

МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ КОНТАКТНИХ ТЕМПЕРАТУР ДЛЯ ПРОЦЕСУ КОНТУРНОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ

*М.П. Мазур, д.т.н.; С.А. Крижановський, асп.
(Технологічний університет Поділля)*

Розроблення систем прогнозування параметрів процесу механічної обробки неможливе без урахування теплових процесів в зоні стружкоутворення, оскільки вплив температури на загальний стан системи різання є доволі очевидним. Досліджуючи дану проблему, необхідно зауважити, що для процесу фрезерування, як і для більшості інших процесів механічної обробки, рядом вітчизняних та іноземних науковців [2,3,4,6,8,9 та інші] вже розроблено відповідні методики на основі аналітичних залежностей. Проте, як правило, дані моделі дозволяють встановити лише величину середньої температури контактної ділянки, що робить їх неприйнятними при розробленні прогнозуючих моделей. Таким чином, питання визначення розподілу температур на контактних ділянках різального клина з урахуванням відтоку тепла в інструмент і наступних перетікань [5,7] в умовах нестационарного різання та невстановленого режиму теплообміну залишається доволі актуальним.

У процесі фрезерування умови різання вздовж різальних кромок кінцевих інструментів постійно змінюються, що обумовлено кінематикою процесу механічної обробки та конструктивними особливостями різального інструменту. Кожен зуб кінцевих фрез, рухаючись по дузі контакту заготовки та інструменту, знімає шар металу, товщина якого змінюється у відповідності до закону $a = S_z \cdot \sin \phi$, де S_z - подача на зуб різального інструменту; ϕ - кут, що характеризує миттєве положення зуба на дузі контакту. Очевидно, що змінність товщини зрізаного шару приведе до змінності інтенсивності теплових потоків, еквівалентних роботі деформації та роботам тертя як на передній, так і на задній поверхнях різального клина. Слід також зауважити, що процес нагріву різального клину є нестационарний, оскільки тривалість його обмежена часовими рамками робочого ходу. Таким чином, методика розрахунку температур контактних ділянок різального інструменту повинна враховувати відповідні особливості, притаманні процесу фрезерування.

Розглянемо неперервну роботу різального клина зуба фрези як послідовність дискретних переміщень, що тривають проміжок часу τ . Різальну кромку кожного зуба кінцевої фрези розіб'ємо по ширині фрезерування на N_m ділянок контакту між стружкою, інструментом та поверхнею різання, на яких діють N_m як дійсних, так і відбитих джерел теплоти, розподілених за деяким законом (рис. 1). Миттєве положення кожної m -ї ділянки різальної кромки зуба фрези характеризується відповідно миттєвими параметрами a_m , ϕ_m ; l_{1m} , l_{2m} та іншими, де $m = 1, \dots, N_m$. Розгляд структурної схеми теплообміну m -ї ділянки розпочнемо із схематизації теплових джерел, діючих в зоні різання (рис. 2). В зоні первинних пластичних деформацій діє швидкорухоме джерело теплоти, нахилене під кутом ϕ_m відносно напрямку руху. На ділянці контакту на передній поверхні l_1 діють одночасно як теплове джерело, обумовлене наявністю тертя, так і витік тепла в тіло інструмента.

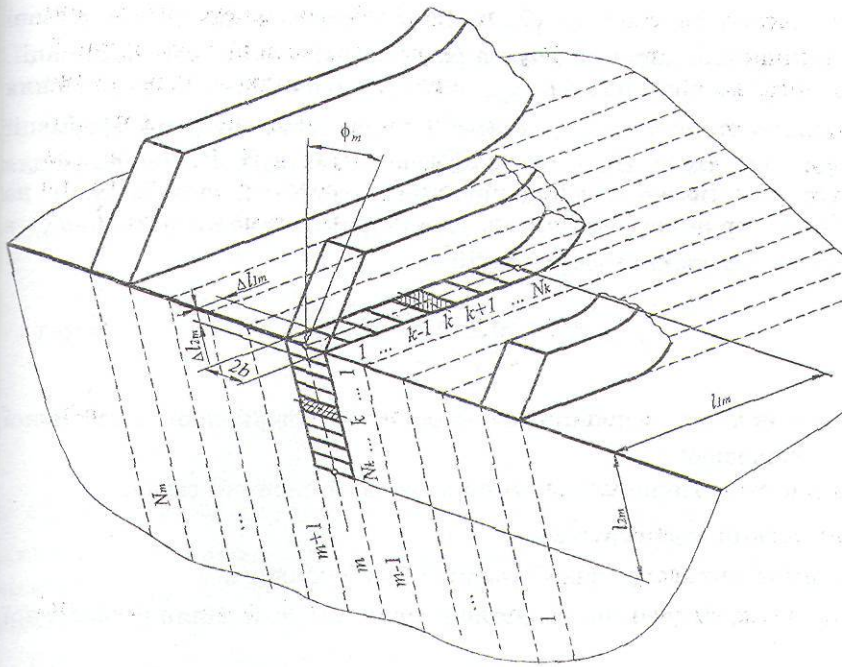


Рисунок 1 - Схема розбивки активної довжини різальної кромки на ділянки та інтервали

Аналогічну схему розміщення теплових джерел та витоків тепла запропоновано і для ділянки контакту на задній поверхні l_2 . Для урахування нерівномірності розподілу теплових джерел уздовж контактних поверхонь l_{1m} та l_{2m} m -ї ділянки розіб'ємо останню на N_k елементарних ділянок шириною $\Delta l_{1m} = l_{1m} / N_k$ та $\Delta l_{2m} = l_{2m} / N_k$ відповідно.

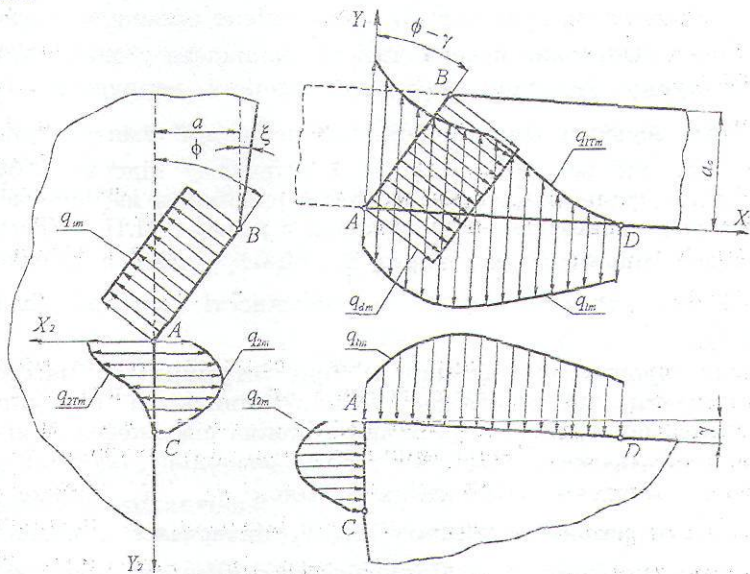


Рисунок 2 - Схема розміщення джерел та витоків тепла в зоні різання на m -ї ділянці різальної кромки зуба кінцевої фрези

Загальна кількість теплоти Q_{dm} , що виділяється джерелом в зоні первинної пластичної деформації, дорівнює роботі пластичної деформації. Інтенсивність теплового потоку q_{dm} визначається шляхом відношення загальної кількості теплоти Q_{dm} в зоні первинної пластичної деформації до площі поверхні зсуву. На основі розв'язання задачі А.Н. Резнікова для температури від плоского швидкорухомого джерела, розміщеного на торці стержня, отримано залежність для розрахунку температури θ_{dm} в зоні первинних пластичних деформацій:

$$\theta_{dm} = \frac{b_m^* \bar{\tau}_{\phi m} \varepsilon_{um} K_{Lm} \sin(\phi_m - \zeta)}{C_v \cos \zeta}, \quad (1)$$

де b_m^* - коефіцієнт поглинання тепла зони первинної пластичної деформації стружкою;

$\bar{\tau}_{\phi m}$ - середнє дотичне напруження в умовній площині зсуву;

ε_{um} - відносний зсув стружки;

K_{Lm} - коефіцієнт поздовжньої усадки на m -й ділянці;

ϕ_m - кут нахилу умовної площини зсуву на m -й ділянці різальної кромки;

C_v - об'ємна теплоємність матеріалу стружки;

ζ - кут нахилу оброблюваної поверхні;

Проте необхідно відмітити, що величина середніх дотичних напружень в умовній площині зсуву $\bar{\tau}_{\phi m}$, за даними В.С. Кушнера [5], тісно залежить від величини температури θ_{dm} , яка може бути описана таким чином: $\bar{\tau}_{\phi m} = K_c S_b (1 - b_\theta \theta_{dm})$, де K_c - коефіцієнт, що враховує взаємозв'язок між середніми та максимальними дотичними напруженнями в області зсуву; S_b - істинний опір розриву, де ψ - відносне звуження при розтягу; b_θ - коефіцієнт впливу температури на межу текучості. Очевидна невизначеність, закладена у даній формулі відносно розрахунку величини середніх дотичних напружень $\bar{\tau}_{\phi m}$ в умовній площині зсуву як функції поки що невідомої температури θ_{dm} , пояснюється тим, що всі ці параметри в кінцевому підсумку, будуть зв'язані в єдиному ітераційному циклі моделі різання, а на початковому етапі, згідно з рекомендаціями, викладеними в роботах М.П. Мазура [7], можна допустити більш простий вираз $\bar{\tau}_{\phi m} = 0.8 \cdot S_b$, який в наступному циклі розрахунку буде уточнено в залежності від розрахованої температури θ_{dm} .

Розглядаючи процес теплообміну з боку стружки та заготовки, необхідно відмітити, що внаслідок великої швидкості переміщення можна знехтувати поперечним перегітанням тепла від джерел суміжних ділянок різальної кромки. Нерівномірність розподілу інтенсивностей теплових джерел вздовж контактних ділянок l_{1m} , l_{2m} може бути врахована шляхом розбиття останніх на N_k інтервалів з подальшою апроксимацією на кожному k -му інтервалі середніми значеннями. Тоді температура в кожній точці k -го інтервалу передньої θ_{1mk} та задньої θ_{2mk} поверхонь може бути визначена за такими залежностями, запропонованими М.П. Мазуром [7]:

$$\left. \begin{aligned} \theta_{1mk} &= F_{1mk} - \sum_{i=1}^k D_{1mki} \cdot q_{1mi}, \\ \theta_{2mk} &= F_{2mk} - \sum_{i=1}^k D_{2mki} \cdot q_{2mi} \end{aligned} \right\}, \text{ де} \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} F_{1mk} &= \theta_{dm}(1+C_m) + P_{1m} \cdot \sum_{i=1}^k q_{1Tmki} \tau_{1mi}, \\ F_{2mk} &= \theta_{dm}(1+C_m)K_{\psi} + P_{2m} \cdot \sum_{i=1}^k q_{2Tmki} \tau_{2mi} \end{aligned} \right\}, \quad \left. \begin{aligned} D_{1mki} &= P_{1mi} \cdot \tau_{1mki}, \\ D_{2mki} &= P_{2mi} \cdot \tau_{2mki} \end{aligned} \right\},$$

$$P_{1m} = \frac{2}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\omega \Delta l_{1m} K_{Lm}}{\pi V_m}} \cdot L_{MCm},$$

$$P_{2m} = \frac{2}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\omega \Delta l_{2m}}{\pi V_m}},$$

де C_m , K_{ψ} - коефіцієнт, що враховує підігрів зрізаного шару металу за рахунок ходу попереднього різального зуба, та коефіцієнт впливу величини θ_{dm} на температуру k -го інтервалу m -ї ділянки задньої поверхні;

τ_{1mki} , τ_{2mki} - параметри, що визначають вплив i -го джерела на температуру k -го інтервалу m -ї ділянки передньої та задньої поверхонь відповідно;

$q_{1Tmi} = q_{1Fmi} \cdot V_m / K_{Lm}$, $q_{2Tmi} = q_{2Fmi} \cdot V_m$ - інтенсивності теплових джерел тертя на передній та задній поверхнях різальної кромки зуба відповідно, де q_{1Fmi} , q_{2Fmi} - напруження тертя на передній та на задній поверхнях різального клина відповідно.

Розглянемо структурну схему теплообміну з боку контактних поверхонь різального клина. В кожній точці k -го інтервалу m -ї ділянки як з боку передньої, так і задньої поверхонь різального інструменту діють двовимірні прямокутні джерела теплоти з рівномірно розподіленими інтенсивностями q_{1mk} та q_{2mk} по ділянках розмірами відповідно $2b \times \Delta l_1$ та $2b \times \Delta l_2$. У загальному випадку, за умови нестановленого режиму теплообміну, залежність для визначення температури від дії джерела розмірам $2b \times l$, розміщеного на поверхні напівпростору, подано подвійним інтегралом А.Н. Резнікова:

$$\theta(x, y, z) = \frac{q}{2\pi\lambda} \cdot T(X, Y, Z, \tau), \dots, \text{ де} \quad (3)$$

$$T(X, Y, Z, \tau) = \int_0^l dx_{\delta} \int_{-0.5b}^{+0.5b} \frac{1 - \operatorname{erf}\left(\sqrt{(x-x_{\delta})^2 + y^2 + (z-z_{\delta})^2} / \sqrt{4\omega\tau}\right)}{\sqrt{(x-x_{\delta})^2 + y^2 + (z-z_{\delta})^2}} dz_{\delta},$$

а $(x_{\delta}, y_{\delta}, z_{\delta})$, (x, y, z) - координати джерела теплоти та точки спостереження відповідно;

λ , ω та τ - коефіцієнти теплопровідності, температуропровідності матеріалу різальної частини інструмента та час дії джерела відповідно.

Оскільки даний вираз містить функцію помилок, аналітичний розв'язок даного інтегралу отримати неможливо. Проте за допомогою обчислювальної техніки можливо змодельовати розв'язання даного інтегралу з певною точністю. З урахуванням перетікання тепла через тіло

різального клину температуру в кожній точці k -го інтервалу m -ї ділянки передньої та задньої поверхонь можна подати як суму температур, утворених усіма дійсними та відбитими джерелами q_{1mk} та q_{2mk} :

$$\left. \begin{aligned} \theta_{1mk}(\tau) &= \frac{1}{2\pi\lambda_i} \left(\sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_k} T_{1ij}^{1mk}(\tau) \cdot q_{1ij}(\tau) + \sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_k} T_{2ij}^{1mk}(\tau) \cdot q_{2ij}(\tau) \right), \\ \theta_{2mk}(\tau) &= \frac{1}{2\pi\lambda_i} \left(\sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_k} T_{1ij}^{2mk}(\tau) \cdot q_{1ij}(\tau) + \sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_k} T_{2ij}^{2mk}(\tau) \cdot q_{2ij}(\tau) \right) \end{aligned} \right\}, \quad (4)$$

де $T_{1ij}^{1mk}(\tau)$, $T_{2ij}^{1mk}(\tau)$, $T_{1ij}^{2mk}(\tau)$, $T_{2ij}^{2mk}(\tau)$ - функції, що розраховуються згідно з формулою (3).

Системи рівнянь (2) та (4) можуть бути об'єднані в загальну систему на основі граничної умови 4-го роду, яка передбачає рівність контактних температур контактуючих тіл, оскільки різальний інструмент перебуває практично в безазорному контакті як зі стружкою, так і з поверхнею різання:

$$\left. \begin{aligned} F_{1mk} &= \sum_{i=1}^k D_{1mki} \cdot q_{1mi} + \frac{1}{2\pi\lambda_i} \cdot \left(\sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_k} T_{1ij}^{1mk}(\tau) \cdot q_{1ij}(\tau) + \sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_k} T_{2ij}^{1mk}(\tau) \cdot q_{2ij}(\tau) \right), \\ F_{2mk} &= \sum_{i=1}^k D_{2mki} \cdot q_{2mi} + \frac{1}{2\pi\lambda_i} \cdot \left(\sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_k} T_{1ij}^{2mk}(\tau) \cdot q_{1ij}(\tau) + \sum_{i=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_k} T_{2ij}^{2mk}(\tau) \cdot q_{2ij}(\tau) \right). \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Розв'язок загальної системи лінійних рівнянь (5) з $2N_m N_k$ невідомими дозволяє отримати закони розподілу інтенсивностей теплових джерел q_{1mk} , q_{2mk} вздовж контактних ділянок l_{1m} , l_{2m} та відповідно розрахувати величини контактних температур θ_{1mk} , θ_{2mk} за умови невстановленого режиму теплообміну для окремого дискретного переміщення різальної кромки зуба кінцевої фрези по дузі контакту, що триває проміжок часу τ .

Необхідно зауважити, що із загальної кількості дискретних переміщень лише певна частина належить етапу робочого ходу, де за рахунок дії джерел тепла зони різання відбувається процес його накопичення в різальному клині. Інша частина переміщень відповідає етапу холостого ходу, де спостерігається зворотний процес - охолодження, що обумовлено припиненням дії теплових джерел та подальшим відтоком накопиченого тепла як в тіло різального інструменту, так і в навколишнє середовище.

В момент початкового переміщення m -ї ділянки різальної кромки по дузі контакту $0 < \tau < \tau_1$ температура контактних поверхонь формується за рахунок відповідних результуючих джерел. Дія даних джерел припиняється при $\tau = \tau_1$, проте теплота, внесена ними в k -й інтервал m -ї ділянки різальної кромки за проміжок $0 < \tau < \tau_1$, продовжує розповсюджуватися в різальному інструменті. Даний процес може бути промодельовано за методикою, запропонованою А.Н. Резніковим. Не припиняючи дії даних джерел, вводимо в систему стоки, інтенсивність яких дорівнює інтенсивності відповідних джерел. Тоді при $\tau > \tau_1$ вся теплота, що надходить в різальний клин від дії попередніх теплових джерел, одразу ж буде поглинатися відповідними стоками. В загальному випадку температура k -го інтервалу як передньої, так і задньої

поверхонь m -ї ділянки різальної кромки в момент p -го переміщення різального клина по дузі контакту фрези та заготовки з урахуванням ділянки холостого ходу та циклічного характеру роботи зуба кінцевих фрез може бути визначена за такими залежностями:

$$\left. \begin{aligned} \theta_{1mk}^{(p)}(\tau) &= \sum_{i=1}^p \sum_{j=1}^n \left\{ \theta_{1mk} \left([N_p[j-1] + p - i + 1] \cdot \tau_1 \right) - \theta_{1mk} \left([N_p[j-1] + p - i] \cdot \tau_1 \right) \right\}, \\ \theta_{2mk}^{(p)}(\tau) &= \sum_{i=1}^p \sum_{j=1}^n \left\{ \theta_{2mk} \left([N_p[j-1] + p - i + 1] \cdot \tau_1 \right) - \theta_{2mk} \left([N_p[j-1] + p - i] \cdot \tau_1 \right) \right\}, \end{aligned} \right\} (7)$$

де p, n - порядковий номер переміщення m -ї ділянки різальної кромки по дузі контакту різального інструменту та заготовки від початку етапу робочого ходу і номер оберту кінцевої фрези;

$\tau = [N_p \cdot (n - 1) + p] \cdot \tau_1$ - момент часу, для якого проводиться розрахунок миттєвої температури контактних поверхонь, де N_p - кількість дискретних переміщень в одному повному оберті кінцевої фрези.

Для перевірки запропонованої методики розрахунку температури контактних поверхонь різального клина в період невстановленого режиму теплообміну було проведено серію моделюючих дослідів процесу механічної обробки сталі 20Х23Н18 суцільною кінцевою фрезою із швидкорізальної сталі Р6М5. Параметри оброблюваного матеріалу та матеріалу інструмента наведено в таблиці 1, конструктивні та геометричні параметри різального інструменту наведено в таблиці 2.

Таблиця 1 - Параметри оброблюваного матеріалу та матеріалу інструмента

Параметр	20Х23Н18	Р6М5
σ_s , МПа	600	-
σ_m , МПа	300	-
λ , Вт/м·К	21,5	27
$\omega, m^2 / c$	$5 \cdot 10^{-6}$	$6 \cdot 10^{-6}$
c , Дж/м ³ ·К	4300000	4720000

Таблиця 2 - Параметри різального інструменту

Параметр	Фреза
D , мм	25
Z , -	6
ω , град	30
γ , град	10
α , град	15

Для параметрів процесу механічної обробки $b = 25$ мм, $l = 6,25$ мм, $S_z = 0,75$ мм, $V = 1,0$ м/с отримано закон розподілу температур на передній (ПП) та задній (ЗП) поверхнях різального клина зуба кінцевої фрези

(рис. 3.) в залежності від кута повороту φ різального інструменту.

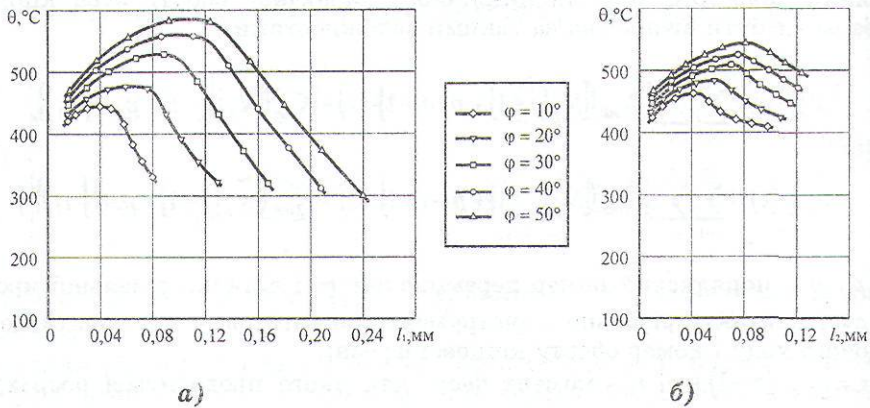


Рисунок 3 - Розподіл температур на передній - а) та задній - б) поверхнях різального клина зуба кінцевої фрези в залежності від кута повороту φ різального інструменту

Як свідчать отримані результати, зміна товщини зрізуваного шару, згідно із законом $a = S_z \cdot \sin \varphi$, призводить до зростання температури контактних ділянок ППІ та ЗПІ. В початкові моменти різання температура контактних ділянок задньої поверхні інструменту (рис. 3, б) перевищує температуру контактних ділянок передньої поверхні (рис. 3, а). Очевидно, це явище пов'язано з тим фактом, що в початкові моменти робочого ходу величина радіуса r при вершині різального клина перевищує миттєву товщину зрізуваного шару a , внаслідок чого процес стружкоутворення розпочинається з деяким запізненням у порівнянні із процесом деформації зрізуваного шару. Таким чином, на момент часу, коли щойно утворена стружка тільки розпочинає переміщення по передній поверхні різального інструменту, ділянки задньої поверхні вже отримали певну кількість тепла внаслідок деформації зрізуваного шару, що передує процесу стружкоутворення. Необхідно також зауважити, що протягом всього робочого ходу середня температура θ_{cp} на задній поверхні різання перевищує аналогічне значення на передній поверхні (рис. 4), що безумовно є однією з причин такого явища, як зношування різального клина зубів кінцевих фрез на задній поверхні.

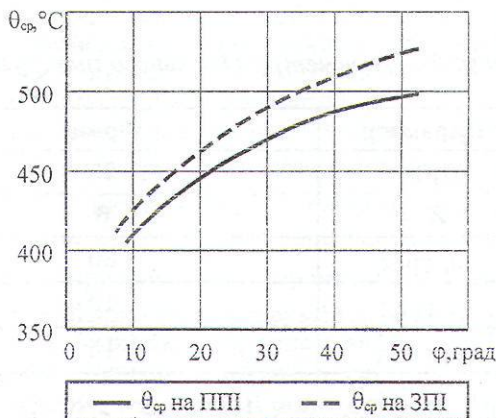


Рисунок 4 - Зміна середньої температури контактних ділянок ППІ та ЗПІ в залежності від кута повороту

Дослідження впливу таких параметрів процесу механічної обробки, як подача S_z та швидкість V різання на величину та характер розподілу контактних температур, було проведено двома серіями моделюючих дослідів. Так зокрема, для параметрів процесу механічної обробки з постійною подачею $S_z = 0,05 \text{ мм/зуб}$ отримано результати розподілу контактних температур на передній поверхні різального інструменту для різних швидкостей різання (рис. 5, а). В даних умовах зростання швидкості різання V при сталій подачі S_z приводить до зменшення розміру контактної ділянки l_1 та підвищення контактної температури з одночасним зміщенням максимуму θ_{max} в напрямку вершини різального клина. Тобто ділянки, розташовані поблизу різальної кромки, зазнають більш значного теплового впливу в порівнянні з віддаленими ділянками. Даний факт можна пояснити тим, що із збільшенням швидкості різання V відбувається підвищення інтенсивності результуючих джерел тепла на передній поверхні різального інструменту, що в результаті призводить до загального підвищення температури контактних ділянок. Зміщення максимуму θ_{max} в напрямку вершини різального клина очевидно відбувається за рахунок скорочення часу дії теплових джерел. Зміна розміру контактної ділянки l_1 є наслідком забезпечення умови рівноваги елемента стружки.

Результати розподілу контактних температур на передній поверхні різального інструменту за умов сталої швидкості різання $V = 0,75 \text{ м/с}$ подано таким чином (рис. 5, б). Збільшення подачі S_z приводить до перерозподілу кількості тепла від дії джерела в зоні первинної пластичної деформації між заготовкою та стружкою із зростанням частки останньої, внаслідок чого відбувається збільшення інтенсивності результуючих джерел тепла на ділянках контакту, що неминуче призводить до загального підвищення температури передньої поверхні різального інструменту. Необхідно також зауважити, що паралельно із збільшенням подачі S_z відбувається зростання розміру контактної ділянки l_1 , є наслідком забезпечення умови рівноваги елемента стружки.

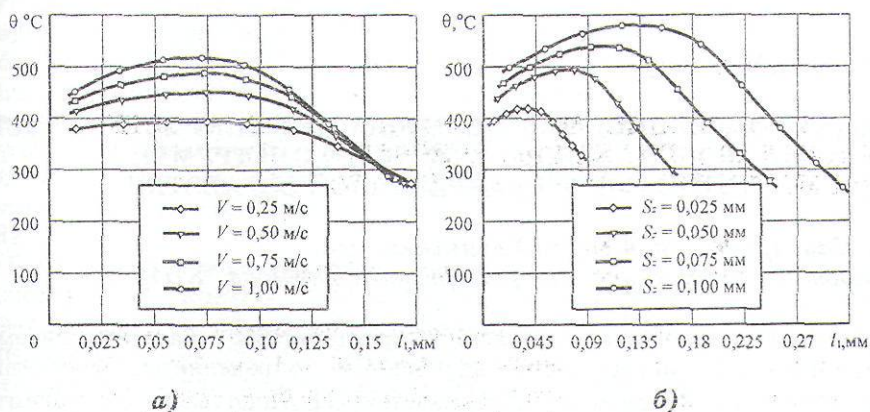


Рисунок 5 - Розподіл контактних температур на передній поверхні різального клина зуба кінцевої фрези, отриманий за умов постійної подачі

S_z - а) та швидкості різання V - б)

Підводячи підсумки необхідно зазначити, що запропонована методика є одним із можливих варіантів встановлення величини та характеру розподілу температур на контактних ділянках різального інструменту за

умов нестановленого режиму теплообміну. Розроблені алгоритми можуть виходити до більш складних прогножуючих систем, що мають на меті підвищення ефективності операцій механічної обробки в цілому та контурного фрезерування зокрема.

SUMMARY

Prediction models of machining process can not be developed without analysis of thermal phenomena in the cutting zone. Temperature is the main limitation in the selection of process parameters, such as cutting speed and feedrate. Approach to analytical cutting temperature for end milling process has been presented in this paper. The proposed model combines the steady-state temperature prediction in continuous machining with transient temperature evaluation in interrupted cutting operations where the chip and the process change in a discontinuous manner.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Резников А.Н. Теплофизика резания. - М.: Машиностроение, 1969.
2. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов. - М.: Машиностроение, 1979. -152 с.
3. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. -М.: Машиностроение, 1981.
4. Лоладзе Г.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. - М.: Машиностроение, 1982. - 320 с.
5. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов. -Иркутск: Изд-во Иркутского ун-та, 1982. -180 с.
6. Stephenson D.A., Ali A. Tool temperatures in interrupted metal cutting, Transactions of ASME.- Journal of Engineering for Industry, 1992.- Vol. 114.- P. 127-136.
7. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: Автореф. дис... док. техн. наук. - Київ, 1999.
8. Radulescu R., Karoo S.G. An analytical model for prediction of tool temperature Fields during continuous and interrupted cutting, and crater wear of carbide tool, Transactions of ASME.- Journal of Engineering for Industry, 1994.- Vol. 116.-P. 135-140.
9. Lazoglu I., Altintas Y. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining.- International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2002.- Vol.42.-P. 1011-1022.
10. Залого В.А., Крижоручко Д.В. Методика расчета температуры резания при тангенциальном тчении // Прогресивна техніка і технологія машинобудування, приладобудування і зварювального виробництва: Праці Міжнародної науково-технічної конференції 25-28 травня 1998 р. -К.: НТУУ "КПІ", 1998. -Т.1. - С. 333-339.

Надійшла до редколегії 16 грудня 2002р.

УДК 621.762:691:921

КИНЕТИКА ФОРМИРОВАНИЯ МИКРОПРОФИЛЯ ПОВЕРХНОСТИ ТВЕРДОСПЛАВНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

В.С. Майборода, д.т.н.; Н.В. Ульяненко, асп.

(Национальный технический университет Украины "КПИ")

Повышение эксплуатационных характеристик неперетачиваемого твердосплавного инструмента во многом определяется состоянием микрогеометрии их рабочих поверхностей [1]. Использование магнитно-абразивного метода для финишной обработки является довольно перспективным [2,3], а сам метод может успешно конкурировать с виброабразивной обработкой, галтовкой, струйно-абразивной обработкой. При этом обеспечивается не только высокая производительность, а и осуществляется значительное повышение качества обработки, которое связано как с формированием определенного, необходимого напряженного состояния поверхностного слоя, так и с возможностью формирования необходимой микрогеометрии поверхности рабочих