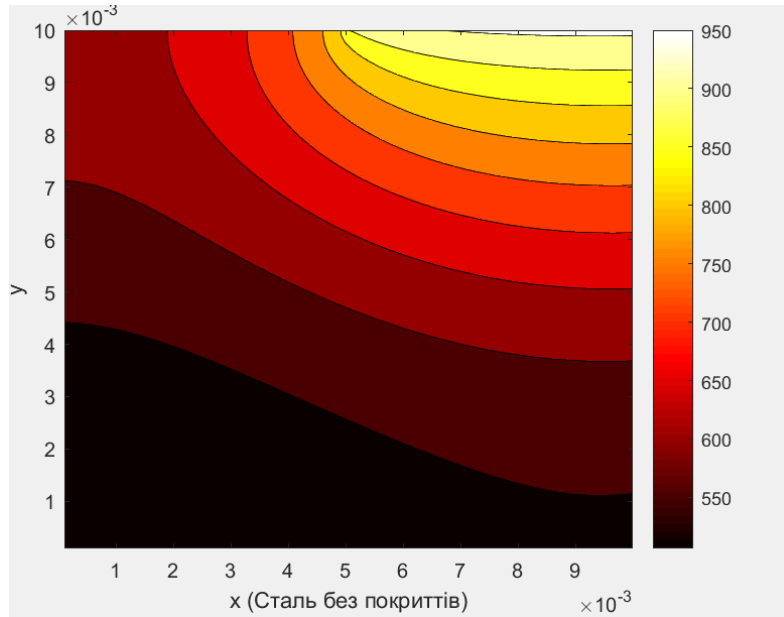


Рисунок 3.1 - Температурне поле пластини без захисних покриттів

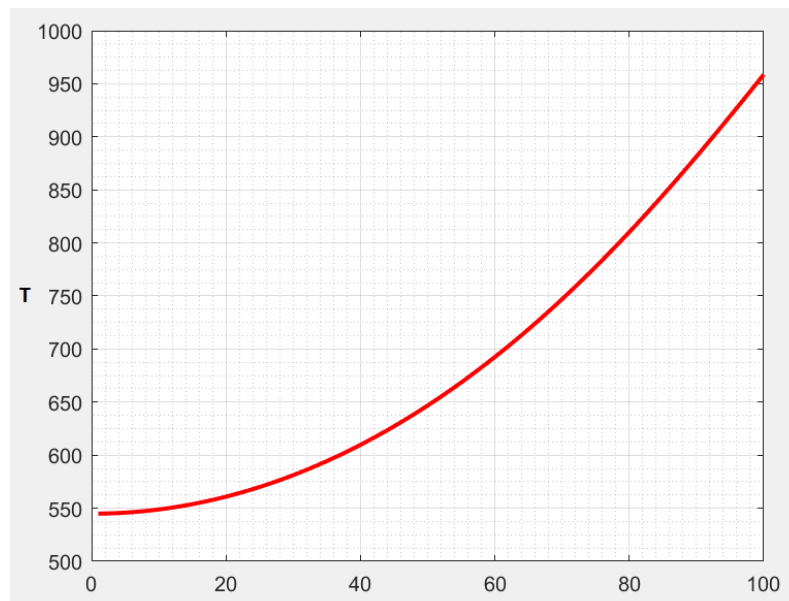


Рисунок 3.2 – Тепловий профіль сталевого різця в зоні різання

Далі, було проведено моделювання динаміки теплового поля для сталевій пластини, яка вкрита шарами TiN (3мкм) та α -Al₂O₃ (1 мкм). Побудовано відповідні графіки температурного поля (Рисунок 3.3) та теплового профілю різця в зоні різання (Рисунок 3.4)

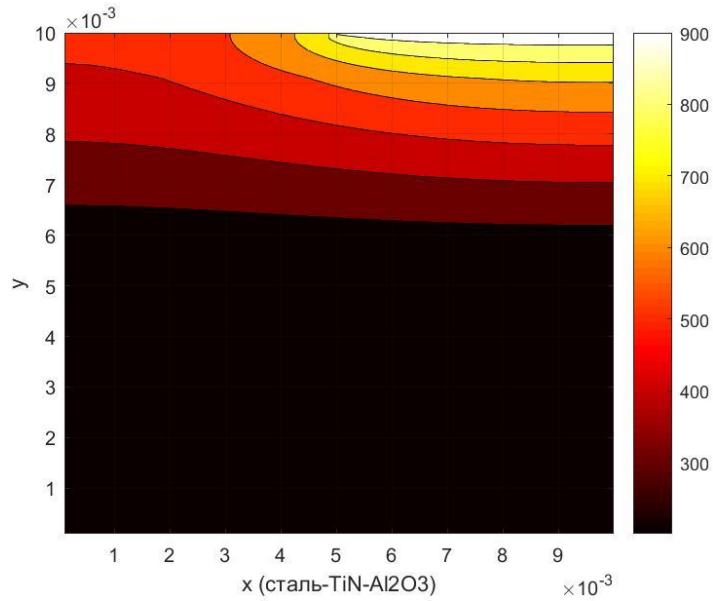


Рисунок 3.3 - Температурне поле сталевій пластини з нанесеними захисними шарами TiN (3мкм) та α -Al₂O₃ (1 мкм)

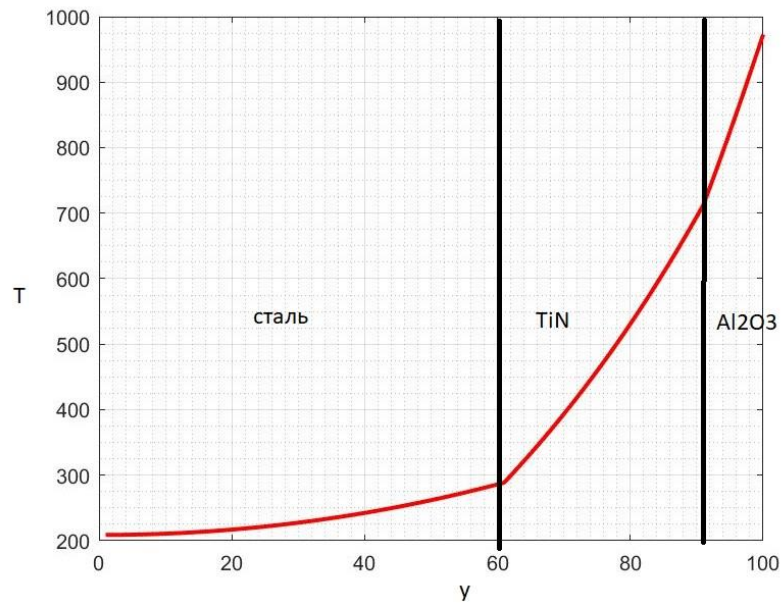


Рисунок 3.4 - Тепловий профіль сталевій різальної пластини з нанесеними захисними шарами TiN (3мкм) та α -Al₂O₃ (1 мкм) в зоні різання

Аналіз поля температур пластини із покриттям, у порівнянні з розподілом температури для деталі без покриття, демонструє зменшення глибини проникнення тепла в пластину.

З теплового профілю різця також бачимо, що температура на різучій кромці нижча для пластини без покриттів. Причиною цього є те, що теплопровідність сталеві основи більша за теплопровідність захисного покриття. Внаслідок цього, зона більш високих температур всередині інструменту більша для деталі без покриття, ніж для деталей з покриттям. Загалом, температура знижується у напрямку до внутрішньої частини інструменту.

Наступна побудована модель це сталеві пластина з нанесеними шарами TiN (3 мкм) та TiCN (2 мкм). Таким чином, ми отримали наступні графіки температурного поля інструменту (Рисунок 3.5) та теплового профілю в зоні різання (Рисунок 3.6).

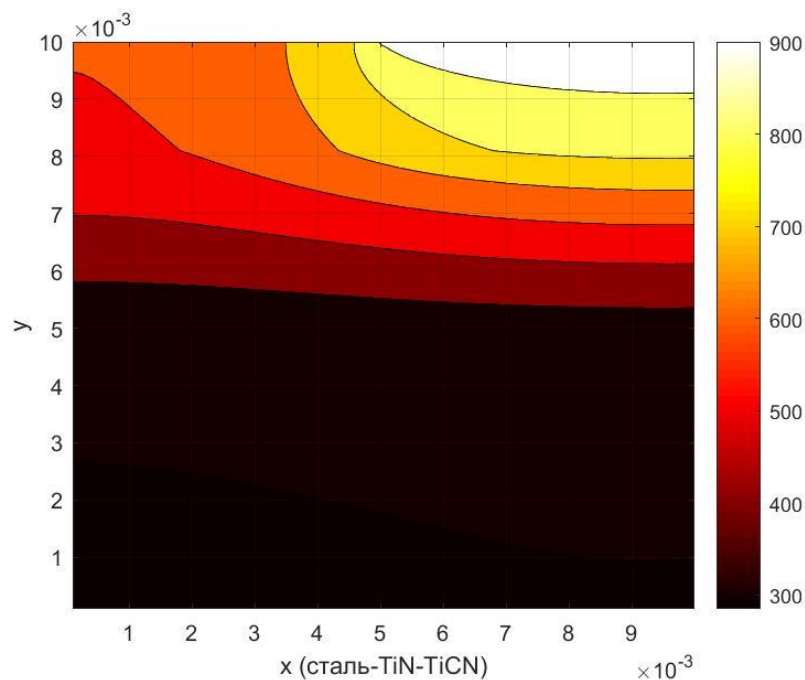


Рисунок 3.5 - Температурне поле сталеві пластини з нанесеними захисними шарами TiN (3 мкм) та TiCN (2 мкм)

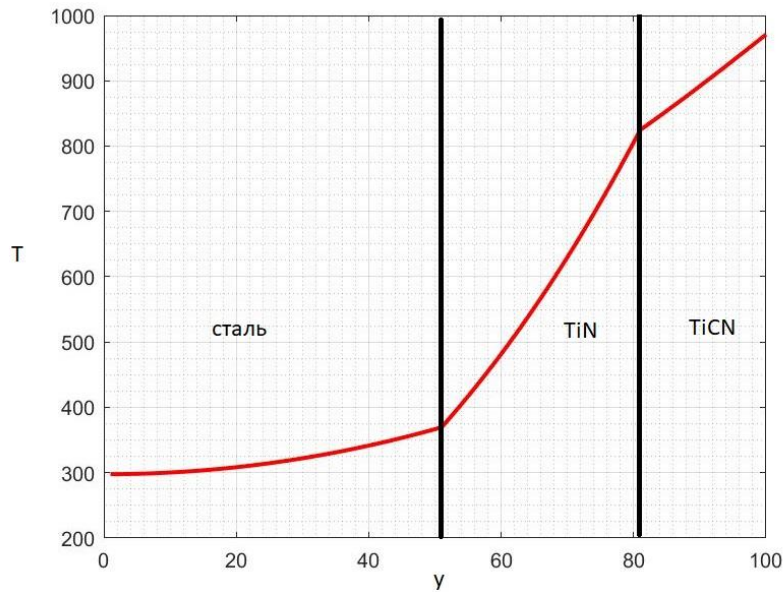


Рисунок 3.6 - Тепловий профіль сталевій різальній пластині з нанесеними захисними шарами TiN (3 мкм) та TiCN (2 мкм) в зоні різання

Отримані результати демонструють, що для даної моделі, так само як і для попередньої, кількість тепла, що проникає вглиб деталі менша, ніж для деталі без покриттів. Однак, дане комбонування захисних покриттів менш ефективно стримує температуру, ніж перший варіант. Хоча воно має більшу товщину одного з захисних шарів. Отримана температура на внутрішньому краю захисного покриття в порівнянні з попередньою моделлю вища майже на 100 °С.

Подальшим кроком дослідження було проведено моделювання динаміки розподілу температури в тришаровому захисному покритті з наступною структурою: α -Al₂O₃ (3.3 мкм) – TiCN (3.3 мкм) - TiN (3.4 мкм). Результати моделювання – температурне поле в тришаровому захисному покритті та тепловий профіль в зоні різання – представлені на рисунках 3.7 та 3.8 відповідно.

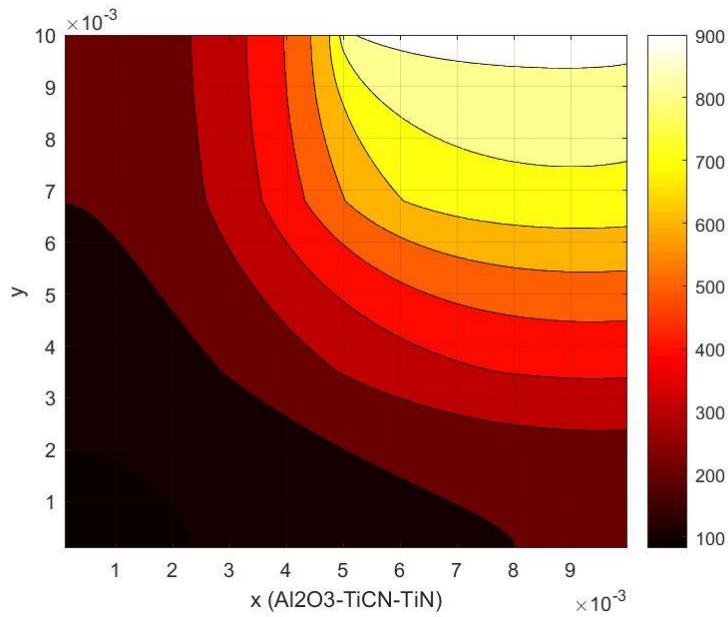


Рисунок 3.7 - Температурне поле тришарового покриття $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ (3.3 мкм) – TiCN (3.3 мкм) - TiN (3.4 мкм)

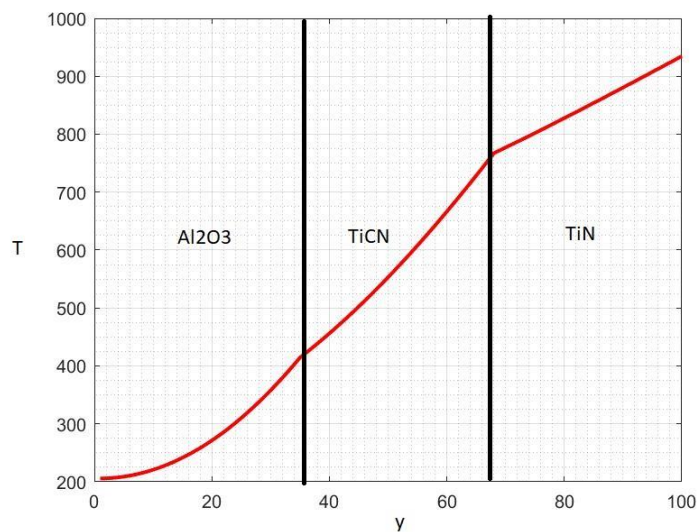


Рисунок 3.8 - Тепловий профіль тришарового захисного покриття $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ (3.3 мкм) – TiCN (3.3 мкм) - TiN (3.4 мкм) в зоні різання

З отриманих графіків можна зробити висновок, що додання третього шару підвищує теплоізоляційний ефект і температура всередині інструменту значно нижча, ніж для інструменту без покриття та для деталі з двома шарами захисного

покриття. Отже, таке захисне покриття можна ефективно застосовувати в якості теплового екрану для захисту інструменту від дії високих температур.

Далі було побудовано моделі цієї тришарової захисної структури зі зміненим компонуванням захисних шарів: а) TiCN (3.3 мкм) - Al₂O₃ (3.3 мкм) – TiN (3.4 мкм) та б) TiN (3.3 мкм) - TiCN (3.4 мкм) - Al₂O₃ (3.3 мкм). Були отримані наступні графіки температурних полів в тришаровому захисному покритті (Рисунок 3.9) та графік теплового профілю в зоні різання (Рисунок 3.10).

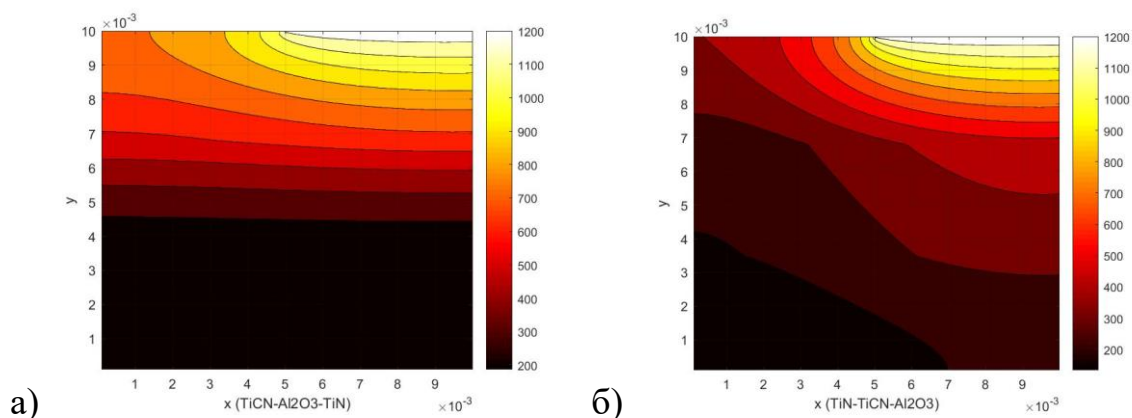


Рисунок 3.9 – Графіки температурних полів в тришарових захисних покриттях: а) TiCN (3.3 мкм) - Al₂O₃ (3.3 мкм) – TiN (3.4 мкм), б) TiN (3.3 мкм) - TiCN (3.4 мкм) - Al₂O₃ (3.3 мкм)

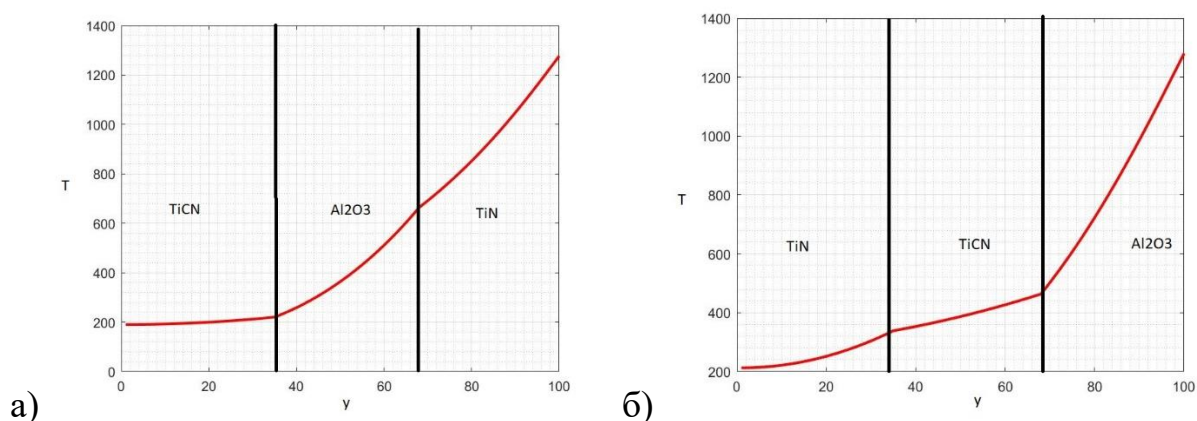


Рисунок 3.10 – Тепловий профіль тришарових захисних покриттів: а) TiCN (3.3 мкм) - Al₂O₃ (3.3 мкм) – TiN (3.4 мкм), б) TiN (3.3 мкм) - TiCN (3.4 мкм) - Al₂O₃ (3.3 мкм) в зоні різання

В результаті аналізу отриманих даних, можна зробити висновок, що порядок, в якому скомпоновано шари захисного покриття майже не впливає на теплозахисний ефект покриття. Так як, температура на лівому краю покриття, тобто в зоні його контакту з заготовкою, майже однакова для всіх трьох моделей тришарового покриття. Проте, спосіб компонування шарів впливає на величину температури на ріжучій кромці, що теж є важливим фактором для підвищення зносостійкості інструментів. Такий ефект пояснюється різницею теплових властивостей шарів покриття. Найнижчу температуру на ріжучій кромці було зафіксовано для структури $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ (3.3 мкм) – TiCN (3.3 мкм) - TiN (3.4 мкм). Отже на цьому етапі таке компонування можна назвати найефективнішим з усіх вище досліджених.

На наступному етапі проведено моделювання розподілу температури в наноструктурах, які широко застосовуються в техніці та в дослідженнях інших авторів. До них належать: титанова пластина з двошаровим покриттям TiN (3 мкм) – TiZrN (2 мкм) та тришарові покриття TiN (3.3 мкм) –TiCN (3.3 мкм) – TiZrN (3.4 мкм), AlN (3.3 мкм) – TiN (3.3 мкм) - TiAlN (3.4 мкм). Результати моделювання бачимо на графіках температурних полів та теплового профілю в зоні різання – рисунки 3.11 та 3.12 відповідно.

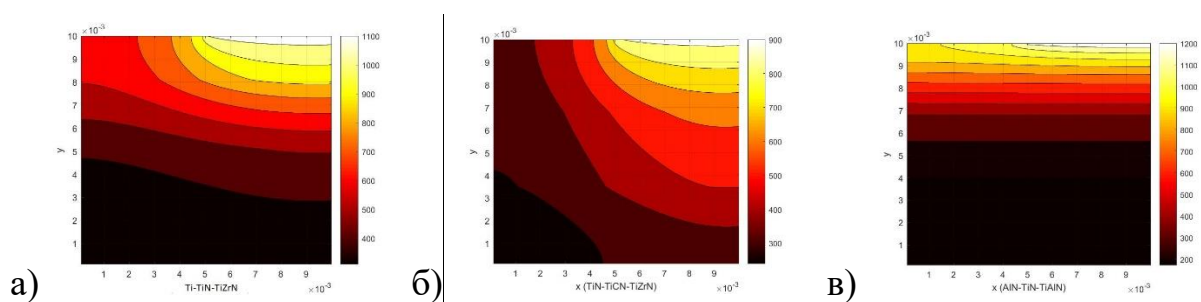


Рисунок 3.11 - Графіки температурних полів в нанокіопозитних ситемах:

- а) титанова пластина з двошаровим покриттям TiN (3 мкм) – TiZrN (2 мкм);
- б) тришарове захисне покриття TiN (3.3 мкм) –TiCN (3.3 мкм) –TiZrN (3.4 мкм),
- в) тришарове захисне покриття AlN (3.3 мкм) – TiN (3.3 мкм) - TiAlN (3.4 мкм).

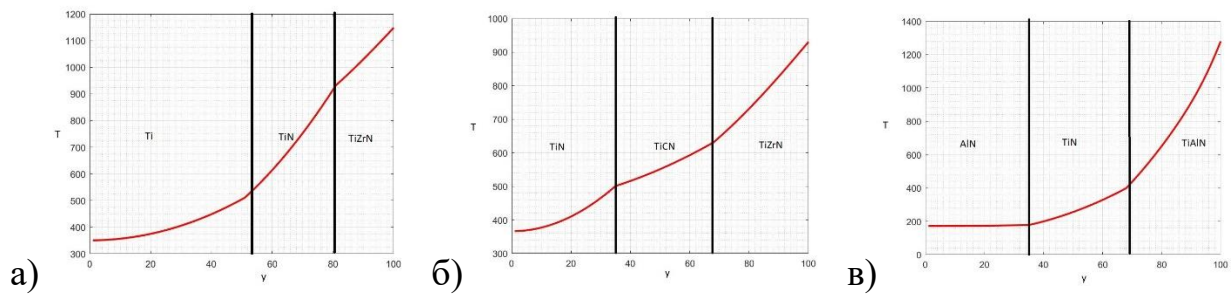


Рисунок 3.10 – Тепловий профіль нанокопозитних систем в зоні різання:

- а) титанова пластина з двошаровим покриттям TiN (3 мкм) – TiZrN (2 мкм);
- б) тришарове захисне покриття TiN (3.3 мкм) –TiCN (3.3 мкм) –TiZrN (3.4 мкм),
- в) тришарове захисне покриття AlN (3.3 мкм) – TiN (3.3 мкм) - TiAlN (3.4 мкм).

З графіків чітко видно, що найбільшого зменшення теплового потоку вглиб інструменту досягнуто в останній тришаровій захисній системі. Проте через високу теплопровідність шар AlN майже не впливає на температуру, що проходить крізь нього. Таким чином, можна зробити висновок, що ефективним тепловим екраном буде і система без цього шару, тобто з лише з шарами TiN та TiAlN.

Підсумовуючи результати всіх досліджень, можна стверджувати, що покриття, що мають низьку теплопровідність, можуть бути ефективно використані як тепловий захисний екран для інструментів. Проте, на ріжучому краю інструменту температура дещо вища, ніж для інструменту без покриттів. Однак вплив температури всередині різця вдається значно знизити.

Головною причиною цього є більш висока теплопровідність основи в порівнянні з покриттями, що на неї нанесені. Як наслідок, зона високих температур всередині інструменту більша для деталі без покриття, ніж для деталей з покриттям.

Порівнюючи результати всіх захисних покриттів, які були побудовані в дослідженні, найбільш ефективною, і з точки зору найменшої величини температури на ріжучій кромці, і як захисного екрану, є тришарова захисна система $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3/\text{TiCN}/\text{TiN}$.

ВИСНОВКИ

1. В результаті літературного огляду джерел інформації видно, що питання моделювання багат шарових покриттів та їх впливу на розподіл температур в ріжучому інструменті, є одним з найактуальніших і знаходиться в полі зору багатьох сучасних науковців.

2. Під час дослідження було виконано ряд завдань:

- ✓ сформульовано математичну задачу дослідження;
- ✓ проведено розгляд фізичних та теплових процесів розподілу температур по різальній пластині під дією внутрішніх теплових полів;
- ✓ визначено початкові та граничні умови поширення теплової енергії;
- ✓ було побудовано відповідну математичну модель, що базується на розв'язку рівняння теплопровідності з урахуванням початкових та граничних умов;
- ✓ виконано моделювання теплового поля, яке базувалось на розв'язанні диференціального рівняння теплопровідності з граничними умовами у двовимірному випадку.

3. В ході дослідження розв'язано диференціальне рівняння теплопровідності з врахуванням відповідних граничних умов задачі дослідження. Розподіл температур в системі моделювався методом скінченних різниць. Для побудови алгоритму чисельного розв'язку математичної моделі вивчено та застосовано локально-одновимірну схему А.А. Самарського, що має абсолютну стійкість та властивість до сумарної апроксимації. Для оптимізації чисельних розрахунків було враховано прямокутну форму області.

4. В результаті дослідження, в середовищі MATLAB виконано побудову програми на базі математичної моделі. Було побудовано декілька різних типів двошарових та тришарових покриттів з метою їх подальшого порівняння та аналізу. За результатами моделювання отримано графіки розподілу температур по системах та теплових профілів в зоні різання.

5. Аналіз отриманих результатів показав, що при застосуванні захисних багат шарових покриттів температура знижується вглиб ріжучого інструменту. Таким чином, можна заявити, що покриття, які мають низьку теплопровідність, можуть бути ефективно використані як тепловий захисний екран для інструментів. Проте, на ріжучому краю інструменту температура дещо вища, ніж для інструменту без покриттів. Однак вплив температури всередині різця вдається значно знизити. Порівнюючи результати всіх захисних покриттів, які були побудовані в дослідженні, найбільш ефективною, і з точки зору найменшої величини температури на ріжучій кромці, і як захисного екрану, є тришарова захисна система $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3/\text{TiCN}/\text{TiN}$.

ПЕРЕЛІК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Pogrebnyak, A.D., Bondar, O.V., Abadias, G., Ivashchenko, V., Sobol, O.V., Jurga, S., and Coy, E., Structural and Mechanical Properties of NbN and Nb–Si–N Films: Experiment and Molecular Dynamics Simulations, *Ceram. Int.*, vol. **42**, no. 10, pp. 11743–11756, 2016. DOI: 10.1016/j.ceramint.2016.04.095
2. Pogrebnyak, A.D., Isakov, I.F., Opekunov, M.S., Ruzimov, Sh.M., Ligachev, A.E., Nesselov, A.V., and Kurakin, I.B., Increased Wear Resistance and Positron Annihilation in Cu Exposed to High Power Ion Beam, *Phys. Lett. A*, vol. **123**, no. 8, pp. 410–412, 1987. DOI: 10.1016/0375-9601(87)90043-0
3. Pogrebnyak, A.D., Lebed, A.G., and Ivanov, Yu.F., Modification of Single Crystal Stainless Steel Structure (Fe–Cr–Ni–Mn) by High-Power Ion Beam, *Vacuum*, vol. **63**, no. 4, pp. 483–486, 2001. DOI: 10.1016/S0042-207X(01)00225-1
4. Khomenko, A.V., Troshchenko, D.S. and Metlov, L.S., Thermodynamics and Kinetics of Solids Fragmentation at Severe Plastic Deformation, *Condens. Matter Phys.*, vol. **18**, no. 3, pp. 33004: 1–14, 2015. DOI: 10.5488/CMP.18.33004
5. A.V. Khomenko, O.V. Yushchenko. Solid-liquid transition of ultrathin lubricant film // **Phys. Rev. E**, Vol. **68**, pp. 036110-6 (2003). <https://doi.org/10.1103/PhysRevE.68.036110>
6. L.S. Metlov, M.M. Myshlyayev, A.V. Khomenko, I.A. Lyashenko, A model of grain boundary sliding during deformation // *Technical Physics Letters*. – 2012. – Vol. 38, Issue 11. pp. 972-974. Doi: 10.1134/S1063785012110107
7. Loboda V.B., Kolomiets V.M., Shkurdoda Yu.O., Kravchenko V.O., Dekhtyaruk L.V. Structure and magnetoresistive properties of nanocrystalline film systems based on Co, Fe, Ag, and Cu. // *Metallofizika i Noveishie Tekhnologii* – 2012. – 34(8), – P. 1043-1055
8. Loboda V.B., Protsenko I.E. Structure and electrical resistance of thin scandium films (III). Study on electrical properties // *Kristall und Technik*. –1981 . – 16(4), P. 489-494

9. Loboda V.B., Khursenko S.N. Structure and electrical conductivity of ultrathin Ni-Cu films // *Journal of Experimental and Theoretical Physics* . – 2006. – 103(5), P. 790-794
10. A. Pogrebnyak, A. Goncharov, A. Yunda, I. Shelest, A. Swic, I. Lebedynskyi, The Structural Features of Formation of Multicomponent and High-Entropy Transition Metals Nitrides Films // *High Temperature Material Processes: An International Quarterly of High-Technology Plasma Processes*, 2018. Vol. 22, – № 1. p.7-15.
11. Гончаров А.А., Коновалов В.А., Волкова Г.К., Ступак В.А. Влияние размерного эффекта на структуру нанокристаллических и кластерных пленок диборида гафния // *ФММ*. 2009. Т. 108. № 4. С. 388-394.
12. Гончаров А.А., Волкова Г.К., Коновалов В.А., Петухов В.В. Влияние подложки на ориентацию и структуру тонких пленок, полученных высокочастотным магнетронным распылением мишени диборида тантала // *МфиНТ*. 2006. Т. 28. № 12. С. 1621-1628.
13. Goncharov, A.A.; Dub, S.N.; Agulov, A.V.; Petukhov, V.V. Structure, composition, and mechanical properties of thin films of transition metals diborides. *J. Superhard Mater.* **2015**, 37, 422–428. [CrossRef]
14. Goncharov, A.A.; Yunda, A.N.; Komsta, H.; Rogalski, P. Effect of structure on physicomechanical properties of transition metals diboride films. *Acta Phys. Pol. A.* **2017**, 132, 270–273. [CrossRef]
15. Pogrebnyak, A.D., Il'jashenko, M., Kul'ment'eva, O.P., Kshnjakin, V.S., Kobzev, A.P., Tyurin, Y.N. and Kolisnichenko, O., Structure and Properties of Al₂O₃ And Al₂O₃ + Cr₂O₃ Coatings Deposited to Steel 3 (0.3 Wt%C) Substrate Using Pulsed Detonation Technology, *Vacuum*, vol. **62**, no. 1, pp. 21–26, 2001.
16. Goncharov A. A. Effect of a protective coating on the temperature distribution in a revolving cutting tool and the cutting tool lifetime / A.A. Goncharov, A.N. Yunda, D.A. Belous, L.V. Vasilyeva // *High Temperature Material Processes*. – 2018. – Vol. 22. – № 4. –P. 279–291.
17. Goncharov A. A. *High Temperature Material Processes: An International Quarterly of High-Technology Plasma Processes* / A.A. Goncharov, A.N. Yunda, D.A.

- Belous, L.V. Vasilyeva // High Temperature Material Processes. – 2020. – Vol. 24. – № 1. – P. 81–90.
18. Grzesik W. Finite element modelling of temperature distribution in the cutting zone in turning processes with differently coated tools / W. Grzesik, M. Bartoszek, P. Nieslony // Journal of Materials Processing Technology. – 2005. – №. 164–165. – P. 1204–1211.
19. Brito R. Thermal analysis in coated cutting tools / R. Brito, S. Rodrigues de Carvalho, S. Marcondes de Lima, J. Ferreira // International Communications in Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 39. – № 4. – P. 314 – 321.
20. Grzesik W. Modelling of the cutting process analytical and simulation methods / W. Grzesik, P. Nieslony, M. Bartoszek // Advances in Manufacturing Science and Technology. – 2009 – Vol. 33. – P. 5 – 29.
21. Ахметшин Р. И. Моделирование тепловых процессов при резании инструментом с функциональными покрытиями / Р. И. Ахметшин, М. Ш. Мигранов, А. А. Верещака // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2007. – №2. – С. 116 –120.
22. Krajinović I. Finite element study of the influence of hard coatings on hard metal tool loading during milling / I. Krajinović, W. Daves, M. Tkadletz, T. Tepperneegg, T. Klünsner, N. Schalk, Ch. Mitterer, Ch. Tritremmel, W. Ecker, Ch. Czettel // Surface & Coatings Technology. – 2016. – № 304. – P. 134 – 141.
23. Guemmour M.B. Simulation of the Chip Formation and Temperature Distribution by the FEM / M.B. Guemmour, A. Sahli, S. Kebdani and Sara Sahli // Journal of Applied Sciences. – 2015. – №15. – P. 1138-1148.
24. Zhang, J., Liu, Z. Transient and steady-state temperature distribution in monolayer-coated carbide cutting tool. Int J Adv Manuf Technol **91**, 59–67 (2017). <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9707-9>
25. Uzun İ, Aslantas K (2011) Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer coated tools. Int J Adv Manuf Technol 54:899–910.

26. Hao, G.; Liu, Z.; Liang, X.; Zhao, J. Influences of TiAlN Coating on Cutting Temperature during Orthogonal Machining H13 Hardened Steel. *Coatings* **2019**, *9*, 355.

ДОДАТОК А

Код програми

```
clear;clc;
% часова сітка
X=0.01;Y=0.01;
T=1;
tau=0.0001; h=0.0001; % крок за часом
Lx=X/tau;
Ly=Y/tau;
x=0.0001:tau:X;
y=0.0001:tau:Y;
lyambda=46; ro=7800; c=460; % теплофізичні характеристики
a = lyambda/ro*c;

lyambda2=11.3; ro2=5430; c2=600; % шар TiN
a2=lyambda2/ro2*c2;

lyambda3=30; ro3=5200; c3=440; % шар TiCN
a3=lyambda3/ro3*c3;

HeatFields=zeros(Lx,Ly);
Te=18; % температура оточуючого середовища
NN=30;
N1=100-50;
N2=100-20;
HeatFields(:,:)= 18; % Початкова умова

% зміна Tk
Fi = 1.309 ;% кут нахилу ріжучої кромки в радіанах (75 градусів)
```

F = 3600; % площа поперечного перерізу

r = 250; % радіус

v = 160; % швидкість різання

s = 0.6; % швидкість подачі

t = 6; % глибина

k = t/s; % відношення глибини до подачі

Tk = c * (v^0.4 * s^0.24 * t^0.1 * sin(Fi)^0.26) / (k^0.09 * r^0.11 * F^0.06);

hcoef=100; % коефієнти тепловіддачі гранична умова 3

hcoef2=100*Tk;

zag=50; % заглиблення

alph=zeros(1,Ly);

Beta=zeros(1,Ly);

time=0;

%ЦИКЛ за часом

for timer=0:tau:5

for j=1:Ly

alph(1)=2*a*tau*lyambda/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda+hcoef*tau));

Beta(1)=(lyambda*tau^2*HeatFields(1,j)+2*a*tau*hcoef*tau*Te)/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda+hcoef*tau));

for i=2:N1

ai=lyambda/tau^2;

bi=2*lyambda/(h*h)+ro*c/tau;

ci=lyambda/(h*h);

```

fi=-ro*c*HeatFields(i,j)/tau;
alph(i)=ai/(bi-ci*alph(i-1));
Beta(i)=(ci*Beta(i-1)-fi)/(bi-ci*alph(i-1));
end;

```

$$\text{alph}(N1+1) = \frac{2*a*a2*tau*lyambda2}{(2*a*a2*tau*(lyambda2+lyambda*(1-\text{alph}(N1))) + h*h*(lyambda*a2+lyambda2*a))};$$

$$\text{Beta}(N1+1) = \frac{(2*a*a2*tau*lyambda*Beta(N1) + h*h*(lyambda*a2+lyambda2*a)*\text{HeatFields}(N1+1,j))}{(2*a*a2*tau*(lyambda2+lyambda*(1-\text{alph}(N1))) + h*h*(lyambda*a2+lyambda2*a))};$$

```

for i=N1+2:N2
    ai=lyambda2/(h*h);
    bi=2*lyambda2/(h*h)+ro2*c2/tau;
    ci=lyambda2/(h*h);
    fi=-ro2*c2*HeatFields(i,j)/tau;
    alph(i)=ai/(bi-ci*alph(i-1));
    Beta(i)=(ci*Beta(i-1)-fi)/(bi-ci*alph(i-1));
end;

```

$$\text{alph}(N2+1) = \frac{2*a2*a3*tau*lyambda3}{(2*a2*a3*tau*(lyambda3+lyambda2*(1-\text{alph}(N2))) + h*h*(lyambda2*a3+lyambda3*a2))};$$

$$\text{Beta}(N2+1) = \frac{(2*a2*a3*tau*lyambda2*Beta(N2) + h*h*(lyambda2*a2+lyambda3*a2)*\text{HeatFields}(N2+1,j))}{(2*a2*a3*tau*(lyambda3+lyambda2*(1-\text{alph}(N2))) + h*h*(lyambda2*a3+lyambda3*a2))};$$

```

for i=N2+2:Lx-1

```

```

ai=lyambda3/(h*h);
bi=2*lyambda3/(h*h)+ro3*c3/tau;
ci=lyambda3/(h*h);
fi=-ro3*c3*HeatFields(i,j)/tau;
alph(i)=ai/(bi-ci*alph(i-1));
Beta(i)=(ci*Beta(i-1)-fi)/(bi-ci*alph(i-1));
end;

```

```

if j<zag

```

```

HeatFields(end,j)=(lyambda3*h*h*HeatFields(end,j)+2*a3*tau*(lyambda3*Beta(Ly-1)+hcoef*h*Tk))/(lyambda3*h*h+2*a3*tau*(lyambda3*(1-alph(Ly-1))+hcoef*h));

```

```

else

```

```

HeatFields(end,j)=(lyambda3*h*h*HeatFields(end,j)+2*a3*tau*(lyambda3*Beta(Ly-1)+hcoef2*h*Tk))/(lyambda3*h*h+2*a3*tau*(lyambda3*(1-alph(Ly-1))+hcoef2*h));

```

```

end;

```

```

for i=Lx-1:-1:1

```

```

    HeatFields(i,j) = alph(i)*HeatFields(i+1,j)+Beta(i);

```

```

end;

```

```

end;

```

```

for i=2:Lx-1

```

```

    alph(1)=2*a*tau*lyambda/(lyambda*h*h+2*a*tau*(lyambda+hcoef*h));

```

```

Beta(1)=(lyambda*h*h*HeatFields(i,1)+2*a*tau*hcoef*h*Te)/(lyambda*h*h+2*a*tau*(lyambda+hcoef*h));

```

```

for j=2:Ly-1
    ai=lyambda/(h*h);
    bi=2*lyambda/(h*h)+ro*c/tau;
    ci=lyambda/(h*h);
    fi=-ro*c*HeatFields(i,j)/tau;
    alph(j)=ai/(bi-ci*alph(j-1));
    Beta(j)=(ci*Beta(j-1)-fi)/(bi-ci*alph(j-1));
end;

```

```

HeatFields(i,end)=(lyambda*h*h*HeatFields(i,end)+2*a*tau*(lyambda*Beta(Ly-1)+hcoef*h*Te))/(lyambda*h*h+2*a*tau*(lyambda*(1-alph(Ly-1))+hcoef*h));

```

```

    for j=Ly-1:-1:1
        HeatFields(i,j) = alph(j)*HeatFields(i,j+1)+Beta(j);
    end;
end;
time = time + 1;
end;

```

```

figure;
plot(HeatFields(1:1:100,90),'r','Linewidth',2);
grid on
grid minor

```

```

figure;
contourf(x,y,HeatFields(:,,:));
grid on
xlabel('x (сталь-TiN-TiCN)')
ylabel('y')

```

```

colormap(hot)
colorbar

% без покриттів

clear;clc;
% сітка
X=0.01;Y=0.01;
T=1;
tau=0.0001; % крок за часом
Lx=X/tau;
Ly=Y/tau;
x=0.0001:tau:X;
y=0.0001:tau:Y;

lyambda=46; % коефіцієнт теплопровідності
ro=7800; % густина матеріалу
c=460; % питома теплоємність
a = lyambda/ro*c; % температурпровідність
HeatFields=zeros(Lx,Ly);
Te=20; % температура навк серед
HeatFields(:,:)= 20; % Початкова умова
% зміна Tk
Fi = 1.309 ;% кут нахилу ріжучої кромки в радіанах (75 градусів)
F = 3600; % площа поперечного перерізу
r = 250; % радіус
v = 160; % швидкість різання
s = 0.6; % швидкість подачі
t = 6; % глибина
k = t/s; % відношення глибини до подачі

```

```

Tk = c * (v^0.4 * s^0.24 * t^0.1 * sin(Fi)^0.26) / (k^0.09 * r^0.11 * F^0.06);
hcoef=100; % гран умова 3 коефіцієнт тепловіддачі
hcoef2=100*Tk;
zag=50; % заглиблення
alph=zeros(1,Ly);
Beta=zeros(1,Ly);
time = 1;
for timer=0:tau:5
    for j=1:Ly
        alph(1)=2*a*tau*lyambda/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda+hcoef*tau));

        Beta(1)=(lyambda*tau^2*HeatFields(1,j)+2*a*tau*hcoef*tau*Te)/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda+hcoef*tau));

        for i=2:Lx-1
            Ai=lyambda/(tau^2);
            Bi=2*lyambda/(tau^2)+ro*c/tau;
            Ci=lyambda/(tau^2);
            Fi=-ro*c*HeatFields(i,j)/tau;
            alph(i)=Ai/(Bi-Ci*alph(i-1));
            Beta(i)=(Ci*Beta(i-1)-Fi)/(Bi-Ci*alph(i-1));
        end
        if j<zag

            HeatFields(end,j)=(lyambda*tau^2*HeatFields(end,j)+2*a*tau*(lyambda*Beta(Ly-1)+hcoef*tau*Tk))/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda*(1-alph(Ly-1))+hcoef*tau));

        else

            HeatFields(end,j)=(lyambda*tau^2*HeatFields(end,j)+2*a*tau*(lyambda*Beta(Ly-1)+hcoef2*tau*Tk))/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda*(1-alph(Ly-1))+hcoef2*tau));

```



```

end;
for i=Lx-1:-1:1
HeatFields(i,j) = alph(i)*HeatFields(i+1,j)+Beta(i);
end;
end;

for i=2:Lx-1
alph(1)=2*a*tau*lyambda/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda+hcoef*tau));

Beta(1)=(lyambda*tau^2*HeatFields(i,1)+2*a*tau*hcoef*tau*Te)/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda+hcoef*tau));
for j=2:Ly-1
Ai=lyambda/(tau^2);
Bi=2*lyambda/(tau^2)+ro*c/tau;
Ci=lyambda/(tau^2);
Fi=-ro*c*HeatFields(i,j)/tau;
alph(j)=Ai/(Bi-Ci*alph(j-1));
Beta(j)=(Ci*Beta(j-1)-Fi)/(Bi-Ci*alph(j-1));
end;

HeatFields(i,end)=(lyambda*tau^2*HeatFields(i,end)+2*a*tau*(lyambda*Beta(Ly-1)+hcoef*tau*Te))/(lyambda*tau^2+2*a*tau*(lyambda*(1-alph(Ly-1))+hcoef*tau));
for j=Ly-1:-1:1
HeatFields(i,j) = alph(j)*HeatFields(i,j+1)+Beta(j);
end;
end;
end;

figure;

```

```
contourf(x,y,HeatFields(:,:,));  
xlabel('x (Сталь без покриттів)')  
ylabel('y')  
colorbar  
colormap(hot)  
  
figure;  
plot(HeatFields(1:1:100,90),'r','Linewidth',2);  
grid on  
grid minor
```