

УДК 621.9

С.А. Крижанівський, асис.

М.П. Мазур, д.т.н., проф.

Технологічний університет Поділля (м. Хмельницький)

МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ КОНТАКТНИХ ТЕМПЕРАТУР ДЛЯ ПРОЦЕСУ НЕСТАЦІОНАРНОГО РІЗАННЯ ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ

В статті запропонована методика розрахунку температурних полів різального інструмента в ході нестационарного процесу циліндричного фрезерування. Запропонований метод наближеного розв'язку інтеграла, що описує процес розподілу температури від дії плоского прямокутного джерела, а також проаналізовано особливості зміни температур на передній і на задній поверхнях інструмента в ході різання і холостого ходу.

Методика розрахунку температур контактних поверхонь різального інструмента є важливим елементом системи прогнозування параметрів процесу механічної обробки, оскільки вплив температури на загальний стан системи різання є доволі очевидним. Донині дана задача більш-менш успішно вирішувалась для стаціонарних процесів різання, наприклад точіння [1, 2, 3, 5, 7]. При її розгляді для нестационарного процесу, наприклад для циліндричного фрезерування, необхідно враховувати ряд характерних особливостей, що притаманні даному типу механічної обробки. Так, зокрема, в процесі фрезерування змінність товщини зрізаного шару призведе до змінності інтенсивності теплових потоків, обумовлених роботою пластичної деформації та роботою сил тертя як по передній (ПП), так і по задній (ЗП) поверхнях різального інструмента. Слід також зауважити, що процес нагрівання різального клину є нестационарним, оскільки тривалість його обмежена часовими рамками робочого ходу. Під час холостого ходу спостерігається охолодження різального клину та вирівнювання температур контактних поверхонь, створюючи ефект підігріву для наступного робочого ходу. Всі ці особливості й стали причиною того, що теплові процеси нестационарного різання при фрезеруванні були вивчені недостатньо.

Розгляд структурної схеми теплообміну для процесу циліндричного фрезерування розпочнемо з аналізу причин виникнення та характеру дії теплових джерел і витоків тепла в зоні різання m -ї ділянки різальної кромки зуба фрези (рис. 1). В першому наближенні знехтуємо теплообміном компонентів системи різання з навколишнім середовищем і будемо вважати штучне охолодження відсутнім.

В зоні первинних пластичних деформацій діє швидко рухоме джерело теплоутворення, нахилене під кутом ϕ_m відносно напрямку швидкості різання V_m . Кількість теплоти Q_{Dm} , що виділяється даним джерелом є еквівалентом роботи пластичної деформації [2, 3]. В процесі різання загальний тепловий потік q_{Dm} , утворений в зоні первинної пластичної деформації, розподіляється між стружкою та заготовкою. Частина теплоти, що поглинається стружкою має інтенсивність $q_{Dm} \cdot b'_m$, інша частина теплоти, що поглинається заготовкою обумовлена тепловим потоком інтенсивністю $q_{Dm} \cdot (1 - b'_m)$, де b'_m – коефіцієнт розподілу загального теплового потоку q_{Dm} між стружкою та заготовкою [4].

На ділянці контакту по ПП l_{1m} діють одночасно швидко рухомі відносно стружки джерела теплоутворення від тертя стружки по ПП та витікання тепла в тіло інструмента, інтенсивності q_{1Tm} та q_{1m} відповідно. Аналогічну схему розташування теплових джерел q_{2Tm} та витоків тепла q_{2m} приймаємо на ділянці контакту по задній поверхні l_{2m} . Інтенсивності q_{1Tm} і q_{2Tm} пов'язані з величинами напружень тертя на передній q_{1Tm} та задній q_{2Tm} поверхнях різального леза. З сторони різального інструмента на контактних ділянках l_{1m} і l_{2m} діють нерухомі джерела теплоутворення інтенсивністю q_{1m} і q_{2m} відповідно.

За даними ряду авторів інтенсивність теплових потоків q_{1Tm} і q_{2Tm} встановлюється майже миттєво з початком різання, але вхід в зону різання майже холодного інструмента викликає інтенсивний відтік тепла в його тіло. Тобто можна вважати, що інтенсивності теплових потоків q_{1m} і q_{2m} в перші секунди роботи є дуже значимими і нехтування ними з метою спрощення розрахункової картини [5] недопустиме.

Змінність товщини зрізаного шару a_m призводить до зміни цілого ряду показників процесу різання, таких як коефіцієнт усадки стружки K_{Lm} , довжина ділянки контакту стружки й передньої поверхні різального інструмента l_{1m} та ін., що в свою чергу призводить до зміни інтенсивності теплових потоків пластичної деформації q_{Dm} та роботи сил тертя на передній поверхні зуба фрези q_{Tm} . Ця характерна особливість процесу фрезерування може бути врахована шляхом заміни неперервного руху m -ї ділянки різальної кромки послідовністю дискретних переміщень. Допускаючи, що в межах кожного дискретного переміщення, тривалістю часу τ , показники процесу різання, а відповідно й інтенсивності джерел теплоутворення та стоків теплоти залишаються сталими величинами, розглянемо умови, в яких відбувається формування температури контактних ділянок l_{1m} та l_{2m} на прикладі окремого дискретного переміщення m -ї ділянки різальної кромки.

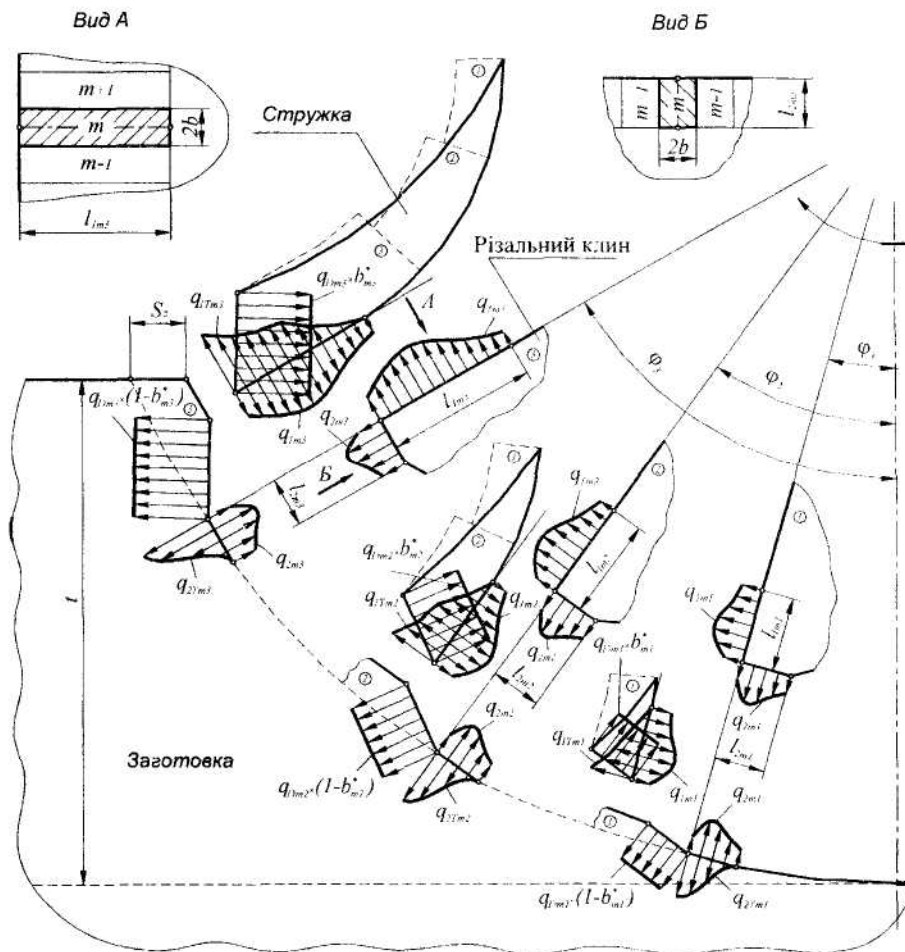


Рис. 1. Структурна схема теплообміну при циліндричному фрезеруванні

Конкретна форма стружки в кожному з дискретних положень може бути умовно замінена ступінчастим стержнем, що складається з декількох ділянок постійного перерізу. Теплота внесена в об'єм 1 стружки джерелами $q_{Dm1} \cdot b_{m1}^*$, q_{Tm1} (рис. 1) в наступних дискретних переміщеннях різального клину по дузі контакту інструмента та заготовки не переходить в об'єми 2, 3 і не впливає на їх температуру, оскільки дані джерела є швидко рухомими і відповідно теплота попереду них не поширюється [1]. Таким чином, при розрахунку температури контактної ділянки l_{1m} зі сторони стружки можна не враховувати конфігурацію її попередніх ділянок, а в кожному з дискретних положень розглядати стружку як умовний стержень постійного перерізу, товщина якого визначається миттєвою товщиною стружки a_{cm} .

Температура контактної ділянки l_{2m} зі сторони заготовки формується під впливом теплових потоків, обумовлених дією швидкорухомих джерел теплоутворення $q_{Dm} \cdot (1 - b_m^*)$, q_{2Tm} та стоку теплоти q_{2m} . Оскільки розміри джерел теплоутворення q_{Dm} , q_{2Tm} та стоку теплоти q_{2m} в порівнянні з довжиною дуги контакту інструмента та заготовки є незначними, заготовку при проведенні теплофізичного аналізу можна представити у вигляді напівобмеженого тіла. Як і в попередньому випадку, при розрахунку температури контактної ділянки l_{2m} зі сторони заготовки в кожному з дискретних положень m -ї ділянки різальної кромки на дузі контакту інструмента та заготовки, можна розглядати лише миттєву конфігурацію теплових джерел $q_{Dm} \cdot (1 - b_m^*)$, q_{2Tm} та стікання теплоти в інструмент q_{2m} .

Зі сторони різального інструмента температура контактних ділянок l_{1m} та l_{2m} формується за рахунок теплових потоків від дії нерухомих джерел q_{1m} та q_{2m} розташованих на передній та задній поверхнях різального зуба циліндричної фрези. В процесі теплофізичного аналізу форму зуба циліндричної фрези схематично можна представити у вигляді безмежного клину. Особливість розрахунку температури контактних ділянок l_{1m} та l_{2m} зі сторони різального інструмента полягає в тому, що на етапі поточного дискретного переміщення, крім миттєвої конфігурації теплових джерел, необхідно враховувати вплив аналогічних джерел теплоутворення q_{1m} та q_{2m} із попередніх дискретних переміщень. Необхідно також зауважити, що температурний режим роботи контактних поверхонь m -ї ділянки різальної кромки характеризується циклом: нагрів під час робочого ходу та охолодження з відводом тепла в тіло різального інструмента та вирівнюванням температур контактних поверхонь.

Розглядаючи процес теплообміну на m -й ділянці різальної кромки зуба циліндричної фрези зі сторони стружки та заготовки в першому наближенні, можна знехтувати поперечним перетіканням тепла від джерел суміжних ділянок внаслідок великої швидкості переміщення стружки та заготовки відносно контактних поверхонь різального інструмента. Нерівномірність розподілу джерел q_{1Tm} , q_{1m} та q_{2Tm} , q_{2m} вздовж контактних ділянок l_{1m} , l_{2m} може бути врахована шляхом розбиття останніх на N_k інтервалів довжиною $\Delta l_{1m} = l_{1m}/N_k$ та $\Delta l_{2m} = l_{2m}/N_k$ з наступною апроксимацією на кожному k -му інтервалі величин q_{1Tm} , q_{1m} та q_{2Tm} , q_{2m} середніми значеннями q_{1Tmk} , q_{1mk} та q_{2Tmk} , q_{2mk} відповідно. Тоді для розрахунку температури в кожній точці k -го інтервалу ППІ θ_{1mk} та ЗПІ θ_{2mk} m -ї ділянки різальної кромки зуба циліндричної фрези для миттєвого p -го дискретного переміщення можна застосувати залежності, запропоновані в роботі [2]:

$$\left. \begin{aligned} \theta_{1pmk} &= \theta_{Dpm} \cdot K_{1pmk} \cdot (1 + C_{pm}) + P_{1pm} \cdot \sum_{i=1}^k K_{1pmik} \cdot q_{1Tpmi} - P_{1pm} \cdot \sum_{i=1}^k K_{1pmik} \cdot q_{1pmi} \\ \theta_{2pmk} &= \theta_{Dpm} \cdot K_{2pmk} \cdot (1 + C_{pm}) + P_{2pm} \cdot \sum_{i=1}^k K_{2pmik} \cdot q_{2Tpmi} - P_{2pm} \cdot \sum_{i=1}^k K_{2pmik} \cdot q_{2pmi} \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

де K_{1pmk} , P_{1pm} , K_{2pmk} , C_{pm} , P_{2pm} – параметри, що описують процес розподілу температури від дії швидкорухомих джерел в зонах пластичної деформації та тертя на ППІ і ЗПІ [2].

Необхідно зауважити, що інтенсивності джерел теплоутворення q_{1Tmi} та q_{2Tmi} визначаються виходячи з характеру розподілу напружень тертя на передній q_{1Fmi} та на задній q_{2Fmi} поверхнях різального клина:

$$\left. \begin{aligned} q_{1Tmi} &= q_{1Fmi} \cdot V_m / K_{Lm} \\ q_{2Tmi} &= q_{2Fmi} \cdot V_m \end{aligned} \right\}, \quad (2)$$

Розглянемо структурну схему теплообміну зі сторони контактних поверхонь різального клина. В кожній точці k -го інтервалу m -ї ділянки зі сторони передньої та задньої поверхонь різального інструмента діють двомірні прямокутні джерела теплоти з рівномірно розподіленими інтенсивностями q_{1mk} та q_{2mk} по ділянках розмірами $2b \times \Delta l_1$ та $2b \times \Delta l_2$ відповідно. З урахуванням перетікання тепла через тіло різального клина [1, 4, 6] та застосуванням принципу суперпозиції [2], температуру в кожній точці k -го інтервалу передньої та задньої поверхонь m -ї ділянки різальної кромки можна представити як суму температур, утворюваних усіма дійсними та відбитими джерелами інтенсивностей q_{1mk} та q_{2mk} відповідно

$$\left. \begin{aligned} \theta_{1mk} &= \theta_{1Smk} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} \theta_{1mk1ji} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} \theta_{1mk2ji} \\ \theta_{2mk} &= \theta_{2Smk} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} \theta_{2mk1ji} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} \theta_{2mk2ji} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

де $\theta_{1Smk}, \theta_{2Smk}$ – залишкова температура k -го інтервалу передньої та задньої поверхонь m -ї ділянки різальної кромки на момент початку робочого ходу;

$\theta_{1mk1ji}, \theta_{1mk2ji}$ – температура на k -му інтервалі передньої поверхні m -ї ділянки різальної кромки внаслідок дії i -го джерела розміром $2b \times \Delta l$, розташованого на передній та задній поверхнях j -ї ділянки різальної кромки;

$\theta_{2mk1ji}, \theta_{2mk2ji}$ – температура на k -му інтервалі задньої поверхні m -ї ділянки різальної кромки внаслідок дії i -го джерела розміром $2b \times \Delta l$, розташованого на передній та задній поверхнях j -ї ділянки різальної кромки;

Температурне поле від дії прямокутного теплового джерела, розташованого на поверхні напівпростору з рівномірно розподіленою інтенсивністю q на ділянці розміром $2b \times l$, за час дії τ розраховується за залежністю [4]:

$$\theta(x, y, z, \tau) = \frac{q}{2\pi\lambda_i} \cdot \mathfrak{I},$$

де \mathfrak{I} – інтегральна функція, що визначає температуру в довільній точці напівпростору від дії теплового джерела. При $\tau \neq \infty$:

$$\mathfrak{I}(x, y, z, \tau) = \int_0^l dx_s \int_0^b \frac{1 - \operatorname{erf}\left(\frac{\sqrt{(x_s - x)^2 + y^2 + (z_s - z)^2}}{\sqrt{4\omega_i \tau}}\right)}{\sqrt{(x_s - x)^2 + y^2 + (z_s - z)^2}} dz_s;$$

де (x, y, z) та (x_s, y_s, z_s) – відповідно координати точки спостереження та координати джерела теплоутворення;

λ_i, ω_i – відповідно коефіцієнти теплопровідності й температуропровідності інструментального матеріалу.

Необхідно зауважити, що оскільки підінтегральна функція в загальному випадку містить функцію помилок erf , то відповідно точний розв'язок даного інтеграла аналітичним методом отримати неможливо. Для окремого випадку, яким є встановлений режим теплообміну при ($\tau = \infty$), аналітичний розв'язок даного інтеграла вперше представлено в роботі [7] і уточнено – в [2]. Для режиму невстановленого теплообміну розв'язок даної залежності з певною похибкою можна було б отримати застосувавши метод числового інтегрування, проте такий підхід виявився малоефективним, зважаючи на необхідність проведення значного обсягу обчислень та загальний час розрахунку. В даному випадку більш доцільно за результатами числового інтегрування знайти деяку емпіричну функцію M , яка б на етапі невстановленого режиму теплообміну дозволяла встановити темп зростання температури в довільній точці напівпростору залежно від параметрів прямокутного джерела теплоутворення розміром $2b \times l$ та місцеположення точки спостереження:

$$\theta(x, y, z, \tau) = \frac{q}{2\pi\lambda} \cdot \mathfrak{I}(x, y, z) \cdot M(F_o, K_x, K_y), \quad (4)$$

де $M(F_o, K_x, K_y) = \frac{\mathfrak{I}(x, y, z, \tau)}{\mathfrak{I}(x, y, z)}$;

F_o – безрозмірний критерій, що характеризує проміжок часу від початку дії джерела теплоутворення до моменту спостереження:

$$F_o = \frac{\omega_i \cdot \tau}{2 \cdot b \cdot l}; \quad (5)$$

K_x – безрозмірний критерій, що характеризує співвідношення розмірів прямокутного теплового джерела:

$$K_x = \ln \left(\frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot b^2 + l^2}{b \cdot l}} \right); \quad (6)$$

K_ψ - безрозмірний критерій, що характеризує віддалення точки спостереження відносно центра прямокутного теплового джерела:

$$K_\psi = \ln \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{L_\psi}{\sqrt{4 \cdot b^2 + l^2}} \right), \quad (7)$$

$$\text{де } L_\psi = \sqrt{(x_s - x)^2 + y^2 + (z_s - z + b)^2} + \sqrt{(x_s - x)^2 + y^2 + (z_s - z - b)^2} + \\ + \sqrt{(x_s - x + l)^2 + y^2 + (z_s - z - b)^2} + \sqrt{(x_s - x + l)^2 + y^2 + (z_s - z + b)^2};$$

(x_s, y_s, z_s) - координати центра джерела.

Отримана таким чином емпірична залежність, що характеризує темп зростання температури в довільній точці напівпростору від дії прямокутного джерела теплоутворення розміром $2b \times l$ представлена таким чином:

$$M(F_o, K_x, K_\psi) = \exp \left\{ -\exp \left[-T_a(K_x, K_\psi) \cdot \left[\ln(F_o) - T_b(K_x, K_\psi) \right] \right] \right\}, \quad (8)$$

де $T_a(K_x, K_\psi)$ та $T_b(K_x, K_\psi)$ - функції, отримані в ході інтерполяції табличних результатів чисельного інтегрування, числове значення яких визначається співвідношенням безрозмірних коефіцієнтів K_x та K_ψ .

Перевірка емпіричної залежності проводилась рядом моделюючих дослідів на основі співставлення результатів числового інтегрування і значень функції $M(F_o, K_x, K_\psi)$. Розглянуто два випадки процесу розповсюдження тепла в напівпросторі від дії нерухомого, прямокутного джерела теплоутворення розміром $2b \times l$, а саме:

1. Джерело теплоутворення представлено змінним співвідношенням розмірів: а) $l = 1$ мм, $b = 5$ мм, що відповідає $K_x = 0,8097$; б) $l = 1$ мм, $b = 50$ мм, що відповідає $K_x = 1,9561$; в) $l = 1$ мм, $b = 500$ мм, що відповідає $K_x = 3,1073$. Точка спостереження в системі координат теплового джерела займає сталу позицію: $x = 1,5 \times l$, $y = 0$, $z = 0$.

2. Джерело теплоутворення представлено сталим співвідношенням розмірів: $l = 1$ мм, $b = 50$ мм. Точка спостереження в системі координат теплового джерела займає змінну позицію: а) $x = 0,5l$, $y = 0$, $z = 2b$, що відповідає $K_\psi = 0,6931$; б) $x = 0,5l$, $y = 0$, $z = 4b$, що відповідає $K_\psi = 1,3862$; в) $x = 0,5l$, $y = 0$, $z = 6b$, що відповідає $K_\psi = 1,7917$. В обох випадках коефіцієнт теплопровідності взято рівним $\omega_l = 6,0 \times 10^{-6}$ м²/с.

За результатами моделюючих дослідів побудовано відповідні графічні залежності (рис. 2, 3), що характеризують темп зростання температури з часом від дії прямокутного джерела теплоутворення розміром $2b \times l$. Результати моделювання показали, що отримана функція $M(F_o, K_x, K_\psi)$ дозволяє розрахувати величину відносної температури з похибкою, яка не перевищує 5%. Звідси можна зробити висновок про можливість використання даної функції в подальших розрахунках.

Розглянемо методику визначення температури k -го інтервалу m -ї ділянки різальної кромки внаслідок дії окремого i -го джерела теплоутворення, розташованого на j -й ділянці різальної кромки за умови нестационарного процесу різання та невстановленого режиму теплообміну. Отже, в момент початкового дискретного переміщення m -ї ділянки різальної кромки по дузі контакту інструмента та заготовки $0 < \tau < \tau_1$ температура k -го інтервалу формується джерелами q_{ji} . Дія даного джерела теплоутворення припиняється при $\tau = \tau_1$, проте теплота, внесена ним в k -й інтервал m -ї ділянки різальної кромки, за цей проміжок часу продовжує розповсюджуватись в різальному інструменті.

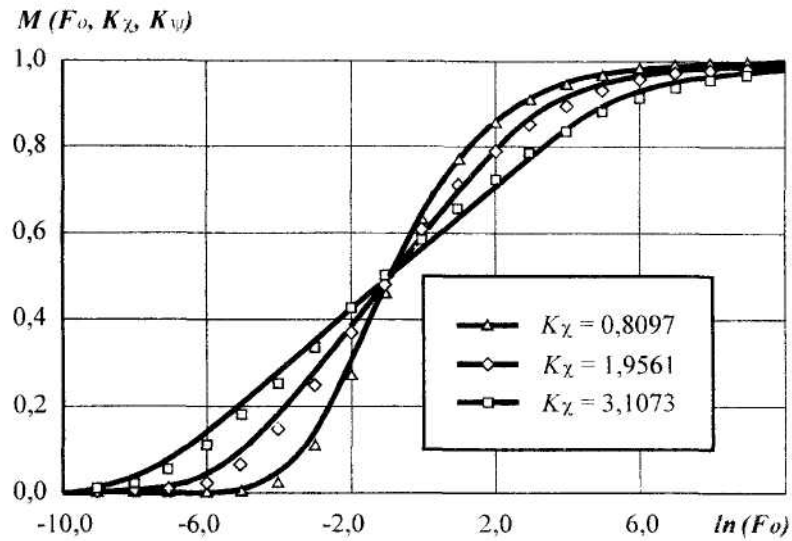


Рис. 2. Темп зростання температури з часом при сталій позиції точки спостереження та різному співвідношенні розмірів прямокутного теплового джерела

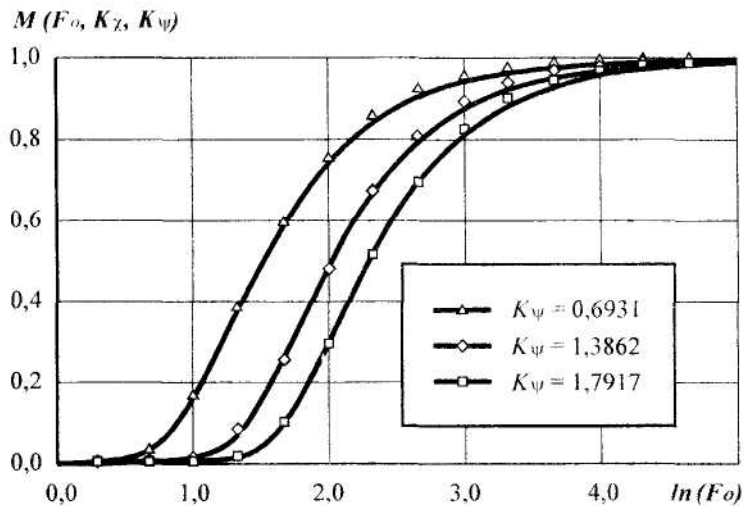


Рис. 3. Темп зростання температури з часом в різних положеннях точки спостереження при сталому співвідношенні розмірів прямокутного теплового джерела

Даний процес може бути промодельовано методикою, запропонованою в [4]. Не припиняючи дії даного джерела, вводимо в систему витік теплоти, інтенсивність якого дорівнює інтенсивності відповідного теплового джерела. Тоді при $\tau > \tau_i$ вся теплота, що надходить в різальний клин від дії джерела з попереднього дискретного переміщення, одразу ж буде поглинатись відповідним стоком тепла.

Математично процес становлення температури k -го інтервалу m -ї ділянки різальної кромки від дії i -го джерела теплоутворення, розташованого на j -й ділянці різальної кромки, в момент завершення p -го дискретного переміщення, з врахуванням конфігурацій теплового джерела в попередніх дискретних переміщеннях, можна представити таким чином:

$$\theta_{pmkpl}(p, \tau) = \theta_{pmkpl}(\tau) + \sum_{d=1}^{p-1} \theta_{pmkdj}(d, \tau), \tag{9}$$

де $\theta_{pmkpl}(\tau)$ – температура k -го інтервалу m -ї ділянки різальної кромки на момент завершення p -го дискретного переміщення внаслідок дії поточного i -го джерела теплоутворення, розташованого на j -й ділянці різальної кромки;

$\theta_{pmk dj}(d, \tau)$ – температура k -го інтервалу m -ї ділянки різальної кромки на момент завершення p -го дискретного переміщення внаслідок дії i -го джерела теплоутворення, розташованого на j -й ділянці різальної кромки, в попередньому d -му дискретному переміщенні.

Температуру $\theta_{pmk pj}(t)$ можна представити таким чином:

$$\theta_{pmk pj}(t) = T_{pmk pj} \cdot M_{pmk pj}(F_{oi}) \cdot q_{pji}, \quad (10)$$

де $T_{pmk pj} = \frac{\int_{pmk pj}}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_j}$;

$\int_{pmk pj}$ – інтегральна функція визначення температури на k -му інтервалі m -ї ділянки різальної кромки внаслідок дії поточного стаціонарного джерела теплоутворення q_{pji} розміром $2b \times \Delta l_{pji}$;

$M_{pmk pj}(F_{oi})$ – функція темпу зростання температури на k -му інтервалі m -ї ділянки різальної кромки на момент завершення p -го дискретного переміщення внаслідок дії поточного джерела теплоутворення q_{pji} розміром $2b \times \Delta l_{pji}$;

F_{oi} – безрозмірний критерій, що характеризує тривалість одного елементарного дискретного переміщення τ .

Вплив i -го джерела теплоутворення, розташованого на j -й ділянці різальної, кромки діючого в попередніх дискретних переміщеннях на температуру k -го інтервалу m -ї ділянки різальної кромки в момент завершення поточного дискретного переміщення представлено залежністю:

$$\theta_{pmk dj}(d, \tau) = T_{pmk dj} \cdot H_{pmk dj} \cdot q_{dji}, \quad (11)$$

де $H_{pmk dj} = M_{pmk dj}(F_{oi} \cdot [p - d + 1]) - M_{pmk dj}(F_{oi} \cdot [p - d])$.

З врахуванням вищевикладених особливостей розрахунку температур контактних ділянок різальної кромки зуба циліндричної фрези в умовах нестационарного процесу різання та невстановленого режиму теплообміну базову систему рівнянь (4) можна подати таким чином:

$$\left. \begin{aligned} \theta_{1pmk} &= \theta_{1Smk} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_j} T_{1pmk pji} \cdot M_{1pmk pji} \cdot q_{1pji} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_j} \sum_{d=1}^{p-1} T_{1pmk dji} \cdot H_{1pmk dji} \cdot q_{dji} + \\ &+ \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_j} T_{1pmk R pji} \cdot M_{1pmk R pji} \cdot q_{2pji} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_j} \sum_{d=1}^{p-1} T_{1pmk R dji} \cdot H_{1pmk R dji} \cdot q_{2dji} \\ \theta_{2pmk} &= \theta_{2Smk} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_j} T_{2pmk pji} \cdot M_{2pmk pji} \cdot q_{1pji} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_j} \sum_{d=1}^{p-1} T_{2pmk dji} \cdot H_{2pmk dji} \cdot q_{1dji} + \\ &+ \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_j} T_{2pmk R pji} \cdot M_{2pmk R pji} \cdot q_{2pji} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_j} \sum_{d=1}^{p-1} T_{2pmk R dji} \cdot H_{2pmk R dji} \cdot q_{2dji} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Методика розрахунку температур контактних ділянок для окремого миттєвого положення різального клина на дузі контакту інструмента та заготовки ґрунтується на принципі послідовного переходу від одного дискретного переміщення до іншого ($p=1, 2, 3 \dots N_p$), що передбачає необхідність встановлення на поточний момент часу законів розподілу температур і відповідно інтенсивностей джерел теплоутворення вздовж контактних ділянок l_1 та l_2 в попередніх дискретних переміщеннях зуба циліндричної фрези.

На підставі граничної умови 4-го роду, яка передбачає рівність контактних температур контактуючих тіл, системи рівнянь (3) та (13) можуть бути об'єднані в загальну систему, оскільки різальний інструмент знаходиться майже в безззорному контакті як зі стружкою, так і з поверхнею різання. Увівши відповідні позначення відносно відомих величин, отримуємо нову загальну систему рівнянь з $2N_m N_k$ невідомими:

$$\left. \begin{aligned} F_{1pmk} &= P_{1pm} \cdot \sum_{j=1}^k K_{1pmkpmj} \cdot q_{1pmj} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} T_{1pmkpmj} \cdot M_{1pmkpmj} \cdot q_{1pmj} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} T_{1pmkpmj} \cdot M_{1pmkpmj} \cdot q_{2pmj} \\ F_{2pmk} &= P_{2pm} \cdot \sum_{j=1}^k K_{2pmkpmj} \cdot q_{2pmj} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} T_{2pmkpmj} \cdot M_{2pmkpmj} \cdot q_{1pmj} + \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} T_{2pmkpmj} \cdot M_{2pmkpmj} \cdot q_{2pmj} \end{aligned} \right\}, \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \text{де } F_{1pmk} &= \theta_{Dpm} \cdot K_{1pmk} \cdot (1 + C_{pm}) - \theta_{Smk} + P_{1pm} \cdot \sum_{i=1}^k K_{1pmk1pmi} \cdot q_{1Tpmi} - \\ &- \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} \sum_{d=1}^{p-1} T_{1pmk1dji} \cdot H_{1pmk1dji} \cdot q_{1dji} - \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} \sum_{d=1}^{p-1} T_{1pmk2dji} \cdot H_{1pmk2dji} \cdot q_{2dji}; \\ F_{2pmk} &= \theta_{Dpm} \cdot K_{2pmk} \cdot (1 + C_{pm}) - \theta_{Smk} + P_{2pm} \cdot \sum_{i=1}^k K_{2pmk2pmi} \cdot q_{2Tpmi} - \\ &- \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} \sum_{d=1}^{p-1} T_{2pmk1dji} \cdot H_{2pmk1dji} \cdot q_{1dji} - \sum_{j=1}^{N_m} \sum_{i=1}^{N_k} \sum_{d=1}^{p-1} T_{2pmk2dji} \cdot H_{2pmk2dji} \cdot q_{2dji}. \end{aligned}$$

Розв'язок даної системи лінійних рівнянь для поточного дискретного переміщення дозволяє отримати закони розподілу інтенсивностей q_{1pmk} , q_{2pmk} вздовж контактних ділянок l_{1pm} , l_{2pm} та відповідно розрахувати величини контактних температур θ_{1pmk} , θ_{2pmk} за умов нестационарного процесу різання та невстановленого режиму теплообміну.

Температура кожного k -го інтервалу як передньої, так і задньої поверхонь m -ї ділянки різальної кромки послідовно визначається для $1, 2, 3, \dots, p$ оберту різального інструмента в єдиному ітераційному циклі. В першому наближенні значення температур θ_{1Smk} та θ_{2Smk} можна взяти рівними температурі оточуючого середовища (20°C), причому дана величина залишається сталою протягом повного циклу нагрів-охолодження. На початку наступного циклу, що відповідає новому робочому ходу, значення температур θ_{1Smk} та θ_{2Smk} уточнюються. Умовою виходу з ітераційного циклу є досягнення моменту часу τ , при якому припиняється зростання температури контактних ділянок різального клина.

Перевірка запропонованої методики розрахунку температури контактних поверхонь різального клина в період невстановленого режиму теплообміну проводилась за умови моделювання процесу механічної обробки сталі 20Х23Н18 ($\sigma_b = 600 \text{ МПа}$, $\sigma_t = 300 \text{ МПа}$, $\lambda_w = 21,5 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$, $\omega_w = 5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$) циліндричною фрезою ($D_\phi = 25 \text{ мм}$, $Z = 6$, $\omega = 30$, $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 15^\circ$), матеріал різальної частини: швидкорізальна сталь Р6М5 ($\lambda_i = 27 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$, $\omega_i = 6 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$). Для параметрів процесу механічної обробки $b = 25 \text{ мм}$, $t = 6,25 \text{ мм}$, $S_z = 0,75 \text{ мм}$, $V = 1,0 \text{ м/с}$ отримано закони розподілу температур по передній (ППІ) та задній (ЗПІ) поверхнях різального клина зуба циліндричної фрези (рис. 4) залежно від кута повороту ϕ різального інструмента. Як свідчать отримані результати, із збільшенням товщини зрізаного шару ($a = S_z \cdot \sin \phi$) температура контактних ділянок ППІ та ЗПІ зростає. В початкові моменти різання при зустрічному фрезеруванні температура на контактних ділянках задньої поверхні інструмента перевищує температуру контактних ділянок передньої поверхні. Очевидно, що це явище пов'язане з тим фактом, що в початкові моменти робочого ходу, коли деформація зрізаного шару вже розпочата, а стружки, як такої, ще не утворено, на контактних ділянках задньої поверхні різального інструмента вже діють теплові джерела, обумовлені наявністю тертя між ЗПІ та обробленою поверхнею заготовки. Необхідно також зауважити, що протягом всього робочого ходу середня температура по задній поверхні різання є домінуючою, що безумовно є одною з причин такого явища, як зношування різального клина зуба циліндричних фрез по задній поверхні.

З метою виявлення впливу таких параметрів процесу різання, як подача S_z та швидкість V різання на величину та характер розподілу контактних температур, було проведено ряд моделюючих дослідів. Так, зокрема, для умов процесу механічної обробки зі змінною швидкістю різання $V = 0,25 - 1,0 \text{ м/с}$ та постійною подачею $S_z = 0,05 \text{ мм}$, коли форма стружки залишається майже незмінною, спостерігається зменшення розміру контактної ділянки

l_1 та підвищення температури зі зміщенням максимуму в напрямку вершини різального клина, тобто ділянки, розташовані поблизу різальної кромки, зазнають більш значного теплового впливу в порівнянні з віддаленими ділянками (рис. 5).

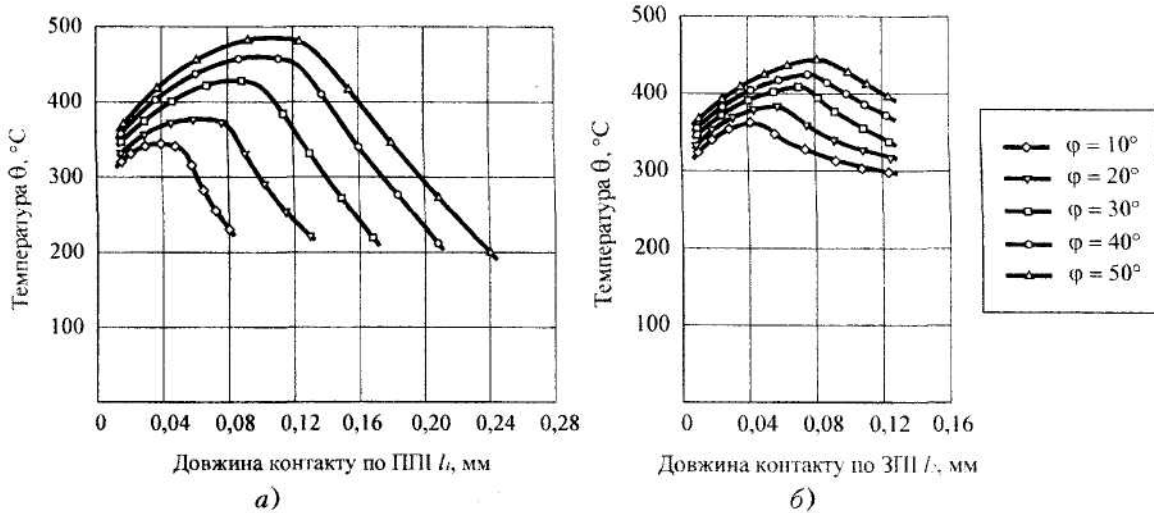


Рис. 4. Розподіл миттєвих температур по ППІ (а) та ЗПІ (б) в період робочого ходу залежно від кута повороту φ

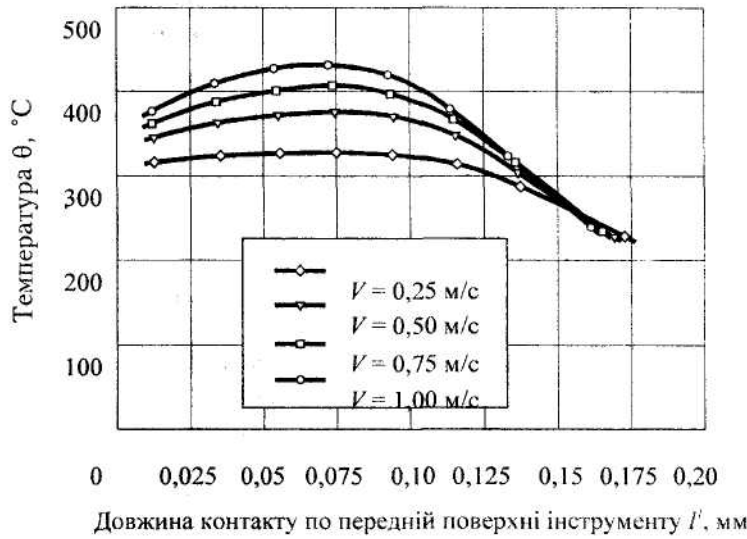


Рис. 5. Розподіл максимальних температур по передній поверхні різального леза зуба фрези за період робочого ходу залежно від швидкості різання

Інша картина спостерігається у випадку процесу фрезерування з постійною швидкістю різання $V = 0,75$ м/с та змінною подачею $S_z = 0,025 - 0,10$ мм (рис. 6). Збільшення подачі S_z призводить до перерозподілу кількості тепла від дії джерела в зоні первинної пластичної деформації між заготовкою та стружкою зі зростанням частки останньої, внаслідок чого відбувається збільшення інтенсивності результируючих джерел тепла на ділянках контакту, що неминуче призводить до загального підвищення температури передньої поверхні різального інструмента. Необхідно також зауважити, що паралельно зі збільшенням подачі S_z відбувається зростання розміру контактної ділянки l_1 , внаслідок чого темп зростання температури на ділянках віддалених від вершини різального клина вповільнюється.

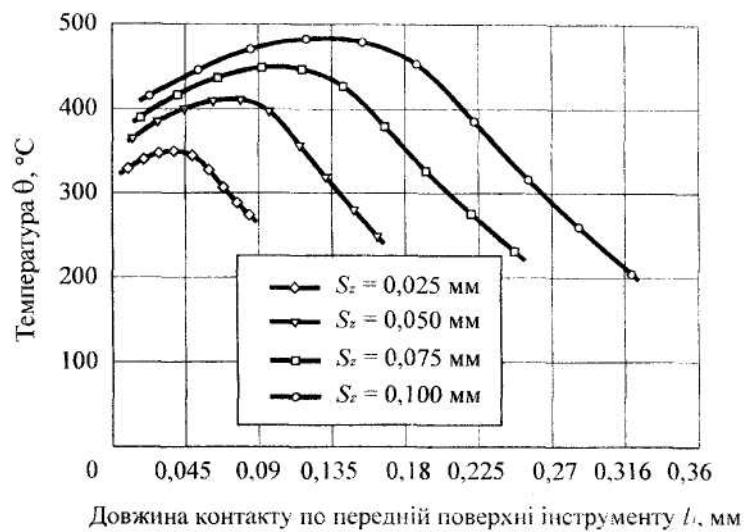


Рис. 6. Розподіл максимальних температур по передній поверхні різального зуба фрези за період робочого ходу залежно від подачі S_z .

Підводячи підсумки, необхідно зазначити, що запропонована методика є одним із можливих варіантів встановлення величини та характеру розподілу температур на контактних ділянках різального інструмента за умов невстановленого режиму теплообміну. На підставі аналізу результатів моделюючих дослідів можна зробити висновок про можливість включення даного алгоритму в більш складні прогнозуючі системи, що мають на меті підвищення ефективності операцій механічної обробки в цілому та контурного фрезерування зокрема.

ЛІТЕРАТУРА:

1. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 278 с.
2. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: Автореф. дис. ... док. техн. наук. – Київ, 1999.
3. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344с.
4. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 280 с.
5. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов. – Иркутск: Изд-во Иркутского ун-та, 1982. – 180 с.
6. Якимов А.В., Слободяник П.Г., Усов А.А. Теплофизика механической обработки. – К. – Одесса: Либідь, 1991. – 240 с.
7. Резников А.Н. Теплообмен при резании и охлаждении инструментов: Дис... докт. техн. наук: 05.03.01. – М., 1959. – 358 с.

КРИЖАНІВСЬКИЙ Сергій Анатолійович – асистент кафедри технології машинобудування Технологічного університету Поділля (м. Хмельницький).

Наукові інтереси:

– моделювання процесу циліндричного фрезерування.

Тел.: (0382)-72-89-44.

МАЗУР Микола Петрович – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри технології машинобудування Технологічного університету Поділля (м. Хмельницький).

Наукові інтереси:

– розробка теоретичних основ прогнозуючого моделювання процесів різання лезовим інструментом.

Тел.: (0382)-72-89-44.

E-mail: mazur@tup.km.ua