

# Інструмент, порошки, пасти

---

УДК 621.941

**Л. М. Девін<sup>1,\*</sup>, М. Е. Стахнів<sup>1</sup>, М. П. Мазур<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>Інститут надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля

НАН України, м. Київ, Україна

<sup>2</sup>Хмельницький національний університет,

м. Хмельницький, Україна

\**ldevin@ism.kiev.ua*

## **Аналіз термобаричних контактних явищ і розрахунків температурних полів при чистовому обточуванні титанового сплаву BT1-0 різцем з алмазно-твердосплавною пластиною**

*Виконано аналіз контактних явищ і температурних полів та встановлено закономірності зміни температури в залежності від швидкості різання при чистовому обточуванні титанового сплаву BT1-0 різцем з алмазно-твердосплавною пластиною. Нові розрахунково-експериментальні дані про температуру різання дозволили обґрунтовано призначити режими різання, що обмежуються температурою до 700 °С.*

**Ключові слова:** *обточування, титановий сплав, алмазно-твердосплавна пластина, температура різання, сила різання.*

Титанові сплави широко використовують в авіабудуванні для виготовлення відповідальних вузлів механізмів, а також в медицині. Це обумовлено їх малою питомою вагою і високими фізико-механічними характеристиками в порівнянні з іншими конструкційними матеріалами. Основні переваги титанових сплавів – високі питома міцність, корозійна стійкість в агресивних середовищах, температура плавлення, низький коефіцієнт температурного розширення, біологічна інертність [1]. Використання деталей із титанових сплавів сприяє підвищенню коефіцієнта корисної дії сучасних машин, збільшує їх надійність.

Однак погана оброблюваність різанням сплавів на основі титану, в тому числі і надтвердими матеріалами, є головною перешкодою для їх використання.

Оскільки титанові сплави мають в 3–10 разів меншу теплопровідність, ніж алюмінієві, залізвуглецеві і нікелеві сплави [2], в зоні контакту інструмента з заготовкою при обточуванні відбувається надмірний нагрів зони різання.

Титанові сплави в порівнянні з іншими оброблюваними матеріалами мають великий (0,3–0,7) коефіцієнт тертя [2], що сприяє збільшенню сили різання [3]. Великий коефіцієнт тертя і низька теплопровідність призводять до зростання температури в зоні різання [4]. Висока температура різання сприяє підвищенню адгезії титану до інструментального матеріалу і утворенню твердих оксидів і нітридів титану в зоні контакту різця і заготовки, що призводить до збільшення зносу інструмента.

Оптимізація режимів оброблення титанових сплавів з метою підвищення працездатності різців із надтвердих матеріалів при обточуванні є актуальною науково-технічною задачею. Через складність явищ, обумовлених високою адгезійно-хімічною активністю, низьку теплопровідність і високий коефіцієнт тертя процес обточування деталей зі сплавів на основі титану вивчено недостатньо.

При дослідженні процесу обточування титанових сплавів основними є знання закономірностей зміни сил і температури в зоні різання, які так само впливають на знос інструмента і якість обробленої поверхні деталей [5].

При виборі оптимальних режимів оброблення титанових сплавів необхідно проводити витратні і трудомісткі експериментальні дослідження з визначення температур в зоні різання. З огляду на важливість титанових сплавів для виробів сучасного машинобудування, важливо розробити математичну модель розрахунку температури в зоні різання в залежності від режимів оброблення.

Метою цієї роботи був аналіз термобаричних контактних явищ при чистовому обточуванні найбільш вивченого титанового сплаву ВТ1-0 різцем з круглою алмазно-твердосплавних пластиною (АТП), а також теоретичне і експериментальне вивчення впливу швидкості різання на температуру в зоні різання.

### **АНАЛІЗ КОНТАКТНИХ ЯВИЩ І ТЕМПЕРАТУРНИХ ПОЛІВ. РОЗРАХУНОК ТЕМПЕРАТУРИ В ЗОНІ РІЗАННЯ**

При дослідженні обточування титанового сплаву ВТ1-0 різцем із круглою АТП для теоретичного розрахунку температури [6] було використано метод джерел тепла. При цьому було зроблено такі припущення:

– згідно з [6, 7], незалежно від початкової форми різального леза (наявності фаски, стружкозавивної канавки і т. п.), основна частина контактної зони буде еквівалентна контакту між стружкою і різальним лезом з плоскою передньою поверхнею; загальмований шар на передній поверхні при обробці титану займає практично всю довжину контактної зони [8];

– дослідження авторів [7, 9–12] дають підставу для практично застосовуваних режимів різання вважати джерела тепла на кожній ділянці різальної кромки плоскими або стрічковими. Такими в зоні різання є плоске джерело тепла деформації  $CD$  (рис. 1) рівномірної інтенсивності  $q_{дл}$ , джерело тепла тертя змінної інтенсивності на передній поверхні  $q_{1т}$  і на задній поверхні  $q_{2т}$ , що розташовані відповідно на площадках розмірами  $l_1 \times 2b$  і  $l_2 \times 2b$ ;

– теплообмін різця зі стружкою і заготовкою складається з джерел тепла інтенсивністю  $q_1$  і  $q_2$  [10, 11], спрямованих відповідно або в інструмент ( $q > 0$ ), або з нього ( $q < 0$ ); закон зміни  $q_1$  і  $q_2$  можна встановити, вважаючи ці джерела тепла комбінацією  $N_1$  елементарних рівномірних джерел тепла різної інтенсивності шириною  $\Delta l_1 = l_1/N_1$  і  $\Delta l_2 = l_2/N_1$ ; після вирішення задачі рівності температур на кожній  $k$ -й елементарній ділянці визначають значення  $q_{1k}$ ,  $q_{2k}$  на передній і задній поверхнях, а потім температурне поле зони різання різального інструмента [6, 13];

– оброблення круговою різальною кромкою з нерівномірною товщиною зрізаного шару при фінішній обробці з малою глибиною різання замінюється еквівалентною прямолінійною різальною кромкою [6, 11], а при великій глибині – комбінацією  $N_2$  прямолінійних ділянок з постійною товщиною (див. рис. 1); потоки тепла, що діють на кожній ділянці різальної кромки інструмента, вносять свій вклад в температуру всіх точок контакту.

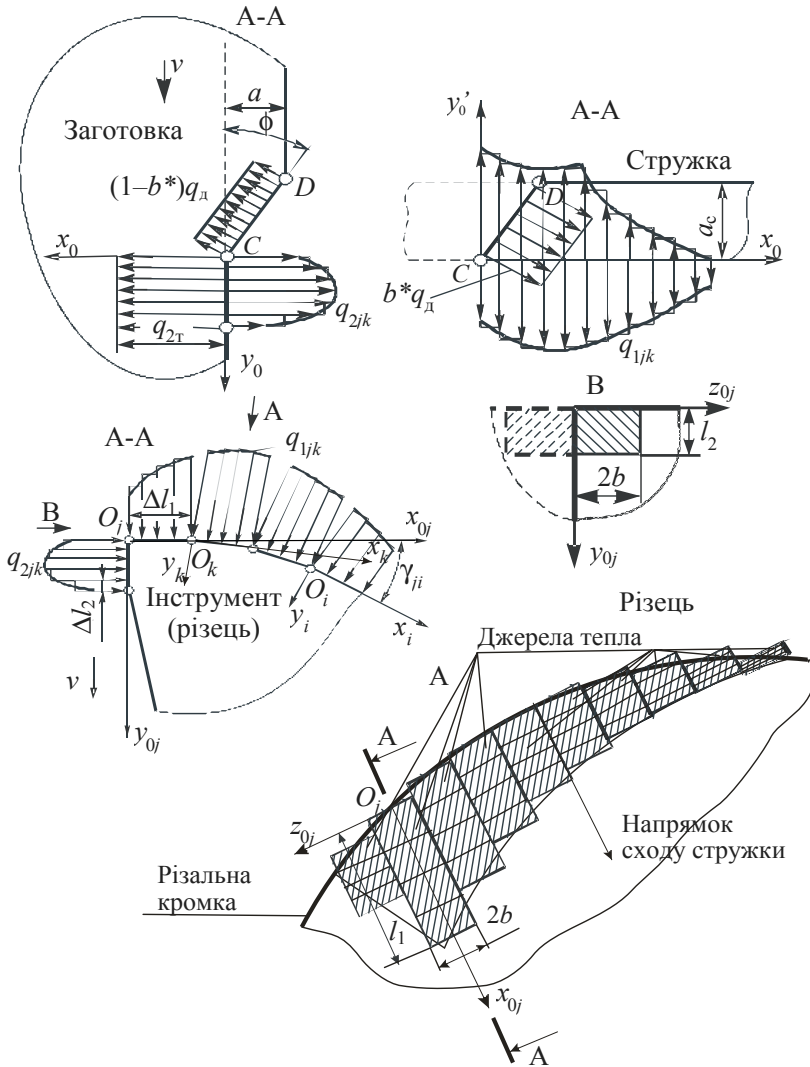


Рис. 1. Схема дії теплових джерел і закони зміни їх інтенсивності вздовж контактних площадок на передній і задній поверхнях інструменту.

Температура  $\theta_{li}$  на поверхні контакту між стружкою та інструментом (з боку стружки) на кожній ділянці  $2b \times l_1$  визначається (для плоскої задачі) залежністю [10]:

$$\theta_{li} = (1 + C)\theta_d + \sum_{k=1}^i \theta_{1rik} - \sum_{k=1}^i \theta_{1ik} \quad (1)$$

де  $\theta_d$  – температура, яка виникає внаслідок деформації матеріалу в зоні первинної пластичної деформації;  $\theta_{1rik}$  – температура, що створює  $k$ -те джерело

тепла тертя інтенсивністю  $q_{1Tk}$  на  $i$ -й ділянці контакту передньої поверхні;  $\theta_{1ik}$  – зниження температури на  $i$ -му інтервалі передньої поверхні, внаслідок  $k$ -го стоку тепла в різець інтенсивністю  $q_{1k}$ ;  $C$  – коефіцієнт, який враховує підігрів зрізаного шару за рахунок попереднього ходу інструмента [10].

Температура  $\theta_1$ , що виникає від дії швидкорухомого джерела тепла інтенсивністю  $q_{1Tk}$  (Вт/м<sup>2</sup>) на поверхні півпростору (стружки) в рухомій зі швидкістю  $v$  системі координат, пов'язаної з джерелом тепла, дорівнює [10]

$$\theta_{1Tk} = \frac{2q_{1Tk}}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \Delta l_1 K_L}{\pi v}} \tau_{1ik} L_{mc}, \quad (2)$$

де  $\tau_{1ik}$  – параметр, який враховує розташування розглянутої точки поверхні відносно джерела тепла;  $L_{mc}$  – коефіцієнт, який враховує вплив відбитих джерел тепла, що вводяться через обмеженість товщини стружки;  $\lambda$  і  $\omega$  – коефіцієнти тепло- і температуропровідності матеріалу стружки відповідно;  $K_L$  – коефіцієнт усадки стружки.

Коефіцієнт усадки стружки  $K_L$  визначається або експериментальним способом (для умов різання з прямолінійною різальною кромкою і постійною товщиною зрізаного шару уздовж неї) або ітераційним способом, що використовує принцип конвергенції сил різання [6] для кожної ступінчастої ділянки криволінійної різальної кромки.

У першому наближенні вираз для визначення температури  $\theta_{1ik}$  має вигляд, аналогічний формулі (2):

$$\theta_{1ik} = \frac{2q_{1k}}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \Delta l_1 K_L}{\pi v}} \tau_{1ik} L_{mc}, \quad (3)$$

Слід зазначити, що у формулі (2) інтенсивність джерела тепла  $q_{1Tk}$  може бути визначена, виходячи з характеру розподілу дотичних напружень тертя  $q_{Fk}$  вздовж контактної ділянки  $\Delta l_1$ :

$$q_{1Tk} = q_{Fk} \frac{v}{K_L}.$$

Позначимо в формулах (2) и (3)  $\frac{2}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \Delta l_1 K_L}{\pi v}} L_{mc} = P_1$ . Тоді залежність (1) можна записати у вигляді

$$\theta_{1i} = (1 + C)\theta_d + P_1 \sum_{k=1}^i \tau_{1ik} q_{1Tk} - P_1 \sum_{k=1}^i \tau_{1ik} q_{1k}$$

Оскільки два перших члена формули відомі, її можна записати в спрощеній формі:

$$\theta_{1i} = F_i - \sum_{k=1}^i E_{ik} q_{1k}, \quad (4)$$

де  $F_i = (1 + C)\theta_d + P_1 \sum_{k=1}^i \tau_{1ik} q_{1Tk}$  і  $E_{ik} = P_1 \tau_{1ik}$ .

Як і в попередньому випадку для плоскої задачі, температура на ділянці контакту між поверхнею різання і задньою поверхнею інструмента (ЗП) (з боку поверхні різання) визначається частиною тепла деформації, яка перейшла в заготовку; теплом від джерела тепла тертя ЗП по поверхні різання інтенсивністю  $q_{2Tk}$  и стоком тепла в інструмент інтенсивністю  $q_{2k}$  [10]:

$$\theta_{2i} = (1 + C)(\sqrt{\Psi_i} - \sqrt{\Psi_i - 1})\theta_d + \sum_{k=1}^i \theta_{2\tau k} - \sum_{k=1}^i \theta_{2ik}, \quad (5)$$

де  $\theta_{2\tau k} = \frac{2q_{2\tau k}}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \Delta l_2}{\pi v}} \tau_{2ik}$  розраховується аналогічно  $\theta_{1\tau ik}$ ;  $\Psi_i = 1 + y_i' \frac{\text{tg } \phi}{a}$ ;  $\phi$  – кут зсуву.

Інтенсивність джерела тепла  $q_{2\tau k}$  визначається, виходячи зі значення дотичних напружень тертя  $q_{F2k}$  на задній поверхні (останні дослідження показують, що їх розподіл близький до рівномірного [6]):

$$q_{2\tau k} = q_{F2k} v.$$

Температура  $\theta_{2ik}$  визначається аналогічно  $\theta_{1ik}$  (див. формулу (2)):

$$\theta_{2ik} = \frac{2q_{2k}}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \Delta l_2}{\pi v}} \tau_{2ik}.$$

Після підстановки в формулу (5) і деяких спрощень, отримаємо:

$$\theta_{2i} = (1 + C)(\sqrt{\Psi_i} - \sqrt{\Psi_i - 1})\theta_d + P_2 \sum_{k=1}^i \tau_{2ik} q_{F2k} - \sum_{k=1}^i D_{ik} q_{2k}, \quad (6)$$

де  $P_2 = \frac{2}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \Delta l_2 v}{\pi}}$  і  $D_{ik} = \frac{2}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \Delta l_2}{\pi v}} \tau_{2ik}$ .

Перші два члена формули (6) можуть бути обчислені заздалегідь. Тоді

$$\theta_{2i} = C_i - \sum_{k=1}^i D_{ik} q_{2k}. \quad (7)$$

Температура на контактних ділянках з боку інструмента в тих же точках різального леза буде визначатися сумою температур, створюваних усіма джерелами тепла  $q_{1k}$  і  $q_{2k}$  ( $k = 1 \dots N_1$ ), розміщених на кожній ділянці різальної кромки (див. рис. 1):

$$\theta_{1mi} = \sum_{j=1}^{N_2} \sum_{k=1}^{N_1} T_{1mijk} q_{1jk} + \sum_{j=1}^{N_2} \sum_{k=1}^{N_1} T_{2mijk} q_{2jk}; \quad (8)$$

$$\theta_{2mi} = \sum_{j=1}^{N_2} \sum_{k=1}^{N_1} T'_{1mijk} q_{1jk} + \sum_{j=1}^{N_2} \sum_{k=1}^{N_1} T'_{2mijk} q_{2jk}, \quad (9)$$

де  $T_{1mijk} = \frac{\mathfrak{S}_{1mijk}}{2\pi\lambda_i}$ ;  $\mathfrak{S}_{1mijk}$  – інтегральна функція, що визначає температуру в  $i$ -й точці  $m$ -ї ділянки різальної кромки, створювану  $k$ -м плоским джерелом тепла з розмірами  $(2b) \times \Delta l_1$ , розміщеним на  $j$ -й ділянці різальної кромки (функцію  $T$  з іншими індексами розраховують за методикою, викладеною в [6]);  $\lambda_i$  – коефіцієнт теплопровідності інструментального матеріалу, Вт/(м·К).

Для розрахунку  $q_{1k}$  і  $q_{2k}$  порівнюються попарно рівняння (4) і (8), а також (7) і (9). Отримаємо системи лінійних рівнянь з  $2N_1$  невідомими для кожної  $m$ -ї ділянки різальної кромки:

$$\begin{cases} F_{mi} = \sum_{k=1}^i E_{mik} q_{1mk} + \sum_{j=1}^{N_2} \sum_{k=1}^{N_1} T_{1mijk} q_{1jk} + \sum_{j=1}^{N_2} \sum_{k=1}^{N_1} T_{2mijk} q_{2jk} \\ C_{mi} = \sum_{k=1}^i D_{mik} q_{2mk} + \sum_{j=1}^{N_2} \sum_{k=1}^{N_1} T'_{1mijk} q_{1jk} + \sum_{j=1}^{N_2} \sum_{k=1}^{N_1} T'_{2mijk} q_{2jk} \end{cases} \quad (10)$$

Після розв'язання отриманих систем (10) відносно невідомих  $q_{1mk}$ ,  $q_{2mk}$  можна отримати закон зміни інтенсивностей теплових потоків  $q_2$  і  $q_1$  вздовж контактних ділянок  $l_2$  і  $l_1$  різального леза на кожній  $m$ -й ділянці різальної кромки. Надалі за допомогою рівнянь (8) і (9) можна обчислити розподіл температурного поля і середні температури на контактних площадках.

### ВИХІДНІ ДАНІ І РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ

В якості інструменту використовували збірний прохідний різець, оснащений механічно закріпленою круглою АТП діаметром 7 мм на підкладці з твердого сплаву ВК15. Всі теплофізичні властивості двошарової АТП розглядали як ефективні. Геометрія різальної кромки: передній кут –  $0^\circ$ , задній кут –  $10^\circ$ . При обточуванні титанового сплаву ВТ1-0 задавали глибину різання  $t = 0,1$  мм і подачу  $S = 0,05$  мм/об. Результати розрахунків середньої температури в зоні різання при різних швидкостях різання наведено в таблиці.

Швидкість різання $v$ , м/с	0,7	0,9	1,5	2,2	2,9	4,4
Температура $T$ , $^\circ\text{C}$	497	506	701	770	845	1125

### ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ

Обточування титанового сплаву ВТ1-0 виконували на високоточному токарному верстаті ТПК-125ВМ зі зміною частоти обертання шпинделя головного приводу від 120 до 1800 об/хв.

Для вимірювання температури і складових сили різання використовували автоматизовану систему дослідження процесу обточування (рис. 2) [14]. Для вимірювання складових сили різання застосовували універсальний динамометр УДМ-100 конструкції ВНДП (Росія). Для вимірювання температури різання в корпусі різця було вбудовано хромель-алюмелеву термопару, яка контактувала з різальною вставкою. Сигнали від динамометра і термопари посилювалися і через АЦП ADA 1406 фірми “HOLIT DataSystems” (Україна) надходили в персональний комп'ютер. Управління АЦП, реєстрацію і попереднє оброблення експериментальних даних виконували за допомогою програми PowerGraph [15]. Для кожного експерименту записували складові сили різання  $P_x$ ,  $P_y$  і  $P_z$ , розраховували рівнодіючу  $R$ , вимірювали температуру хромель-алюмелевої термопари  $T_{\text{терм}}$ , температуру в зоні різання  $T_{\text{різ}}$  і проводили оброблення вихідних даних.

### ДОСЛІДЖЕННЯ СКЛАДОВИХ СИЛИ РІЗАННЯ

Залежно від зміни площі поперечного перерізу зрізуваного шару [16] розрізняють три ділянки різання: врізання інструмента в заготовку, сталий процес і вихід інструмента з деталі. При сталому різанні має місце постійність середнього значення площі поперечного перерізу зрізу, тому цю ділянку використовували для дослідження силових характеристик процесу оброблення. На ділянці сталого процесу складові  $P_x(\tau)$ ,  $P_y(\tau)$ ,  $P_z(\tau)$  і рівнодіюча  $R(\tau)$  ( $\tau$  – час) є випадковими функціями [17], які було враховано при обробленні експериментальних даних. На ділянці сталого різання процес розглядали як ер-

годинний, що дозволило застосувати кореляційний і спектральний аналізи після кожного проходу різця [18].

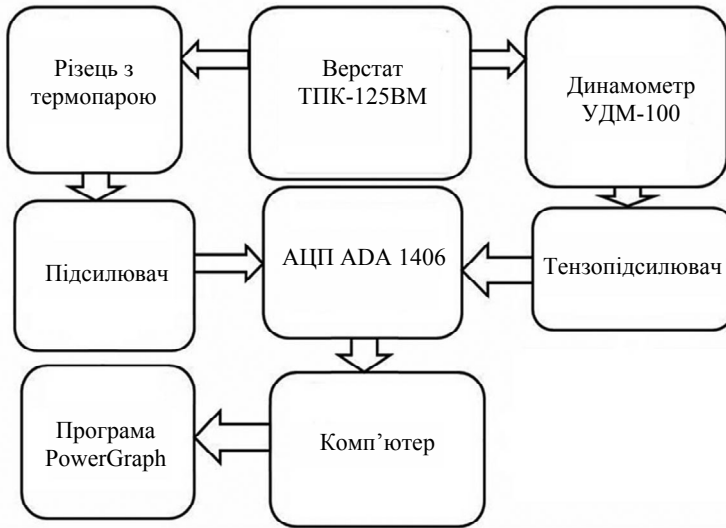


Рис. 2. Блок-схема автоматизованої системи дослідження процесу обточування.

На рис. 3 представлено залежності середніх значень складових і рівнодійної  $R$  сили різання від швидкості різання  $v$ .

З аналізу кривих на рис. 3 випливає, що середні значення складових і рівнодіюча сили різання при обробці титану зменшуються з ростом швидкості різання. Найбільше інтенсивно зменшуються складові  $P_y$  і  $P_z$ , а найменше –  $P_x$ .

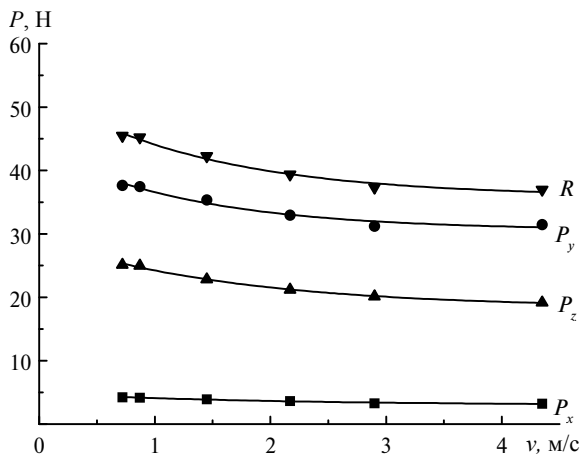


Рис. 3. Зміна середніх значень складових  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$  і рівнодіючої сили різання  $R$  в залежності від швидкості різання  $v$ .

## ОСОБЛИВОСТІ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ В ЗОНІ РІЗАННЯ

### Налаштування системи вимірювання температури

Для вимірювання температури в зоні різання було використано хромель-алюмелеву термопару. При контакті термопари з нагрітим тілом сигнал тер-

мо-ЕРС від термопарі через підсилювач напруги та АЦП ADA 1406 фірми "HOLIT DataSystems" надходив на персональний комп'ютер.

На першому етапі було виконано налаштування (калібрування) системи для вимірювання температури в точці контакту термопарі з нагрітим тілом. Для цієї мети використовували дві характерні точки фазових перетворень води в нормальних умовах. Перша точка – температура плавлення льоду –  $0^{\circ}\text{C}$ , друга – температура кипіння води –  $100^{\circ}\text{C}$ . Термопара контактувала з водою, в якій проходили дані фазові перетворення. Температурам цих середовищ відповідали два значення напруги на виході підсилювача. Налаштування програми PowerGraph дозволило підібрати значення калібрувальних коефіцієнтів (коефіцієнт пропорційності й значення постійної складової), при яких вихідні дані для програми PowerGraph відповідали  $0\pm 0,5^{\circ}\text{C}$  і  $100\pm 0,5^{\circ}\text{C}$ .

### Особливості градуювання термопарі

Хромель-алюмелеву термопару було закріплено в корпусі різця і вона контактувала з різальною пластиною. При цьому створювали умови, максимально наближені до умов контакту різця із заготовкою в процесі різання. Точка контакту термопарі з різальною пластиною знаходилася на відстані 4 мм від вершини різця.

Корпус різця встановлювали в динамометрі. Оскільки точка вимірювання температури термопарою віддалена від зони різання різця, для визначення температури в зоні різання виконано градуювання термопарі на спеціально виготовленій установці (рис. 4).

Після початку різання в зоні контакту через декілька секунд відбувалась стабілізація температури різання [16]. Водночас стабілізувалася і сила різання, тому можна припустити існування однозначного зв'язку між температурою в зоні різання і температурою в точці контакту термопарі з різальною вставкою. Установка для градуювання складалася з джерела тепловиділення – тонкої прямокутної пластинки з чистої міді, пристрою для її симетричного нагріву, контролю температури та її стабілізації за рахунок регулювання джерела тепловиділення, пристосування для підведення різця з вбудованим датчиком температури і важільним механізмом для створення сили притиску різця до джерела тепловиділення.

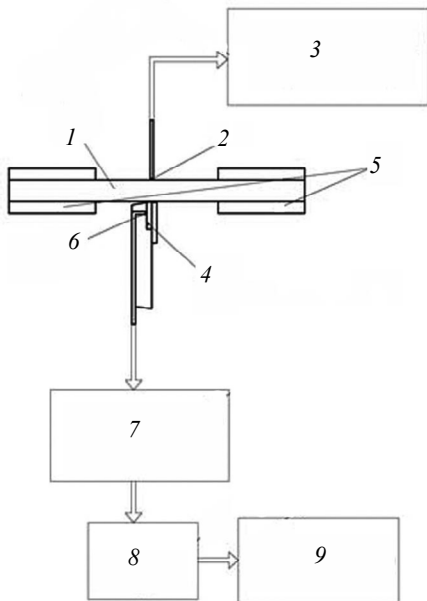


Рис. 4. Установка для градуювання термопарі: мідна пластинка (1), контрольна термопара (2), електронний термометр (3), різець (4), електричний нагрівач (5), термопара (6), підсилювач термопарі (7), аналого-цифровий перетворювач (8), комп'ютер (9).

Вимірювальний пристрій дозволяв фіксування зміни температури пластини протягом не менше 60 с. Різець із закріпленою термопарою швидко (до 1 с) підводився і притискався до нагрітого тіла, моделюючи процес різання в реальних умовах. Сила притиску була постійною під час кожного вимірювання, але при необхідності могла поступово змінюватися відповідно до реальної сили різання.



На мідній пластинці симетрично розташовували два нагрівачі. Центральна частина мідної пластинки з одного боку контактувала з різцем, а з протилежного боку (навпроти точки контакту) розміщували контрольну термопару, що реєструвала температуру нагрівання мідної пластини.

Температуру нагрівання мідної пластини від 200 до 800 °С забезпечували два електричних нагрівача за рахунок зміни напруги трансформатора. Вимірювання температури мідної пластини виконували термопарою електронного термометра ТМ-902С (–50–1300 °С). Напругу задавали у такий спосіб, щоб стабільно протягом не менше 60 с забезпечити задану температуру  $T_{\text{нагр}}$  мідної пластини.

При досягненні заданої температури пластини здійснювали швидке підведення різця з вбудованою термопарою до контакту з мідною пластиною. Значення зусилля притиску контролювали за допомогою динамометра, в якому був закріплений корпус різця.

На рис. 5 приведено характерна залежність показань термопар  $T_{\text{терм}}(\tau)$  під різальною вставкою різця від часу контакту  $\tau$ .

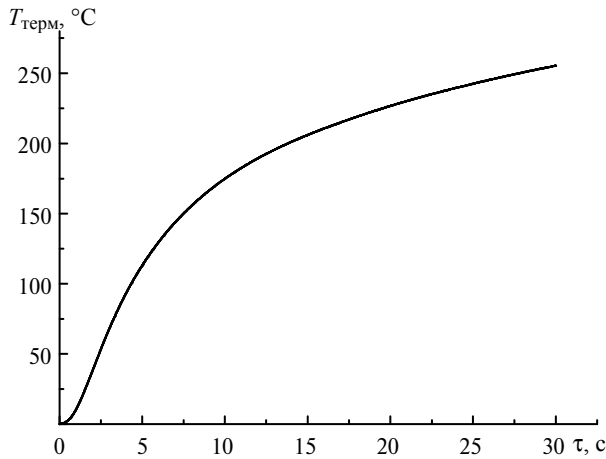


Рис. 5. Характерна залежність показань термопар  $T_{\text{терм}}$  від часу контакту  $\tau$  при температурі нагріву мідної пластини  $T_{\text{нагр}} = 500$  °С.

Видно, що найбільш інтенсивно зростання температури під різальною пластиною відбувається протягом 10 с після контакту вершини різця з мідною пластиною. Тому в подальшому враховували значення показань термопар на десятій секунді. В результаті виконаного градування і оброблення експериментальних даних було визначено залежність [19], яка дозволила встановити зв'язок між температурою термопар  $T_{\text{терм}(10)}$  на десятій секунді і температурою нагрівача  $T_{\text{нагр}}$ :

$$T_{\text{нагр}} = \frac{-4 + \sqrt{16 - 23(13,95 - T_{\text{терм}(10)})}}{0,115} \quad (11)$$

### ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ В ЗОНІ РІЗАННЯ

Встановлена при градуванні залежність (11) дозволяє при різанні проводити визначення температури в зоні різання. На рис. 6 наведено приклад за-

лежності зміни температури термопарі під різальною пластиною від часу різання  $\tau$  при швидкості  $v = 4,4$  м / с.

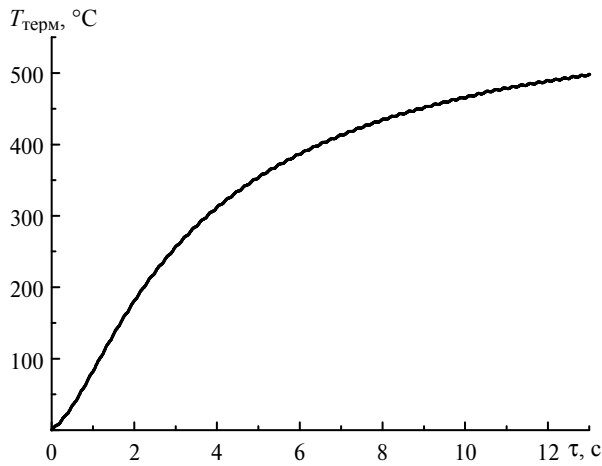


Рис. 6. Приклад залежності зміни температури термопарі  $T_{\text{терм}}$  різця від часу оброблення  $\tau$  для швидкості різання  $v = 4,4$  м/с.

За отриманою залежністю (11) визначали температуру в зоні різання.

На рис. 7 наведено розрахункову і експериментальну криві залежності впливу швидкості різання  $v$  на температуру  $T$  в зоні різання. Похибка вимірювання температури становила  $\pm 35$  °C, похибка розрахунку  $\pm 45$  °C. На рис. 7 видно, що розрахункові значення температур небагато відрізняються від експериментальних. Відмінність розрахункових і експериментальних значень температури може бути пояснено припущеннями при розрахунках і особливостями моделювання контакту різця з оброблюваною заготовкою.

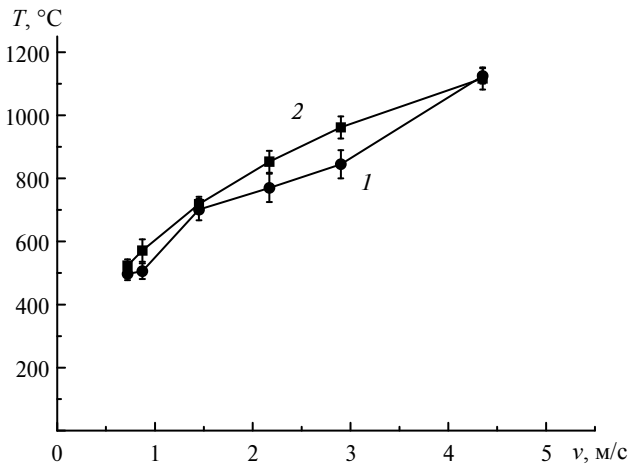


Рис. 7. Розрахункова (1) і експериментальна (2) залежності зміни температури різання  $T$  від швидкості різання  $v$ .

З аналізу отриманих залежностей (див. рис. 7) випливає, що при збільшенні швидкості різання температура в зоні різання нелінійно збільшується. При збільшенні швидкості різання  $v > 1,5$  м/с температура в зоні різання перевищує 700 °C. При таких температурах титан активно взаємодіє з киснем і

азотом повітря, що зумовлює утворення тугоплавких і високо-твердих оксидів і нітридів титану [1], які призводять до швидкого зносу різця з АТП. Утворення оксидів і нітридів титану відбувається не тільки на обробленій поверхні, але також в шарі незнятого припуску, який буде зрізано на наступному обороті заготовки. Внаслідок цього катастрофічно зростає знос інструмента.

## ВИСНОВКИ

Експериментальні дослідження температури в зоні різання при обточуванні титанових сплавів різцем з круглою АТП підтвердили правомірність запропонованого алгоритму розрахунку температури в зоні різання методом джерел тепла.

При обточуванні титанового сплаву VT1-0 температура в зоні різання зі збільшенням швидкості різання зростає. При швидкості різання більше 1,5 м/с температура перевищує 700 °С. У цих умовах титан активно взаємодіє з киснем і азотом повітря з утворенням тугоплавких високо-твердих оксидів і нітридів титану. Тому при обточуванні титанового сплаву VT1-0 режими різання повинні вибиратися такими, щоб середня температура різання не перевищувала 700 °С.

L. M. Devin<sup>1</sup>, M. E. Stahniv<sup>1</sup>, M. P. Mazur<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Bakul Institute for Superhard Materials,

National Academy of Science of Ukraine, Kyiv, Ukraine

<sup>2</sup>Khmelnyskyi National University, Khmelnytskyi, Ukraine

Analysis of thermobaric contact phenomena and calculation of temperature fields during finishing turning of VT1-0 titanium alloy using a cutter with a diamond carbide insert

*The analysis of contact phenomena and temperature fields is carried out. The laws of temperature change are determined, depending on the cutting speed during finishing turning of VT1-0 titanium alloy with a diamond carbide cutter. New calculated and experimental data on the cutting temperature made it possible to set reasonably the cutting conditions that limit the temperature to 700 °C.*

**Keywords:** turning, titanium alloy, diamond carbide insert, cutting temperature, cutting force.

1. Кривоухов В.А., Чубаров В.Д. Обработка резанием титановых сплавов. Москва: Машиностроение, 1970. 256 с.
2. Саютин Г.И., Носенко В.А. Шлифование деталей из сплавов на основе титана. Москва: Машиностроение, 1980. 180 с.
3. Huang P.L., Li J.F., Sun J., Song L.Y. Milling force vibration analysis in high-speed-milling titanium alloy using variable pitch angle mill. *Int. J. Adv. Manufact. Technol.* 2012. Vol. 58, no. 1–4. P. 153–160.
4. Wang Z., Nakashima S., Larson M. Energy efficient machining of titanium alloys by controlling cutting temperature and vibration. *Procedia CIRP.* 2014. Vol. 17. P. 523–528.
5. Корбут Е.В., Лабунец В.Ф. Особенности изнашивания инструмента при обработке титановых сплавов. *Проблеми тертя та зношування.* 2011. № 55. С. 83–93.
6. Мазур Н.П. Разработка теоретических основ и практическое использование термомеханической модели обработки пластических материалов: дис. ... докт. техн. наук. Київ, 1999. 309 с.
7. Васин С.А., Верещака, В.С. Кушнер Резание металлов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. Москва: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.

8. Клименко С.А., Мельничук Ю.А. Обработка инструментами с режущими элементами из композитов на основе синтетических алмазов. *Надійшла інструменту та оптимізація технологічних систем*. 2005. №17. С. 23–29
9. Мазур Н.П., Внуков Ю.Н., Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Залого В.А., Новоселов Ю.К., Якубов Ф.Я. Основы теории резания материалов / под общ. ред. Н.П. Мазура и А.И.Грабченко. Харьков: НТУ “ХПИ”, 2013. 534 с.
10. Резников А. Н., Резников Л. А. Тепловые процессы в технологических системах. Москва: Машиностроение, 1990. 288 с.
11. Силин С.С. Исследование термомеханических явлений при резании материалов методами теории подобия: дис. ... докт. техн. наук. Москва: МосСтанкин, 1970. 282 с.
12. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: Монография: в 6 т. / под общей ред. Н.В.Новикова. Т. 5. Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. 316 с.
13. Мазур Н.П. Усовершенствование аналитических методов расчетов температурных полей в системе резания. *Вектор науки ТГУ. Тольятти*. 2015. № 3–1 (33–1). С. 92–99.
14. Девин Л.Н. Прогнозирование работоспособности металлорежущего инструмента. Київ: Наук. думка, 1992. 131 с.
15. Девин Л.Н., Сулима А.Г. Применение пакета Power Graph для исследования процесса резания. *Промышленные измерения контроль, автоматизация диагностика (ПиКАД)*. 2008. № 3. С. 24–26.
16. Колев К.С., Горчаков Л.М. Точность обработки и режимы резания. Москва: Машиностроение, 1976. 144 с.
17. Stakhniv N.E., Devin L.N., Petrusha I.A., Osipov A.S. Dynamic phenomena in finish turning of hardened steels with cBN-based tools. *J. Superhard Mater.* 2009. Vol. 31, no. 3. P. 196–202.
18. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. Москва: Наука, 1969. 576 с.
19. Devin L.N., Stakhniv N.E., Antoniuk A.S., Rychev S.V., Nechiporenko V.N. The influence of cutting speed on cutting temperatures and forces in fine turning of VT1-0 titanium alloy by a PCD tool. *J. Superhard Mater.* 2019. Vol. 41, no. 2. P. 119–125.

Надійшла до редакції 15.10.19

Після доопрацювання 11.01.20

Прийнята до опублікування 14.01.20