

## МАШИНОЗНАВСТВО. ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ У МАШИНОБУДУВАННІ

УДК 621.914.2

В.М. Бушля, асист.

*Житомирський державний технологічний університет*

### ВПЛИВ ГЕОМЕТРИЧНИХ ТА КІНЕМАТИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ НА ПЛОЩУ КОНТАКТУ ПЕРЕДНЬОЇ ПОВЕРХНІ БЕЗВЕРШИННОГО КОСОКУТНОГО РІЗАЛЬНОГО ЕЛЕМЕНТА

*(Представлено к.т.н., доц. Виговським Г.М.)*

*В роботі представлено методику і результати аналітичного визначення площі контакту передньої поверхні безвершинного косокутного різального елемента торцевої фрези із заготовкою. Досліджено вплив геометрії інструмента, схеми та режимів обробки на площу контакту.*

**Вступ.** Чорнове торцеве фрезерування інструментом з надтвердих матеріалів (НТМ) при знятті припусків до 6–8 мм та одночасній інтенсифікації інших режимів різання дозволяє підвищити продуктивність обробки, особливо чавунних деталей, зменшити кількість проходів та штучний час обробки. Однак така інтенсифікація режимів може призводити до надмірних навантажень різальної частини фрез з подальшим її передчасним руйнуванням. Загальновідомою є методика оцінки міцності інструмента за рівнем напружень, які виникають в процесі різання. Серед існуючих методів оцінки напружень часто її проводять за відношенням сили взаємодії до площі контакту. Оскільки при обробці чавунів торцевими фрезами з НТМ різальній частині переважно надають безвершинну косокутну геометрію, а існуючі залежності площі контакту для даного типу геометрії є спрощеними, то побудова залежностей та визначення впливу основних геометричних та кінематичних параметрів процесу обробки є важливою науково-технічною проблемою.

**Основна частина.** Дослідження [1] показали, що при торцевому фрезеруванні надтвердими матеріалами дотичні напруження на передній і задній поверхнях інструмента мають невеликі значення і залишаються незмінними в широкому діапазоні варіювання режимів обробки. Величина нормальних напружень змінюється залежно від режимів і умов обробки, причому їх значення на передній поверхні перевищують нормальні напруження на задній поверхні в 1,6...2 рази. Відомо [1, 2], що при інтенсивному навантаженні різального елемента з НТМ нормальні напруження на передній поверхні можуть сягати значень  $\sigma = 2000..2500$  МПа, що наближається до границі міцності матеріалу інструмента на стиск і викликати крихке макроруйнування, сколи та осипання різальної кромки. Оцінку можливості виникнення таких явищ проводять за умовою:

$$\sigma = \frac{\overline{R}_n}{S} < \sigma_{cm}, \quad (1)$$

де  $\sigma$  – величина напруження,  $\overline{R}_n$  – вектор рівнодіючої сил різання, яка направлена по нормалі до передньої поверхні,  $S$  – площа контакту інструмента з матеріалом заготовки,  $\sigma_{cm}$  – границя міцності НТМ на стиск.

Площа контакту по передній поверхні при торцевому фрезеруванні гостровершинним інструментом, що властиво для обробки загартованих сталей [3], описується спрощеною залежністю типу [4]:

$$S = t \cdot S_z \cdot \cos(90 - \theta), \quad (2)$$

де  $\theta$  – кут різання.

Така залежність враховує лише режимні параметри процесу різання і не дає можливості оцінити вплив геометрії інструмента на площу контакту. Уточнена залежність для площі контакту гостровершинного інструмента [4] враховує надання різальній частині ненульового переднього кута  $\gamma$ :

$$S = \frac{t \cdot S_z \cdot \cos(90 - \theta)}{\cos(\gamma)}. \quad (3)$$

Дані дослідження показали незначний вплив кута  $\gamma$  на площу контакту.

При обробці чавунних деталей рекомендованим є виконання радіусної різальної кромки [5, 6], при одночасному наданні ненульового значення кута нахилу головної різальної кромки  $\lambda \neq 0$  [7].

Існуюча залежність для визначення площі контакту передньої поверхні радіусної різальної частини із заготовкою не враховує наявності кутів  $\gamma$  та  $\lambda$  у інструмента [8].

Для встановлення залежностей площі контакту та знаходження впливу глибини різання  $t$ , подачі  $S_z$ , відношення діаметра фрези до ширини заготовки  $B/D$ , переднього кута  $\gamma$ , кута нахилу головної різальної кромки  $\lambda$ , радіуса при вершині  $r$  та ексцентриситету фрези відносно заготовки  $\varepsilon$

визначаємось з системою координат. Використовуємо дві системи координат:  $O_2x_1y_1z_1$  – фрези в її початковому положенні (рис. 1, а), і  $O\sigma\xi\eta$  – різальної пластини, як показано на рис. 1, б.

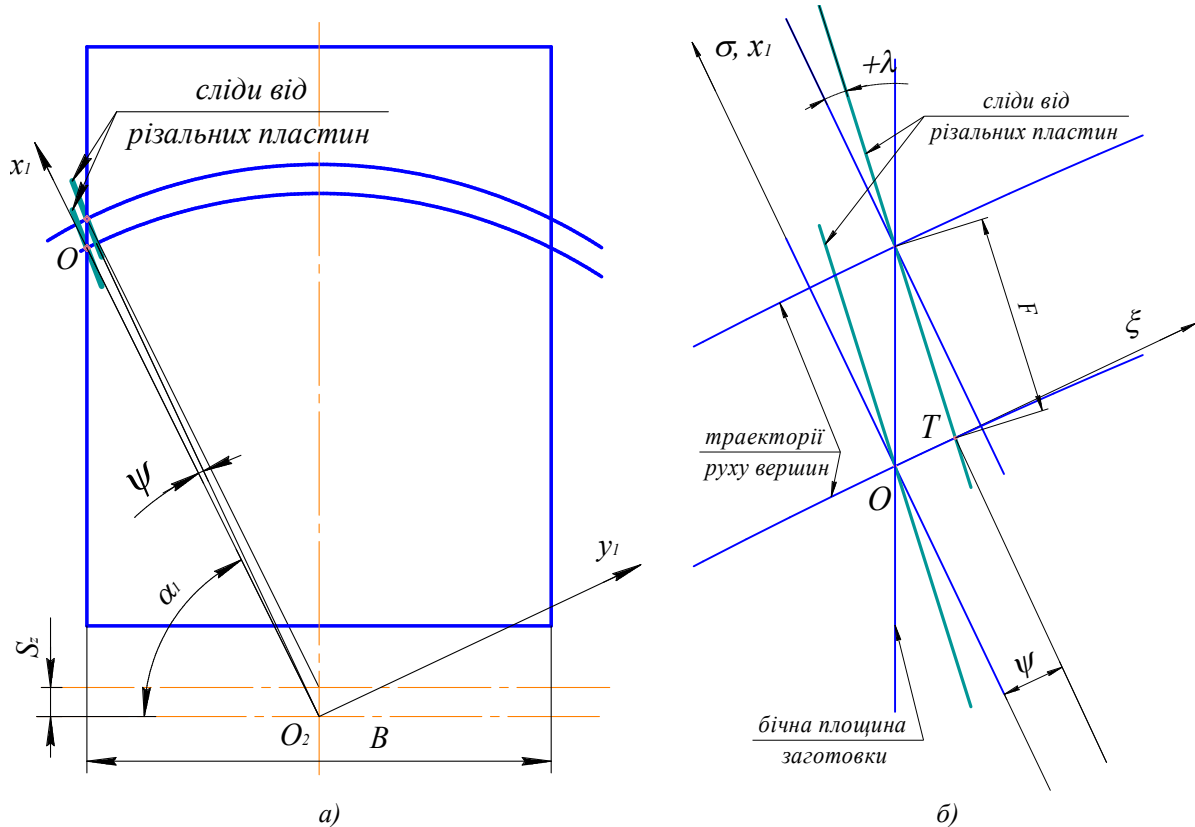


Рис. 1. Вибрані системи координат та положення пластин при їх проектуванні на відповідну площину

Рівняння руху вершини різальної пластини в системі координат  $O_2x_1y_1z_1$  має такий вигляд:

$$x_1 = R_\phi \cdot \cos(\psi) + \frac{\psi}{2\pi} S_z \cdot \sin(\alpha_1 + \theta), \quad (4)$$

$$y_1 = R_\phi \cdot \sin(\psi) + \frac{\psi}{2\pi} S_z \cdot \cos(\alpha_1 + \theta), \quad (5)$$

де  $\psi$  – кут повороту фрези відносно положення вершини ( $xO$ ,  $yO$ ).

Площу контакту будемо знаходити як проекцію кола різальної пластини, яка контактує зі зрізуваним шаром, на площину, що проходить через вершину і нахилена на значення кутів  $\gamma$  та  $\lambda$ . Обмежимо дану область проекцією кола пластини слідом від попереднього різку на ту ж площину і слідом від верхньої площини заготовки. Розглядаючи випадок при однаковому положенні обох пластин, видно (рис. 1, б), що коло від попереднього різку неточно проектується на вказану площину.

Для знаходження величини кута  $\psi$ , при якому обидві пластини знаходяться в одній площині, знаходимо перетин сліду від різальної пластини, який математично описується таким чином:

$$y_1 = \left( R_\phi \cdot \cos(\psi) + \frac{\psi}{2\pi} S_z \cdot \sin(\alpha_1 + \theta) - S_z \cdot \sin(\alpha_1 + \theta) - R_\phi \right) \cdot \tan(\lambda) + S_z \cdot \cos(\alpha_1 + \theta), \quad (6)$$

з траєкторією руху вершини  $O$  (5).

Тоді вираз, з якого визначаємо величину  $\psi$ , матиме вигляд:

$$y_1 = R_\phi \cdot \sin(\psi) + \frac{\psi}{2\pi} S_z \cdot \cos(\alpha_1 + \theta) - S_z \cdot \cos(\alpha_1 + \theta) - \left( R_\phi \cdot \cos(\psi) + \frac{\psi}{2\pi} S_z \cdot \sin(\alpha_1 + \theta) - S_z \cdot \sin(\alpha_1 + \theta) - R_\phi \right) \cdot \tan(\lambda) = 0. \quad (7)$$

Рівняння (7) не має розв'язків відносно  $\psi$ , оскільки воно є трансцендентним. Для спрощення розкладаємо величини  $\sin(\psi)$  та  $\cos(\psi)$  в ряд Тейлора, обмежившись двома першими многочленами. Розрахунки показали, що похибка між точним чисельним та спрощеним з двома першими многочленами дорівнює  $0,719 \cdot 10^{-7}$ , а з трьома многочленами –  $0,505 \cdot 10^{-10}$ .

Після відповідних перетворень та спрощень рівняння (7) приймає вигляд:

$$y_1 = a \cdot \psi^3 + b \cdot \psi^2 + c \cdot \psi + d, \quad (8)$$

$$\text{де } a = \frac{R_\phi}{6}, \quad b = \frac{1}{2} \tan(\lambda) R_\phi, \quad c = \frac{1}{2} \frac{\tan(\lambda) \cdot S_z \cdot \cos(\alpha_1 + \theta)}{\pi} - R_\phi - \frac{1}{2} \frac{S_z \cos(\alpha_1 + \theta)}{\pi},$$

$$d = S_z \cos(\alpha_1 + \theta) - S_z \sin(\alpha_1 + \theta) \cdot \tan(\lambda).$$

Розв'язуючи рівняння (8) відносно  $\psi$ , отримуємо:

$$\psi = \frac{\sqrt[3]{e}}{6 \cdot a} + \frac{2(3 \cdot c \cdot a - b^2)}{\sqrt[3]{e}} + \frac{b}{3 \cdot a}, \quad (9)$$

$$e = 36 \cdot c \cdot b \cdot a - 108 \cdot d \cdot a^2 - b^3 8 + 12\sqrt{3} \cdot a \sqrt{4c^3 a - c^2 b^2 - 18c \cdot b \cdot a \cdot d + 27d^2 a^2 + 4b^3 d}.$$

Тоді координати точки  $T$  в системі  $O\sigma\xi\eta$  будуть дорівнювати:

$$\sigma T = x_1 - S_z \sin(\alpha_1 + \theta) - R_\phi, \quad \eta T = y_1 - S_z \cos(\alpha_1 + \theta),$$

звідки випливає, що величина  $\sigma T$  є дійсною величиною подачі, яка припадає на різальний елемент, тобто  $F = \sigma T$ .

Рівняння кола до поворотів на величини  $\gamma$  та  $\lambda$  складає:

$$\frac{\sigma^2}{r^2} + \frac{(\eta - r)^2}{r^2} = 1. \quad (10)$$

Передній кут  $\gamma$  реалізуємо шляхом повороту площини передньої поверхні на кут  $-\gamma$  відносно осі  $\sigma$ , для чого використаємо матрицю кутів повороту:

$$G = \begin{bmatrix} \sigma \\ \cos(\gamma) \cdot \xi - \sin(\gamma) \cdot \eta \\ \sin(\gamma) \cdot \xi + \cos(\gamma) \cdot \eta \end{bmatrix}.$$

В результаті повороту рівняння (10) прийме вигляд:

$$\frac{\sigma^2}{r^2} + \frac{(\eta \cdot \cos(\gamma) + \xi \cdot \sin(\gamma) - r)^2}{r^2} = 1. \quad (11)$$

Аналогічним шляхом повертаючи пластину на кут  $\lambda$ , рівняння (11) матиме вигляд:

$$\frac{(\sigma \cdot \cos(\lambda) + \xi \cdot \sin(\lambda))^2}{r^2} + \frac{(\eta \cdot \cos(\gamma) + (\xi \cdot \cos(\lambda) - \eta \cdot \sin(\lambda)) \cdot \sin(\gamma) - r)^2}{r^2} = 1. \quad (12)$$

Оскільки рівняння кола пластини, яка займає положення від попереднього різку, має поворот на величину  $\psi$  та зміщення на величину  $F$ , то після відповідних перетворень рівняння набуде вигляду:

$$\frac{(\sigma \cdot A + A_1 + \xi \cdot \sin(\lambda))^2}{r^2} + \frac{(\eta \cdot A_4 + \xi \cdot A_2 - A_3)^2}{r^2} = 1, \quad (13)$$

де

$$A = \cos(\psi) \cos(\lambda), \quad A_1 = F \cdot \cos(\psi) \cdot \cos(\lambda) - \eta T \cdot \sin(\lambda), \quad A_2 = \cos(\lambda) \sin(\gamma), \\ A_3 = \eta T \cdot \cos(\lambda) \cdot \sin(\gamma) + r, \quad A_4 = \cos(\gamma) - \sin(\lambda) \sin(\gamma).$$

Рівняння площини ( $\xi = 0$ ), на яку проектуємо обидва кола, отримується шляхом аналогічних поворотів та перетворень і відповідно дорівнює:

$$\xi = \sigma \cdot \tan(\lambda) + \frac{\eta \cdot \tan(\gamma)}{\cos(\lambda)}. \quad (14)$$

Проектуємо рівняння (12) і (13) на дану площину (рис. 2) шляхом заміни в обох рівняннях, змінної  $\xi$  – величиною визначеною рівнянням (14).

$$\left( \sigma \cdot \cos(\lambda) + \left( \sigma \cdot \tan(\lambda) + \frac{\eta \cdot \tan(\gamma)}{\cos(\lambda)} \right) \cdot \sin(\lambda) \right)^2 + (\eta \cdot (\cos(\gamma) - \sin(\lambda) \sin(\gamma)) + \quad (15)$$

$$\left( \sigma \cdot \tan(\lambda) + \frac{\eta \cdot \tan(\gamma)}{\cos(\lambda)} \right) \cdot \cos(\lambda) \cdot \sin(\gamma) - r \Big)^2 = r^2$$

та відповідно для рівняння (13):

$$\begin{aligned} & \left( \sigma \cdot \cos(\psi) \cos(\lambda) + F \cdot \cos(\psi) \cos(\lambda) - \eta T \cdot \sin(\lambda) + \left( \sigma \tan(\lambda) + \frac{\eta \cdot \tan(\gamma)}{\cos(\lambda)} \right) \sin(\lambda) \right)^2 + \\ & + \left( \eta \cdot (\cos(\gamma) - \sin(\lambda) \sin(\gamma)) + \left( \sigma \tan(\lambda) + \frac{\eta \cdot \tan(\gamma)}{\cos(\lambda)} \right) \cos(\lambda) \sin(\gamma) \right) - \\ & - \eta T \cdot \cos(\lambda) \sin(\gamma) - r \Big)^2 = r^2. \end{aligned} \tag{16}$$

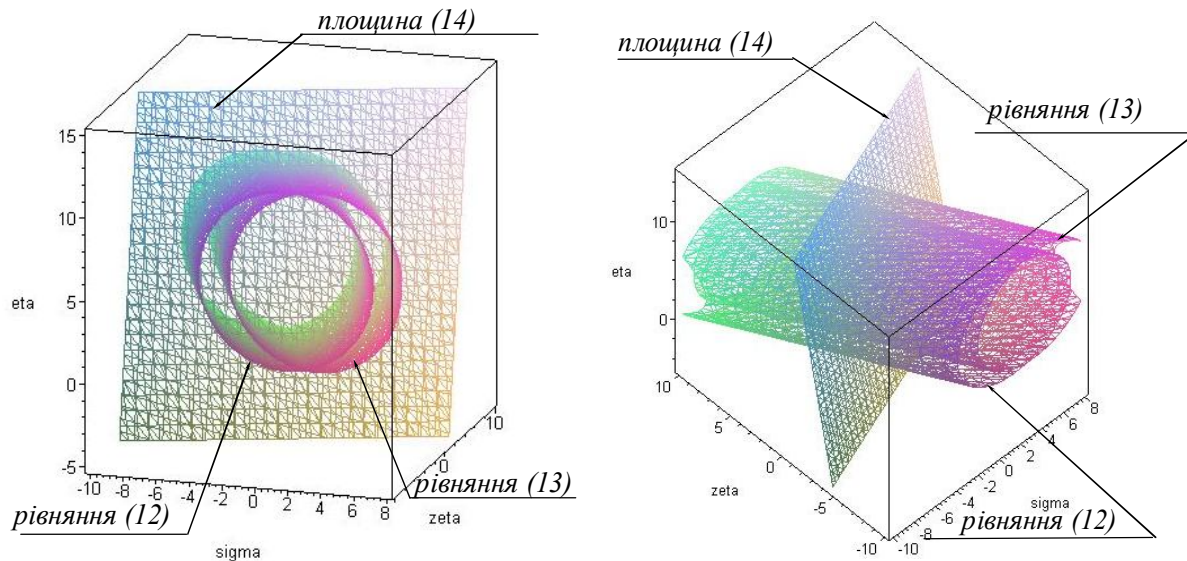


Рис. 2. Взаємне положення різальних пластин та площини проєкції

Розв'язуючи рівняння (15) відносно змінної  $\eta$ , отримуємо рівняння типу  $C_1 := \eta = f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_\phi, B, \varepsilon, \theta, S_z)^*$  та відповідно для (16) матимемо  $C_2 := \eta = f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_\phi, B, \varepsilon, \theta, S_z)^{**}$ , де  $C_1$  та  $C_2$  – рівняння проєкцій кіл (12) і (13) на площину (14).

Внаслідок надання обом колам повороту на кути  $\gamma$  та  $\lambda$  вершина (найнижча точка) змінить своє положення по координаті  $\eta$ , що відповідно змінює глибину різання (рис. 3).

Для знаходження величини  $\eta L$  диференціюємо рівняння  $C_1 := \eta = f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_\phi, B, \varepsilon, \theta, S_z)^*$  за змінною  $\sigma$ :

$$\frac{\partial f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_\phi, B, \varepsilon, \theta, S_z)}{\partial \sigma} = 0, \tag{17}$$

розв'язуємо отримане рівняння (17) відносно  $\sigma$  та, підставляючи отриману величину  $\sigma L = f(r, \gamma, \lambda, R_\phi, B, \varepsilon, \theta, S_z)$  в рівняння  $C_1^*$ , шукану величину матимемо у вигляді залежності:  $\eta L = f(\sigma L, r, \gamma, \lambda, R_\phi, B, \varepsilon, \theta, S_z)$ .

\*,\*\* – рівняння в повному обсязі не наводяться через громіздкість

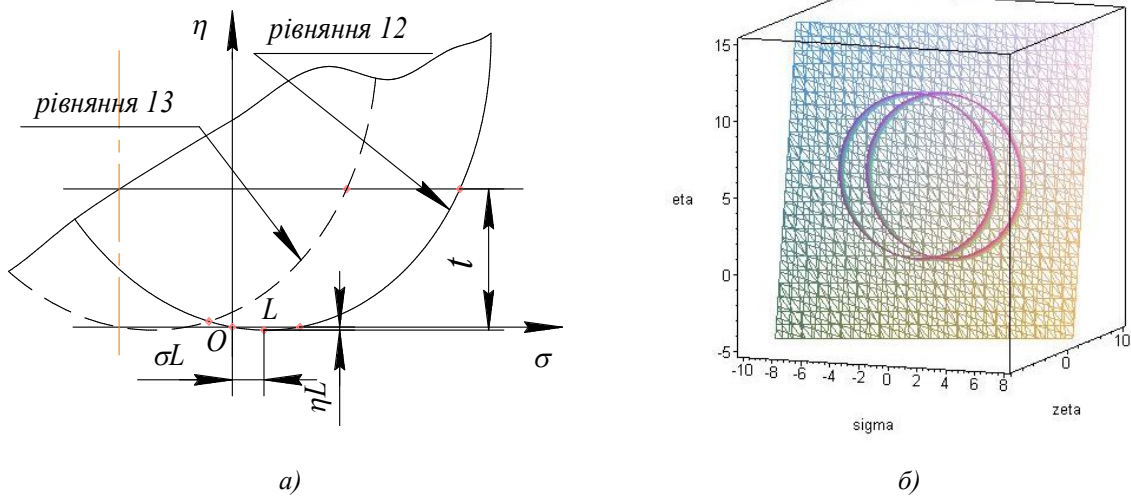


Рис. 3. Схема визначення глибини різання  $t$

Звідси випливає (рис. 3), що дійсна величина глибини різання буде відрізнятися від її першопочаткового заданого значення і дорівнюватиме:

$$t = t + \eta L = t + f(\sigma L, r, \gamma, \lambda, R_{\phi}, B, \varepsilon, \theta, S_z).$$

Оскільки рівняння:  $\eta = t + \eta L$ ,  $C_1 := \eta = f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_{\phi}, B, \varepsilon, \theta, S_z)^*$  та  $C_2 := \eta = f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_{\phi}, B, \varepsilon, \theta, S_z)^{**}$ , які обмежують дійсну область контакту передньої поверхні із заготовкою відомі, то площа такого контакту дорівнюватиме:

$$S = S_a + S_b + S_c + S_d, \tag{18}$$

$$\text{де } S_a = \int_{\sigma T_3}^{\sigma T_4} (t + \eta T - C_1) d\sigma = \int_{\sigma T_3}^{\sigma T_4} (t + \eta T - f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_{\phi}, B, \varepsilon, \theta, S_z)) d\sigma,$$

$$S_b = \int_{\sigma T_2}^{\sigma T_3} (C_2 - C_1) d\sigma, S_c = \int_{\sigma O}^{\sigma T_2} (C_2 - C_1) d\sigma, S_d = \int_{\sigma T_1}^{\sigma O} (C_2 - C_1) d\sigma$$

Координати точки  $T4$  (рис. 4) визначаються з перетину рівняння кола різальної пластини  $C_1 := \eta = f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_{\phi}, B, \varepsilon, \theta, S_z)^*$  з верхньою площиною заготовки  $\eta = t + \eta L$ . Координати точки  $T3$  – як перетин верхньої площини заготовки  $\eta = t + \eta L$  та рівняння  $C_2 := \eta = f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_{\phi}, B, \varepsilon, \theta, S_z)^{**}$ . Координати точок  $T2$  та  $O$  – з перетину кола  $C_1 := \eta = f(\sigma, r, \gamma, \lambda, R_{\phi}, B, \varepsilon, \theta, S_z)^*$  з віссю  $\sigma = 0$ . Значення  $\sigma T_1$  знаходимо з перетину обох проєкцій кіл  $C_1^*$  і  $C_2^*$ .

Результати визначення площі контакту для різних значень геометричних характеристик інструмента, режимів обробки та схем різання при зміні кута різання  $\theta$  в межах контакту представлені на рис. 5.

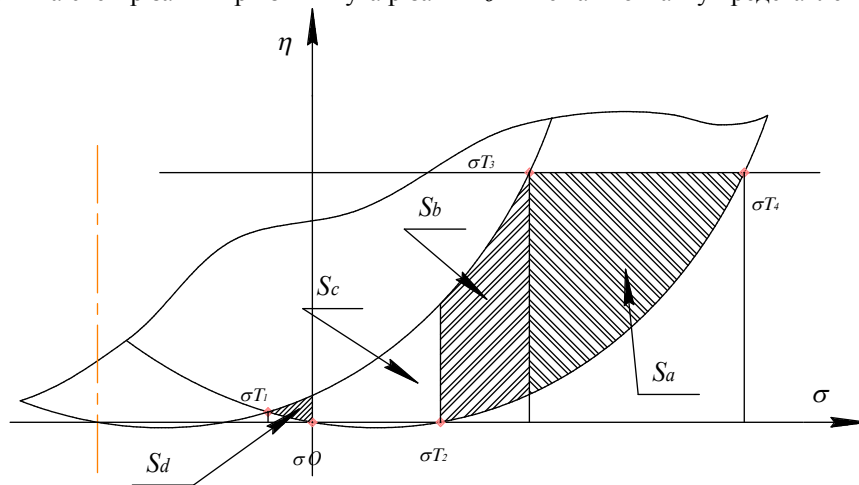


Рис. 4. Схема визначення площі контакту передньої поверхні пластини з матеріалом заготовки

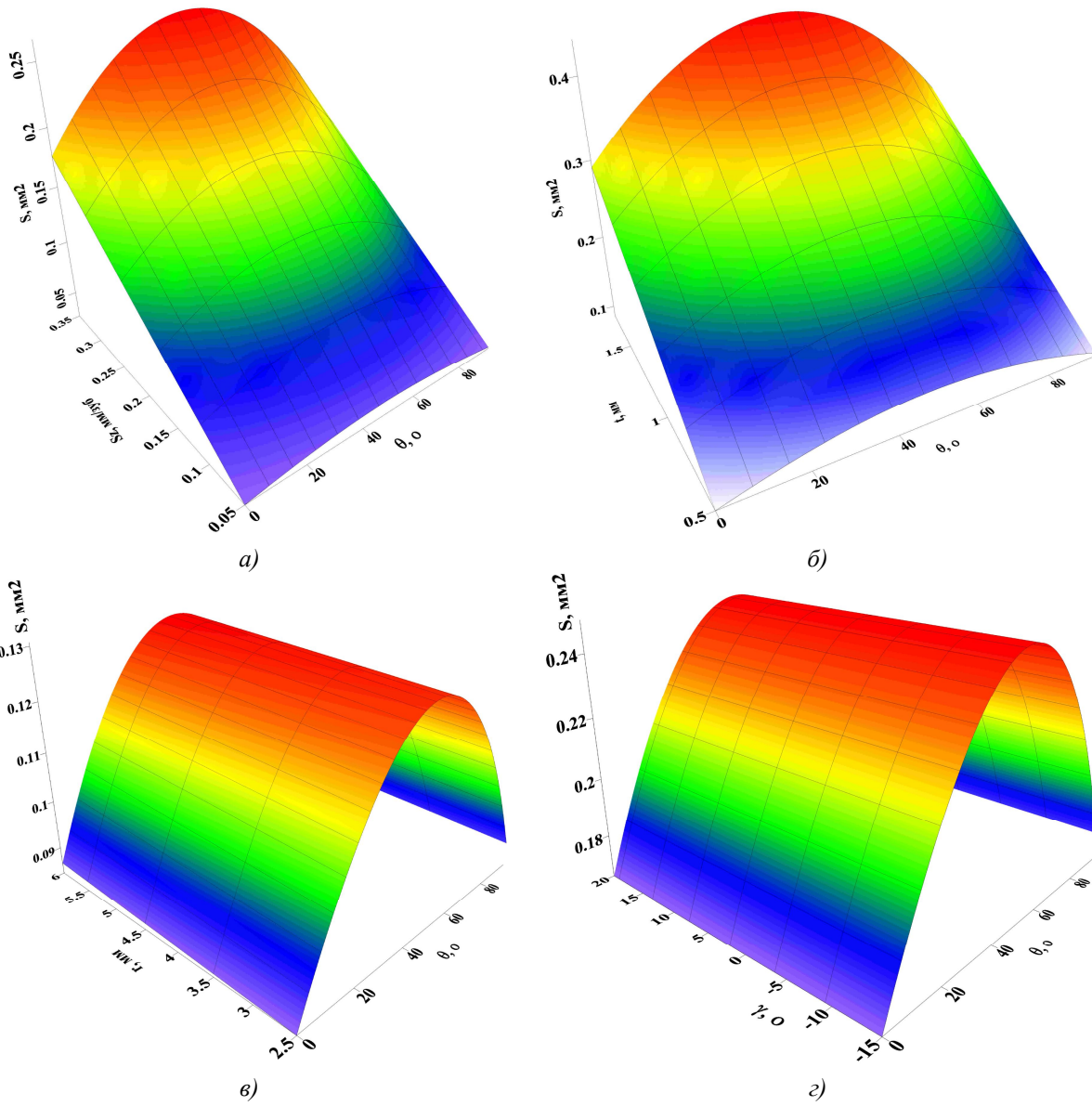
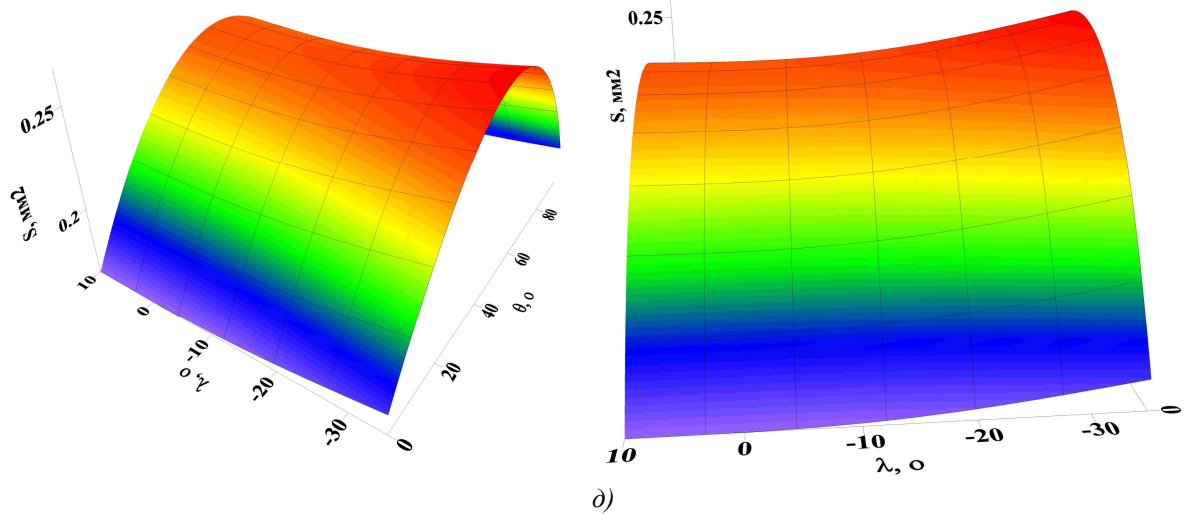
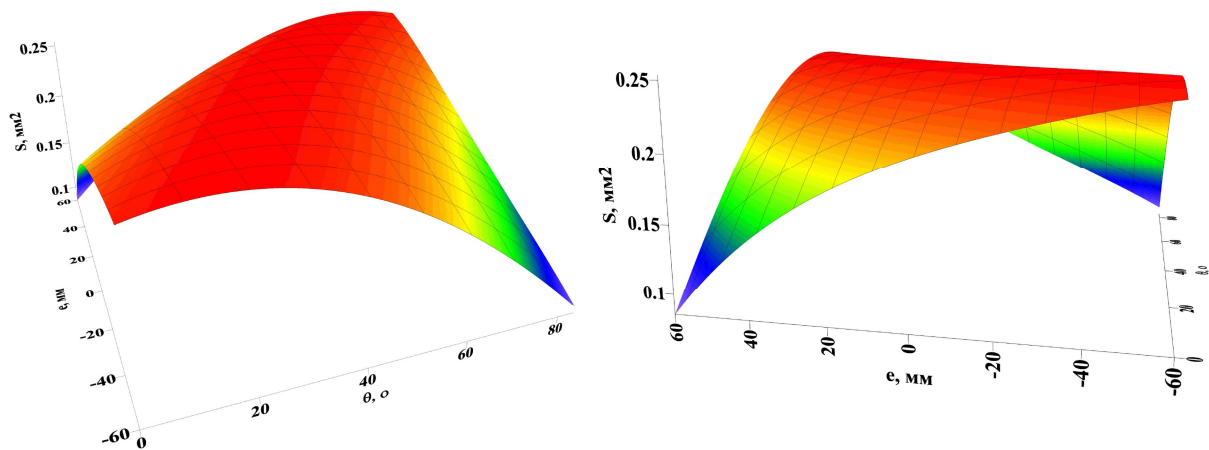


Рис. 5





е)

Рис. 5. Площа контакту передньої поверхні при зміні кута врізання  $\theta$  :

- а) від подачі  $S_z$  ( $r = 3,5$  мм;  $\gamma = 5^\circ$ ;  $\lambda = -15^\circ$ ;  $\varepsilon = 0$  мм;  $t = 0,75$  мм); б) від глибини різання  $t$  ( $r = 3,5$  мм;  $\gamma = 5^\circ$ ;  $\lambda = -15^\circ$ ;  $\varepsilon = 0$  мм;  $S_z = 0,25$  мм/зуб); в) від радіуса при вершині  $r$  ( $t = 0,5$  мм;  $\gamma = 5^\circ$ ;  $\lambda = -15^\circ$ ;  $\varepsilon = 0$  мм;  $S_z = 0,25$  мм/зуб); г) від переднього кута  $\gamma$  ( $r = 3,5$  мм;  $\lambda = 0^\circ$ ;  $\varepsilon = 0$  мм;  $S_z = 0,25$  мм/зуб;  $t = 1$  мм); д) від кута нахилу головної різальної кромки  $\lambda$  ( $t = 1$  мм;  $\gamma = 5^\circ$ ;  $\varepsilon = 0$  мм;  $S_z = 0,25$  мм/зуб;  $r = 3,5$  мм);
- е) від ексцентриситету  $\varepsilon$  ( $t = 1$  мм;  $\gamma = 5^\circ$ ;  $\lambda = -15^\circ$ ;  $S_z = 0,25$  мм/зуб;  $r = 3,5$  мм)  
(при  $D = 280$  мм,  $B = 200$  мм)

**Висновок.** Для параметрів, які були вихідними змінними для даної моделі, – подача на зуб  $S_z$  та глибина різання  $t$ , встановлено лінійний прямо-пропорційний вплив даних величин на зміну площі контакту в межах зміни інших параметрів процесу обробки. Так, зокрема зміна подачі  $S_z = 0,05 \dots 0,35$  мм/зуб викликає відповідне пропорційне збільшення площі  $\approx$  у 7 разів (рис. 5, а), а зміна глибини різання  $t = 0,5 \dots 1,75$  мм викликає збільшення площі контакту  $\approx$  в 3,5 рази (рис. 5, б). Аналіз результатів аналітичних розрахунків показав, що найменший вплив на площу контакту має передній кут  $\gamma$ , зміна якого в діапазоні  $-15 \dots 20^\circ$  викликає збільшення площі лише на 0,019 % (рис. 5, г), що збігається з результатами дослідження [4]. Оскільки при зменшенні значення переднього кута спостерігається збільшення величини складових сили різання, а відповідна зміна площі контакту не спостерігається, то в області значних від’ємних значень переднього кута виникають інтенсивні напруження, що по можливості потрібно уникати. Вплив радіуса різальної кромки  $r$  на площу контакту носить незначний лінійний характер, зокрема в досліджуваній області (рис. 5, в) збільшення радіуса в 2,4 рази викликало відповідне збільшення площі на 2,8 %. Зміна площі контакту передньої поверхні з матеріалом заготовки від величини кута нахилу головної різальної кромки  $\lambda$  (рис. 5, д) носить нелінійний характер. Встановлено, що в області додатніх значень кута  $\lambda$  площа контакту змінюється незначним чином – спостерігається збільшення в 1,01...1,03 рази, а в області від’ємних значень  $\lambda$ , в 1,08...1,12 рази. Вплив ексцентриситету  $\varepsilon$  носить різко нелінійний характер, що обумовлено зміною дійсного значення подачі на зуб  $S_z' = S_z \cdot \cos\left(90 - \alpha_1 + \arccos\left(\frac{B - 2 \cdot \varepsilon}{D}\right)\right)$ , тобто при  $\varepsilon = (D - B)/2$  спостерігається контакт різального елемента із заготовкою з нульовою товщиною зрізу, а при  $\varepsilon = (B - D)/2$  максимальна товщина зрізу дорівнюватиме  $S_z$ .

Встановлені залежності дозволяють проводити оцінку міцності інструмента при безвершинному косокутному торцевому фрезеруванні. Також встановлено значний нелінійний вплив кута нахилу головної різальної кромки  $\lambda$  на площу контакту інструмента із заготовкою.

Оскільки в формулу (1) величина  $S$  входить як теоретична площа контакту, яка визначається лише геометричними та кінематичними параметрами різання і при відсутності деформацій зрізуваного шару, то необхідно вносити корегування на основі експериментальних даних [1, 9]. Попередні розрахунки показали, що при обробці чавуну СЧ20 дійсне значення площі контакту буде в 1,64...1,91 рази більше, ніж її теоретичне значення.

## ЛІТЕРАТУРА:

1. *Захаренко П.В., Волкогон В.М., Бочко А.В. и др.* Технологические особенности механической обработки инструментом из поликристаллических сверхтвердых материалов / Отв. ред. Г.Г. Карюк // АН УССР Институт проблем материаловедения им. И.Н. Францевича. – Киев: Наук. думка, 1991. – 288 с.
2. *Коротченко В.Л.* Физические закономерности и повышение эффективности процесса резания железоуглеродистых сплавов торцовыми фрезами из гексанита-Р: Автореф. дис. ... к.т.н. – Киев, 1987. – 17 с.
3. *Каменкович А.С., Деречин Л.Г.* Исследование процесса фрезерования закаленной стали и чугуна торцовыми фрезами из Эльбора–  
Р // Станки и инструмент. – 1976. – № 12. – С. 27–29.
4. *Этин А.О.* Влияние условий врезания торцевой фрезы на ее стойкость. Динамика процесса резания металлов. – М., 1953. – С. 50–70.
5. *Боровский Г.В., Якушева О.Б., Жамолетдинов А.А.* Высокоскоростное фрезерование серого чугуна // Станки и инструмент. – 1993. – № 2. – С. 29–31.
6. George Schneider. Cutting tool applications. [http://www.manufacturingcenter.com/online\\_book/2006](http://www.manufacturingcenter.com/online_book/2006). – 317 с.
7. *Мальшико И.В.* Применение инструментов из сверхтвердых материалов в автомобильном производстве // Станки и инструмент. – 1984. – № 11. – С. 22–24.
8. *Яцерицын П.И., Еременко М.Л., Фельдштейн Е.Э.* Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: Учеб. для вузов. – Мн.: Выш. шк., 1990. – 512 с.
9. *Бобров В.Ф.* Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.

БУШЛЯ Володимир Миколайович – асистент кафедри технології машинобудування та конструювання технічних систем Житомирського державного технологічного університету.

Наукові інтереси:

- обробка металів різанням;
- стандартизація в машинобудуванні, точність обробки.

Подано 06.08.2007