

Jinpeng He<sup>1</sup>, Xiang Cheng<sup>1,\*</sup>, Junfeng Zhang<sup>2</sup>,  
Chuanzhi Luo<sup>3</sup>, Guangming Zheng<sup>1</sup>, Yang Li<sup>1</sup>,  
Mingze Tang<sup>1</sup>

<sup>1</sup>School of Mechanical Engineering,

Shandong University of Technology, Zibo, P.R. China

<sup>2</sup>Shandong Yishui Machine Tool Co., Ltd., Linyi, P.R. China

<sup>3</sup>Histrong Ceramics Co., Ltd., Zibo, P.R. China

\*chengxsdut@163.com

## Гвинтове фрезерування невеликих отворів у повністю спеченій цирконієвій кераміці інструментами з PCD

*Повністю спечена цирконієва кераміка ( $ZrO_2$ ) є типовим важкооброблюваним матеріалом, і виготовлення невеликих отворів у цьому матеріалі з високою точністю залишається складним завданням. Для дослідження цієї проблеми було використано інструменти з PCD в процесі гвинтового фрезерування. Було створено скінченно-елементну модель і проведено моделювання різання зі змінною товщиною для виявлення впливу осьової глибини різання на силу різання і якість поверхні. Попередньо було визначено діапазон параметрів фрезерування для однофакторних експериментів. За сили фрезерування  $F$  як оціночного показника проведено однофакторні експерименти косозубого фрезерування малих отворів з використанням інструмента з PCD для визначення діапазону параметрів фрезерування (частоти обертання шпинделя  $n$ , подачі на зуб  $f_z$  і осьової глибини різання  $a_p$ ) для ортогональних експериментів. Проведено ортогональні експерименти, де шорсткість поверхні внутрішнього отвору  $R_a$  і ширину тріщини на вході в отвір  $\Delta_w$  приймали за оціночні показники ефективності обробки. За оціночні показники зносу фрези з PCD приймали ширину смуги зносу передньої поверхні  $V_A$  і ширину смуги зносу бічної поверхні  $V_B$ . За допомогою нелінійного регресійного аналізу та аналізу діапазону побудовано нелінійні моделі і отримано закономірності впливу параметрів фрезерування на оціночні показники  $R_a$ ,  $\Delta_w$ ,  $V_A$  та  $V_B$ . Проаналізовано оптимальну комбінацію параметрів, отриману в результаті аналізу, для експериментів з оптимізації малих отворів, що дозволило отримати кращі значення  $R_a$ , вузьчі  $\Delta_w$  і довший термін служби інструмента. Отримані результати можуть бути технічними рекомендаціями для фрезерування малих отворів у повністю спеченій цирконієвій кераміці інструментами з PCD.*

**Ключові слова:** гвинтове фрезерування, кераміка, малі отвори, шорсткість поверхні, ширина тріщини, знос інструмента.

### ВСТУП

Повністю спечена цирконієва кераміка ( $ZrO_2$ ) це є важкооброблюваний твердий і крихкий матеріал, який широко використовують в національній обороні, аерокосмічній промисловості, біомедицині та виробництві електронних пристроїв завдяки своїй високій міцності, стійкості до корозії, зносостійкості, хорошій в'язкості руйнування, термостійкості та хіміч-

ній стійкості [1–5]. З розвитком інформаційної ери 5G попит на керамічні задні панелі для смартфонів та інтелектуальних керамічних виробів, які можна носити із собою, зростає через слабкий ефект екранування сигналу  $ZrO_2$  [6, 7]. Отже, у процесі виробництва на компонентах із  $ZrO_2$  необхідно виконати невеликі отвори для підключення проводів чи інших компонентів. Оскільки цей матеріал є твердим і крихким і його важко обробляти, для обробки зазвичай використовують шліфування. Однак для обробки малих отворів переваги шліфування незначні, тому використання різальних інструментів із PCD для гвинтового фрезерування малих отворів стало перспективним методом. Це пояснюється тим, що фрези з PCD демонструють чудову твердість, теплопровідність і стабільність різання під час обробки повністю спеченої цирконієвої кераміки. Вони забезпечують високу швидкість різання та мають довший термін служби, тому є ефективним та надійним різальним інструментом для обробки цирконієвої кераміки. Але, якщо для виготовлення отворів застосовано невідповідні параметри процесу, у оброблених невеликих отворах може виникнути велика кількість крихких тріщин або розломів, інструмент швидко виходить з ладу та зношується, що призводить до поломки. Особливо, коли глухі отвори виготовляють в напівзакритій зоні, надмірна температура різання призведе до серйозного зносу інструмента та перепалу матеріалу [8, 9]. У порівнянні з традиційними процесами свердління, фрезерування з ексцентричним похилим входом гвинтового фрезерування може зменшити осьову силу удару інструмента, захищаючи інструмент і одночасно покращуючи якість виготовлення отворів [10, 11]. Отже, під час фрезерування невеликих отворів у  $ZrO_2$  критичним стає те, як отримати високоякісний вхідний отвір і якість внутрішньої поверхні отвору, з одночасним підвищенням ефективності виготовлення отворів і терміну служби інструмента.

З метою мікрофрезерування  $ZrO_2$ ,  $AlN$  та ін. [12] провели експерименти з мікрофрезерування  $ZrO_2$  з використанням різців із покриттям із PCD та проаналізували характеристики сили фрезерування. Досліджено вплив параметрів фрезерування та зносу інструментів на силу фрезерування. Cheng та ін. [13] створили теоретичну модель для визначення умов обробки максимальної товщини недеформованої стружки ( $h_{max}$ ) крихких матеріалів на основі принципу індентування таких матеріалів. Результати показали, що  $h_{max}$  можна використовувати як уніфікований критеріальний параметр, а інші ключові параметри процесу можна визначити за допомогою  $h_{max}$ . Denkena та ін. [14] проаналізували взаємозв'язки між швидкістю подачі, силою різання та діаметром отвору під час гвинтового фрезерування композиційних матеріалів за допомогою однофакторного експерименту. Ito та ін. [15] провели експерименти з надвисокошвидкісного мікрофрезерування  $ZrO_2$  за швидкостей різання понад 500 м/хв і осьовій глибині різання менше 1 мкм, зі створенням високої температури в точці різання та зниженням твердості матеріалу заготовки, що тим самим покращувало оброблюваність. Seokjae та ін. [16] досліджували ефективність обробки 3 % (мол.) оксиду ітрію, стабілізованого цирконієвою керамікою (3Y-TZP), з використанням методу фрезерування торцевого фрезерування. Оптимізація параметрів фрезерування привела як до підвищення ефективності обробки, так і до зменшення сил різання та слідів від інструмента. Romanus та ін. [17] провели однофакторний експеримент на  $ZrO_2$  з використанням фрези з PCD-покриттям у порівнянні з фрезою з CBN, результати якого показали, що фреза з PCD-покриттям має вищу продуктивність обробки та довговічність. Ferraris та ін. [18] провели експерименти з прецизійного точіння  $ZrO_2$  інструментом із PCD, досліджуючи вплив швидкості різання,

осьової глибини різання та подачі на якість поверхні заготовки та знос інструмента. Результати показали, що шорсткість поверхні  $Ra$  легко досягала рівня нижче 0,6 мкм, а оброблена поверхня показала змішаний механізм видалення пластично-крихких доменів. Ху та ін. [19] досліджували характеристики твердого фрезерування  $ZrO_2$  з використанням інструментів із PCD. Результати показали, що збільшення подачі на зуб збільшує силу фрезерування та температуру фрезерування, тоді як збільшення швидкості різання підвищує температуру фрезерування та зменшує силу різання. Deng та ін. [20] запропонували більш ефективний надточний метод алмазного летючого різання для обробки твердих і крихких матеріалів без пошкоджень. Для дослідження впливу геометрії інструмента і параметрів різання на глибину переходу крихкість–пластичність, характеристики сили різання і морфологію стружки було розроблено імітаційну модель  $ZrO_2$  на основі внутрішньої моделі JH-2. Результати показали, що інструменти з більшим від’ємним переднім кутом сприяють гідростатичному тиску і забезпечують більшу глибину крихко-пластичного переходу.

Обробка малих отворів на складних для обробки твердих і крихких матеріалах є актуальною темою досліджень. Однак використання інструментів із PCD для гвинтового фрезерування  $ZrO_2$  з метою покращення якості обробки та довговічності інструмента все ще знаходиться в зародковому стані. Отже, у цьому дослідженні використовували як моделювання методом скінченних елементів (FEM), так і експерименти з гвинтового фрезерування для вивчення виготовлення малих отворів. Проаналізовано вплив ключових параметрів фрезерування  $n$ ,  $f_z$ ,  $a_p$  на оцінчні показники  $Ra$ ,  $\Delta_w$ ,  $V_A$  та  $V_B$ . Оптимізовано та оцінено параметри фрезерування.

### ПІДГОТОВКА ЕКСПЕРИМЕНТУ

Було використано мікрофрезерний центр Carver PMS23\_A8 з максимальною швидкістю обертання шпинделя 36000 об/хв. Динамометр Kistler 9257B використовували для реєстрації сил фрезерування в трьох напрямках під час процесу. Експериментальна установка зображена на рис. 1. Використовували торцеву фрезу з PCD з однією кромкою виробництва Taizhou Chuanyou Tools Co., Ltd. з конкретними параметрами, зазначеними в табл. 1. Заготовка є повністю спеченою цирконієвою керамікою (виробництва компанії Zibo Histrong

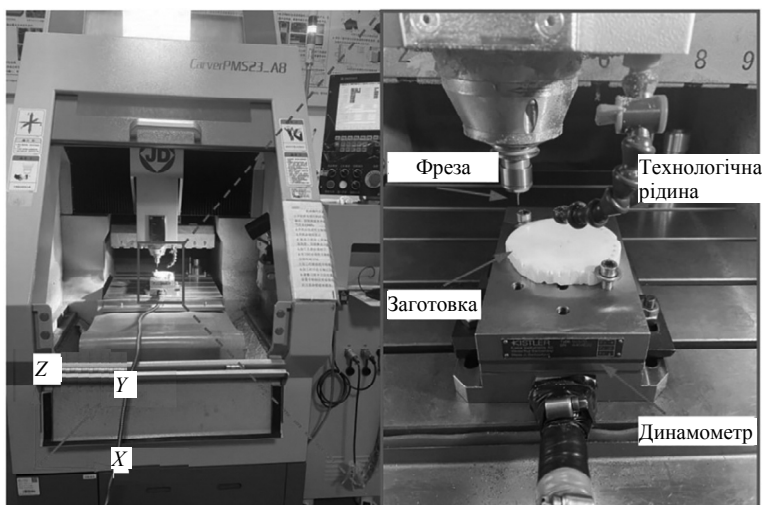


Рис. 1. Установка для експерименту з фрезерування.

Ceramics Co., Ltd.), діаметром 85 мм і висотою 11 мм. Властивості матеріалу для цієї кераміки наведено в табл. 2. Після експерименту цифровий мікроскоп надглибокого поля (DSX1000) і скануючий електронний мікроскоп (Quanta250) використовували для спостереження за шириною тріщини на вході в отвір, морфологією внутрішньої поверхні отвору та морфологією зносу інструмента. Шорсткість поверхні внутрішнього отвору вимірювали за допомогою оптичного профілометра. Перед спостереженням за мікроскопічною морфологією поверхні отвору її очищали і висушували за допомогою ультразвукового очищувача PL-S40, щоб уникнути попадання стружки в процесі спостереження. Силу фрезерування, ширину тріщини на вході в отвір, шорсткість поверхні внутрішнього отвору, ширину передньої та бічної зони зносу нижньої кромки фрези PCD вимірювали шість разів, а дані, отримані в результаті експериментів, усереднювали для забезпечення точності (рис. 2 і 3).

**Таблиця 1. Параметри фрези**

Радіус інструмента, мм	Довжина кромки, мм	Загальна довжина, мм	Номер кромки	Кут, град	
				передній	бічний
1,5	4	50	1	10	8
Радіус різальної кромки, мкм	Твердість за Віккерсом, кг/мм <sup>2</sup>	Міцність на стиск, ГПа	Модуль пружності, ГПа	Теплопровідність, Вт/(м·К)	Коефіцієнт теплового розширення, К <sup>-1</sup>
12	9000	220	1100	2150	1,2 · 10 <sup>-6</sup>

**Таблиця 2. Властивості матеріалу**

Коефіцієнт теплового розширення, К <sup>-1</sup>	Коефіцієнт Пуассона	Густина, г/см <sup>3</sup>	Модуль пружності, ГПа
8,5 · 10 <sup>-6</sup>	0,3	5,98	285
В'язкість руйнування, МПа·м <sup>1/2</sup>	Міцність на вигин, МПа	Твердість за Віккерсом, кг/мм <sup>2</sup>	Міцність на розрив, МПа
8,62	1250	1370	241

### МОДЕЛЮВАННЯ МЕТОДОМ СКІНЧЕННИХ ЕЛЕМЕНТІВ

Конститивні моделі Друкера–Прагера (DP), Джонсона–Холмквіста (JH) і Джонсона–Холмквіста (JH-2) є широко використовуваними конститивними моделями в області чисельного моделювання для твердих і крихких матеріалів. Модель DP має високу точність моделювання в діапазоні пластичного різання, але має велику похибку, коли домінує крихке руйнування [21]. Модель JH була вперше запропонована Джонсоном і Холмквістом у 1993 році, але вона має значні обмеження у застосуванні через нехтування накопиченням пошкоджень і руйнуванням матеріалу. Вдосконалена модель JH-2 враховує безперервну деградацію міцності матеріалів під час динамічного навантаження і використовує стандартний коефіцієнт регуляризації міцності *HEL*. За її допомогою можна легко моделювати напружено-деформований стан під час видалення матеріалу і спостерігати механізми реакції руйнування та видалення матеріалів під різними навантаженнями [22]. Отже, було створено конститутивну модель JH-2 для ZrO<sub>2</sub> та інтегровано в програмне забезпечення Abaqus. Конкретні параметри наведено в табл. 3. Під час моделювання обробки ZrO<sub>2</sub> залежність напруження–деформація стає нелінійною через

утворення великої кількості пошкоджень всередині матеріалу, спричинених ударом інструмента. Це можна представити за допомогою моделей міцності, пошкодження та тиску конститутивної моделі JH-2.

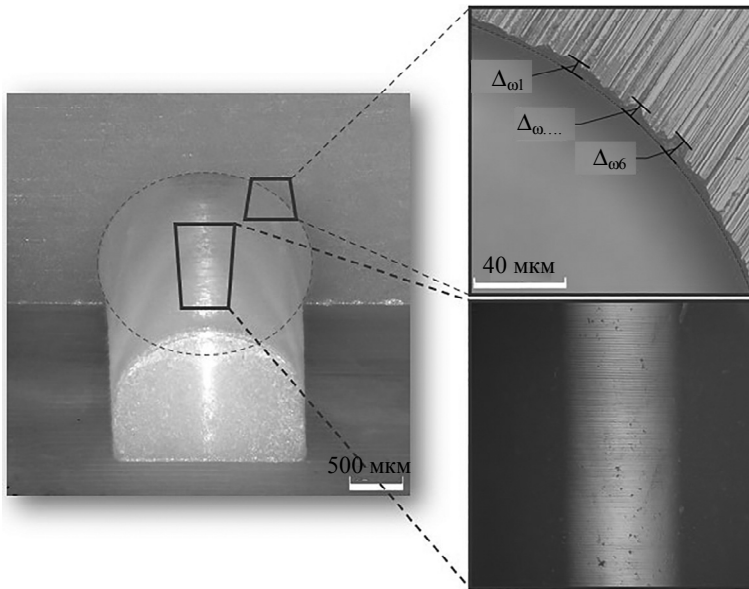


Рис. 2. Вхідний отвір і морфологія поверхні.

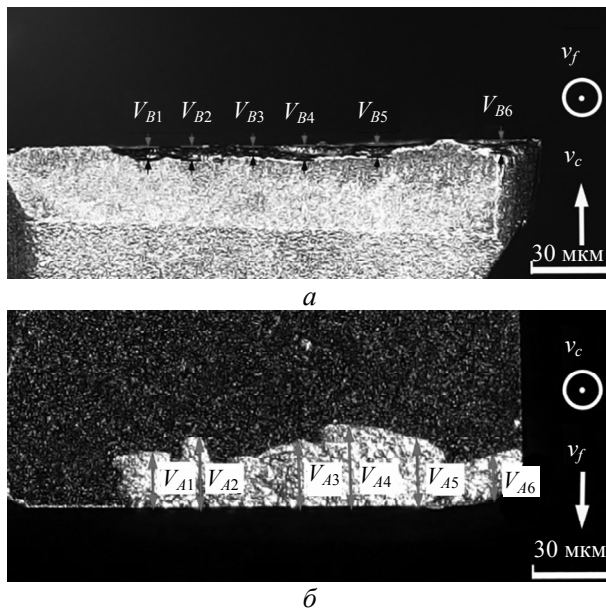


Рис. 3. Морфологія зносу нижньої різальної кромки: морфологія зносу передньої (а) і бічної (б) поверхні.

### Модель міцності

Модель міцності JH-2 представляє еквівалентне напруження матеріалу як степеневу функцію гідростатичного тиску і пов'язана зі швидкістю деформа-

ції та коефіцієнтом пошкодження  $D$ . Нормована модель міцності визначена у формулі

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*), \quad (1)$$

де  $\sigma^*$  – еквівалентне напруження поточного матеріалу;  $\sigma_i^*$  – еквівалентне напруження всього матеріалу;  $\sigma_f^*$  – еквівалентне напруження повністю пошкодженого матеріалу.

**Таблиця 3. Параметри  $ZrO_2$  моделі JH-2 [20]**

Параметр	Значення
Густина, кг/м <sup>3</sup>	5850
Модуль зсуву, ГПа	95,31
Міцність на розрив, ГПа	0,2
Коефіцієнт Пуассона	0,22
$A$	0,93
$B$	0,31
$C$	0
$M$	0,6
$H$	0,6
$HEL$ , ГПа	2,79
$p_{HEL}$ , ГПа	1,46
$D_1$	0,005
$D_2$	1
$K_1$ , ГПа	130,95
$K_2$ , ГПа	0
$K_3$ , ГПа	0

Коли матеріал не пошкоджений,  $D = 0$ . Нормоване еквівалентне напруження показано у формулі:

$$\sigma_i^* = A[(p/p_{HEL}) + (T/p_{HEL})]^N [1 + C \ln(\varepsilon/\varepsilon_0)], \quad (2)$$

де  $A$ ,  $C$  і  $N$  – постійні матеріалу без пошкоджень;  $T$  – максимальний гідростатичний тиск;  $p$  – гідростатичний тиск;  $\varepsilon$  – справжня швидкість деформації;  $\varepsilon_0$  – еталонна швидкість деформації;  $p_{HEL}$  – складова тиску матеріалу на межі пружності Гюгонію.

Коли матеріал повністю пошкоджений,  $D = 1$ . Нормоване еквівалентне напруження показано у формулі:

$$\sigma_f^* = B(p/p_{HEL})^M [1 + C \ln(\varepsilon/\varepsilon_0)], \quad (3)$$

де  $B$  і  $M$  – константи матеріалу при повному пошкодженні.

#### Модель пошкодження

Модель пошкодження JH-2 представлена формулою

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{D_1(p/p_{HEL} + T/p_{HEL})}, \quad (4)$$

де  $D$  – змінна пошкодження;  $\Delta\epsilon_p$  – інтеграл ефективної пластичної деформації одного циклу;  $D_1$  – константа пошкодження матеріалу.

### Модель тиску

В разі безперервної деформації матеріалу об'ємна деформація та відповідний тиск розраховують за рівнянням

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1, \quad (5)$$

рівняння стану матеріалу представлено виразами

$$p = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3; \quad (6)$$

$$p = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 + \Delta p, \quad (7)$$

де  $K_1$  – об'ємний модуль;  $K_2$  і  $K_3$  – коефіцієнти об'ємної деформації матеріалу, які, як правило, постійні;  $\mu$  – об'ємна деформація;  $\rho$  – поточна густина матеріалу;  $\rho_0$  – початкова густина матеріалу.

Межа пружності Гюгоніо  $\sigma_{HEL}$  може бути розкладена на тензор гідростатичного тиску  $p_{HEL}$  і девіаторного тензор напруження  $S_{HEL}$ , як показано в рівнянні

$$\sigma_{HEL} = p_{HEL} + \frac{2}{3}S_{HEL}. \quad (8)$$

Згідно зі швидкістю деформації за законом Гука існують девіаторний тензор напруження  $S$  і об'ємна деформація  $\mu$  як показано в рівнянні

$$S = 2G \frac{\mu}{1 + \mu}, \quad (9)$$

де  $G$  – модуль пружності на зсув матеріалу.

Мікропошкодження поступово накопичуються в твердих і крихких матеріалах під час обробки, що призводить до розширення матеріалу та можливого утворення тріщин. Це призводить до збільшення тиску в пошкодженій області через обмеження, що накладаються навколишнім матеріалом. У непошкодженому матеріалі тиск залишається рівним нулю. Приріст тиску  $\Delta p_{n+1}$  у наступний момент після розширення визначається рівнянням

$$\Delta p_{n+1} = K_1\mu + \sqrt{(K_1\mu + \Delta p)^2 + 2\beta K_1\Delta U}, \quad (10)$$

де  $\Delta U$  – приріст внутрішньої енергії;  $\beta$  – коефіцієнт перетворення енергії. Додатковий тиск залежить від загальних втрат енергії, перетвореної у внутрішню енергію, а параметр  $\beta$  зазвичай має значення 1.

За допомогою програмного забезпечення скінченних елементів Abaqus для моделювання змінної товщини різання  $ZrO_2$  у двовимірній площині було змодельовано РСД-інструмент з радіусом різальної кромки 12 мкм. Для досягнення змінної товщини різання на обробній поверхні змодельованої заготовки вводиться певний кут, що приводить до зміни товщини різання від нуля до максимального значення. Під час моделювання інструмент починає контактувати із заготовкою ззовні в напрямку точки  $t_0$ . Максимальна товщина різання становить 20 мкм ( $d = 20$  мкм) і довжина різання – 20 мм ( $L = 20$  мм), як показано на рис. 4.

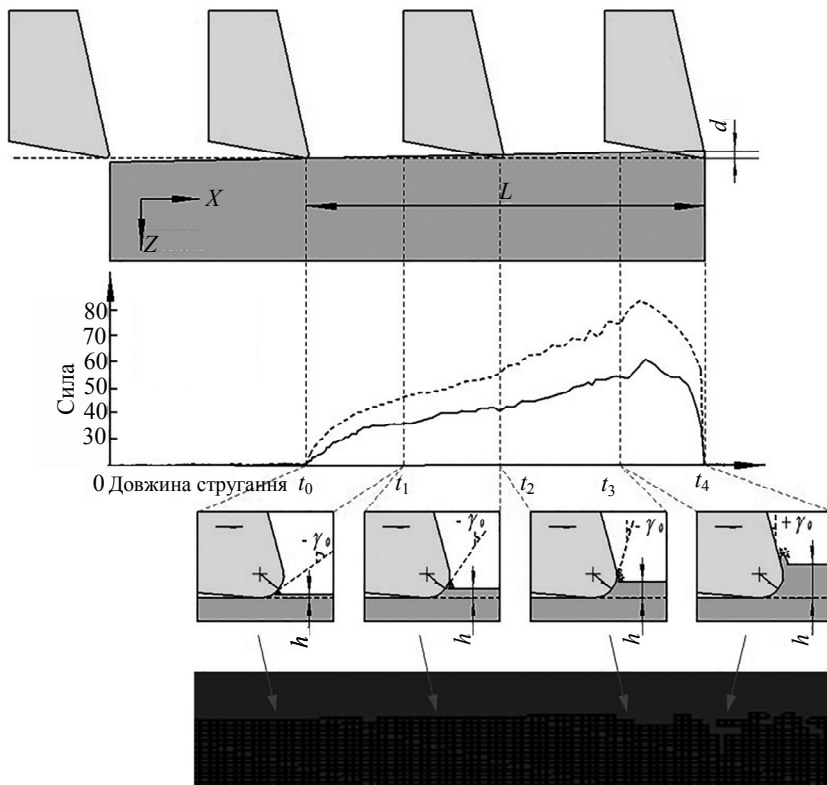


Рис. 4. Результати моделювання формування змінної товщини  $ZrO_2$ : X-осьовий сигнал (—), Z-осьовий сигнал (- - -).

На рис. 4 видно, що сила різання в напрямках  $X$  і  $Z$  приблизно лінійно зростає на початковій стадії, а потім різко зменшується, коли товщина різання безперервно збільшується, і викликає розтріскування матеріалу. Коливання сили різання можна умовно розділити на чотири ділянки. У першій ділянці (від  $t_0$  до  $t_1$ ) товщина різання збільшується від 0 до 3 мкм, що набагато менше радіуса різальної кромки 12 мкм, а передній кут  $\gamma_0$  збільшується від  $-90^\circ$  до  $-50^\circ$ , що свідчить про від'ємний передній кут. Очевидною є тенденція до збільшення сили різання, і матеріал видаляється в пластичній області без слідів руйнування на отворі. У другій ділянці ( $t_1-t_2$ ) товщина різання збільшується від 3 до 8 мкм, що менше, ніж радіус різальної кромки 12 мкм, а передній кут  $\gamma_0$  збільшується з  $-50^\circ$  до  $-38^\circ$ . Тенденція збільшення сили різання є відносно плавною, і матеріал в основному видаляється в пластичній області з невеликою частиною в крихкій області, створюючи кілька слідів руйнування на отворі. На третій ділянці ( $t_2-t_3$ ) товщина різання збільшується з 8 до 12 мкм, близько до радіуса різальної кромки 12 мкм, а передній кут  $\gamma_0$  збільшується з  $-38^\circ$  до  $-15^\circ$ . Приріст сили різання очевидний, а діапазон коливань більший, ніж на другому етапі. Матеріал видаляється переважно в крихкій області з деякою кількістю пластичної області і створює значну кількість слідів руйнування на отворі. На четвертій ділянці ( $t_3-t_4$ ) товщина різання збільшується з 12 до 20 мкм, що перевищує радіус різальної кромки 12 мкм, а передній кут  $\gamma_0$  збільшується від 0 до  $12^\circ$  і показує позитивний передній кут. Сила різання на цій ділянці сильно коливається, і коли товщина різання досягає 18 мкм, сили різання в напрямках  $Z$  і  $X$  досягають найвищих значень 85 і 62 Н відповідно. Матеріал видаляється в крихкій області, і на отворі появля-



ються серйозні тріщини. Моделювання показало, що мікрорізання з товщиною різання, меншою за радіус різальної кромки, сприяє покращенню якості поверхні крихких твердих матеріалів. Це пояснюється тим, що коли радіус менший за радіус різальної кромки, створюється від'ємний передній кут. Цей кут сприяє гальмуванню утворення тріщин у твердих і крихких матеріалах.

З використанням сили різання та зміни слідів руйнування на обробленій поверхні, які спостерігаюли під час моделювання, можна передбачити режим видалення матеріалу під час фактичного процесу різання. У результаті для подальших експериментів вибирають перший або другий етап осьової глибини різання, щоб досягти видалення матеріалу пластичного матеріалу та відносно стабільних сил різання. Однак фактична ефективність обробки на першому етапі осьової глибини різання занадто низька, щоб задовольнити виробничі потреби. Тому наступний однофакторний експеримент було зосереджено на другому етапі осьової глибини різання ( $a_p = 3\text{--}8\text{ мкм}$ ).

## ОДНОФАКТОРНИЙ ЕКСПЕРИМЕНТ

### План експерименту

На основі експериментальних параметрів, отриманих за допомогою скінченно-елементного моделювання в Abaqus, проведено однофакторний експеримент з гвинтового фрезерування малих отворів у  $ZrO_2$  за допомогою різальних інструментів з PCD. Ключовими параметрами фрезерування є швидкість обертання шпинделя  $n$ , осьова глибина різання  $a_p$  і подача на зуб  $f_z$ . В якості оціночного показника використовували силу фрезерування  $F$ , яка є середнім значенням сил на осях  $X (F_x)$ ,  $Y (F_y)$  і  $Z (F_z)$ , як показано в рівнянні

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2}. \quad (11)$$

Порівняно з традиційним свердлінням, гвинтове фрезерування має перевагу у зменшенні осьової сили різання та покращенні якості обробки [23]. Процес гвинтового фрезерування проілюстровано на рис. 5, а конкретні параметри для однофакторного експерименту наведено в табл. 4. Три експерименти виконано на одній і тій же заготовці для виготовлення глухого отвору діаметром 2 мм і глибиною 3 мм. Під час процесу обробки застосовували мастильно-охолоджувальну рідину для зменшення температури різання та видалення стружки.

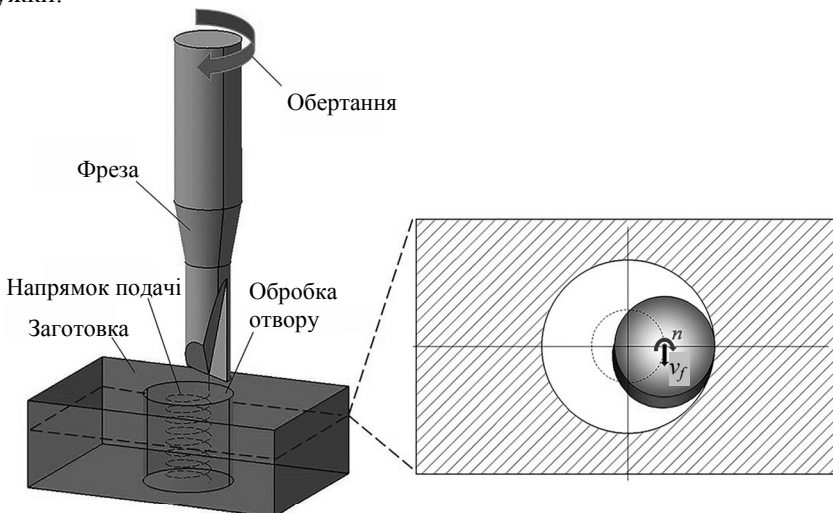


Рис. 5. Схема процесу гвинтового фрезерування.

**Таблиця 4. Параметри фрезерування для однофакторного експерименту**

Групи	Фіксовані параметри 1, 2		Змінні параметри
1	$a_p = 5$ мкм	$f_z = 5$ мкм/на зуб	$n = 20000, 23000, 26000, 29000, 32000, 35000$ об/хв
2	$n = 26000$ об/хв	$f_z = 5$ мкм/на зуб	$a_p = 3, 4, 5, 6, 7, 8$ мкм
3	$n = 26000$ об/хв	$a_p = 5$ мкм	$f_z = 4, 5, 6, 7, 8, 9$ мкм/на зуб

### Результати та аналіз

Взаємозв'язки між силою фрезерування  $F$  та швидкістю обертання шпинделя  $n$ , осьовою глибиною різання  $a_p$  та подачею на зуб  $f_z$  проаналізовано та показано на рис. 6, 7 та 8 відповідно.

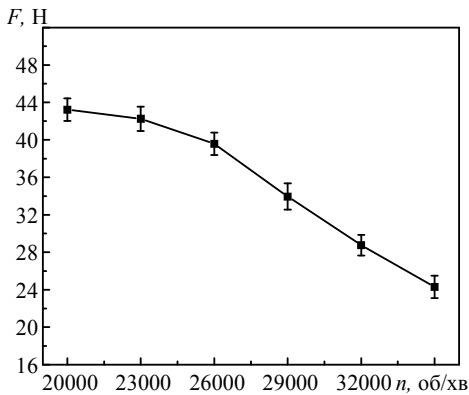


Рис. 6. Залежність сили фрезерування  $F$  від швидкості обертання шпинделя  $n$ :  $a_p = 5$  мкм,  $f_z = 5$  мкм/на зуб.

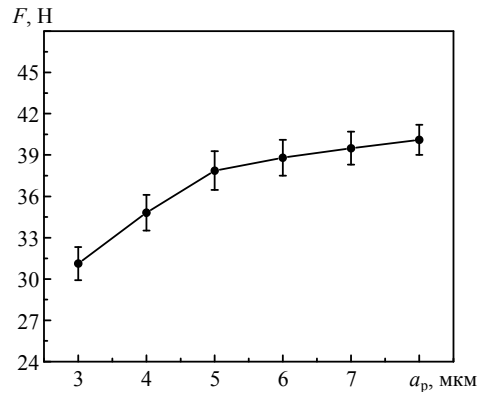


Рис. 7. Залежність сили фрезерування  $F$  від осьової глибини різання  $a_p$ :  $n = 26000$  об/хв,  $f_z = 5$  мкм/на зуб.

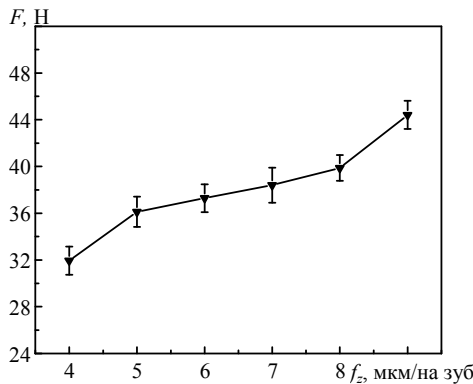


Рис. 8. Залежність сили фрезерування  $F$  від подачі на зуб  $f_z$ :  $n = 26000$  об/хв,  $a_p = 5$  мкм.

Аналіз рис. 6, показав, що існує негативна кореляція між  $F$  і  $n$ , що пов'язано зі збільшенням швидкості фрезерування час контакту між фрезою і заготовкою стає коротшим, тому зменшується сила тертя, і водночас зменшується сила фрезерування. Зі збільшенням  $n$  від 20000 до 26000 об/хв зменшення  $F$  відбувається більш поступово. Коли  $n$  збільшується від 26000 до 35000 об/хв, зменшення  $F$  є більш значним. В цьому діапазоні  $F$  знаходиться на найнижчому рівні, тобто для  $n$  найкращим є діапазон від 26000 до 35000 об/хв.

Аналіз рис. 7, показав, що існує позитивна кореляція між  $F$  і  $a_p$ , що можна пояснити збільшенням осьової глибини різання, яка підвищує опір деформації матеріалу, а отже, і силу фрезерування. Зі збільшенням  $a_p$  від 3 до 5 мкм тенденція до збільшення  $F$  стає більш виразною. Хоча  $F$  є відносно малою, збільшення є значним, що призводить до низької ефективності обробки і не є корисним. Однак у разі збільшення  $a_p$  від 5 до 8 мкм тенденція до збільшення  $F$  стає більш плавною, ефективність обробки покращується, одночасно можна досягти змішаного видалення  $ZrO_2$  у пластично-крихкій перехідній області, і забезпечити як ефективність, так і якість. Якщо  $a_p$  вибрано більшим за 8 мкм, хоча ефективність збільшується,  $F$  стає занадто великою, що приводить до переходу від фрезерування пластично-крихкого перехідного шару до фрезерування крихкого шару, що призводить до значного мікроподрібнення та розтріскування дрібних отвори  $ZrO_2$ . Отже, прийнятний діапазон для  $a_p$  визначається між 5 і 8 мкм.

Аналіз рис. 8, показав, що між  $F$  і  $f_z$  існує позитивна кореляція яка зумовлена зменшенням подачі на зуб, що зменшує кількість матеріалу, що знімається за одиницю часу, а отже, і силу фрезерування. Зі збільшенням  $f_z$  від 4 до 5 мкм/на зуб тенденція до збільшення  $F$  стає більш виразною. Хоча, коли  $f_z$  становить 4 мкм/на зуб, спостерігається менше значення  $F$ , ефективність обробки занадто низька і не відповідає вимогам щодо переваг обробки. Коли  $f_z$  збільшується від 5 до 8 мкм/на зуб, тенденція до збільшення сили фрезерування стає більш поступовою, і високої ефективності обробки можна досягнути в разі збереження низької  $F$ . Однак, коли  $f_z$  збільшується від 8 до 9 мкм/на зуб, тенденція до збільшення  $F$  стає більш виразною. Хоча вищої ефективності обробки можна досягти, коли  $f_z$  дорівнює 8 мкм, отримане значення  $F$  є занадто високим і може призвести до мікротріщин у маленьких отворах, зроблених із  $ZrO_2$ . Отже, прийнятний діапазон для  $f_z$  визначено між 5 і 8 мкм/на зуб.

## ОРТОГОНАЛЬНЄ ДОСЛІДЖЕННЯ

### Планування та аналіз

З використанням інтервалу параметрів, визначеного з однофакторного експерименту, за допомогою ортогонального плану досліджено вплив трьох ключових параметрів на продуктивність фрезерування та їхні рівні значущості. Під час гвинтового фрезерування швидкість обертання шпинделя  $n$ , подача на зуб  $f_z$  і осьова глибина різання  $a_p$  були обрані як три фактори з трьома рівнями для кожного фактора. Шорсткість поверхні внутрішнього отвору  $R_a$ , ширина тріщини на вході в отвір  $\Delta_w$ , ширина смуги зносу передньої поверхні  $V_A$  і бічної поверхні  $V_B$  були обрані як чотири показники дослідження. Без урахування взаємодії між кількістю факторів і рівнями використовують ортогональну таблицю L16, як показано в табл. 5. Кожну групу експериментів проводили тричі, за кінцевий результат приймали середнє значення, результати ортогональних експериментів наведено в табл. 6.

**Таблиця 5. Рівень факторів для ортогональних експериментів**

Рівень факторів	$n$ , об/хв	$f_z$ , мкм/на зуб	$a_p$ , мкм
1	26000	5	5
2	29000	6	6
3	32000	7	7
4	35000	8	8

**Таблиця 6. Результати ортогональних експериментів**

№	Фактори			Показники			
	$n$ , об/хв	$f_z$ , мкм/на зуб	$a_p$ , мкм	$Ra$ , мкм	$\Delta_w$ , мкм	$V_A$ , мкм	$V_B$ , мкм
1	26000	5	5	0,265	9,235	29,812	12,135
2	26000	6	6	0,301	10,512	30,322	13,474
3	26000	7	7	0,372	13,455	32,256	14,565
4	26000	8	8	0,435	15,172	36,135	15,721
5	29000	5	6	0,282	9,156	28,512	10,127
6	29000	6	5	0,271	8,026	31,128	10,746
7	29000	7	8	0,355	12,562	34,365	14,752
8	29000	8	7	0,324	13,218	35,145	14,627
9	32000	5	7	0,215	8,762	30,262	10,361
10	32000	6	8	0,295	9,626	31,521	13,071
11	32000	7	5	0,224	7,526	32,372	11,865
12	32000	8	6	0,317	11,123	34,565	13,465
13	35000	5	8	0,154	12,252	28,726	9,161
14	35000	6	7	0,265	9,452	31,265	9,798
15	35000	7	6	0,248	8,521	32,416	10,351
16	35000	8	5	0,175	6,159	27,162	11,652

Проблеми, які виникають під час обробки  $ZrO_2$  у стані крихкого різання ілюструє рис. 9, як це видно на вході в отвір та за морфологією внутрішньої поверхні експериментального отвору 4. Вхідний отвір і внутрішня поверхня отвору демонструють серйозне мікроскопічне руйнування, що вказує на погану загальну якість маленького отвору. Крихке руйнування видаляє стружку і створює сильні удари та вібрацію, що призводить до великої кількості мікротріщин і невеликих ямок на вході та внутрішній поверхні отвору, значно впливаючи на їхню морфологію. Цей дефект може спричинити значну концентрацію напруження в невеликому отворі, знизити його міцність і термін служби. На рис. 10 показано морфологію передньої та бічної різальних поверхонь інструмента після обробки отвору. Різальна кромка сильно зношується через більші параметри фрезерування, що призводить до того, що фреза з PCD витримує більші сили різання та удару. У міру фрезерування міцність різальної кромки зменшується, і зона різання має лише невелику площу контакту з різальною кромкою, що призводить до концентрації напруження в основному на різальній кромці. Діапазон мікротріщин поступово розширюватиметься, навіть поширюючись на всю різальну кромку, спричиняючи її швидке руйнування та відпадання, що призводить до аномального зносу інструмента. Крім того, чим ближче різальна кромка до центру обертання інструмента, тим сильнішим буде руйнування через низьку лінійну швидкість поблизу центру обертання інструмента. В разі осьової подачі інструмента ця ділянка залишається недостатньо обробленою, що призводить до великої локальної сили екструзії і, як наслідок, до більш інтенсивного зносу. У середині кристала PCD сила зсуву, що перпендикулярна площині кристала, може перевищувати певне значення, що призводить до поділу суміжних площин кристала та утворення розколу, особливо коли є ударні коливання та нестабільне різання. Крім того, нова різальна кромка з PCD є відносно гострою, і під час циклічного удару між зернами зі зв'язаної фазою утворюються мікро-

тріщини, які поступово послаблюють міцність меж зерен і знижують продуктивність інструмента. Коли коефіцієнт інтенсивності напружень перевищує критичне значення в'язкості руйнування матеріалу інструмента, починають поширюватися тріщини, і різальна кромка руйнується. У важких випадках це може спричинити знос від відшарування, що виникає у формі локалізованого блоку після крихкого руйнування під дією сили різання та призводить до відокремлення шару фрагментів від передньої до бічної різальної поверхні, що притуплює різальну кромку і впливає на нормальну роботу інструмента [24].

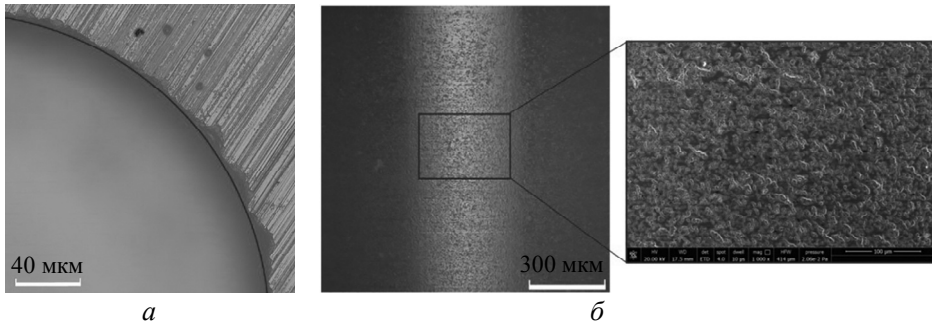


Рис. 9. Морфологія тріщини (а) і внутрішньої поверхні (б) отвору 4.

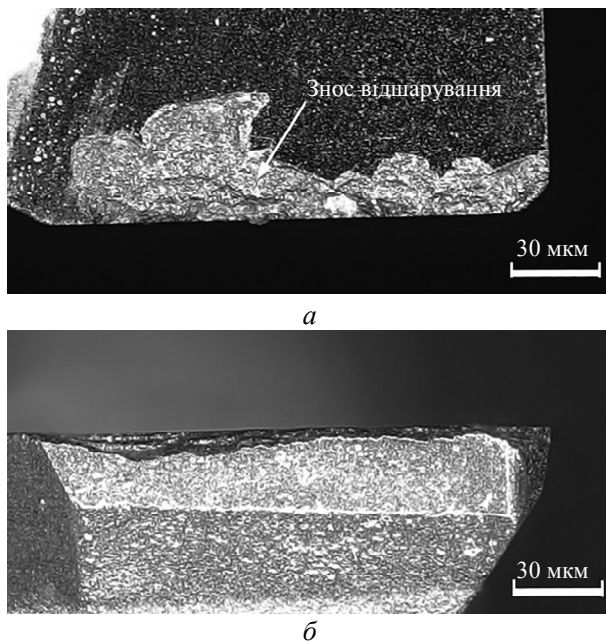


Рис. 10. Морфологія зносу передньої (а) бічної (б) поверхні інструмента.

### Багатофакторна нелінійна модель

У цьому дослідженні взаємозв'язок між чотирма оціночними показниками ( $y_1: Ra, y_2: \Delta_w, y_3: V_A, y_4: V_B$ ) і трьома параметрами фрезерування ( $x_1: n, x_2: f_z, x_3: a_p$ ) відповідає багатофакторній нелінійній математичній моделі. Відповідно, взаємозв'язок між оціночними показниками та параметрами фрезерування можна наближено визначити за допомогою тривимірної квадратичної поліноміальної моделі, як показано в рівнянні

$$y = a + bx_1 + cx_2 + dx_3 + ex_1^2 + fx_2^2 + gx_3^2 + hx_1x_2 + ix_1x_3 + jx_2x_3. \quad (12)$$

Коефіцієнти  $a, b, c, d, e, f, g, h, i$  та  $j$  у рівнянні (12) є коефіцієнтами регресії трифакторної квадратичного поліноміальної моделі.

Дані моделювання та поліноміальна модель були імпортовані в програмне забезпечення IBM SPSS Statistics для нелінійної підгонки. Програмне забезпечення SPSS забезпечує потужні можливості для чисельних розрахунків та аналізу даних, має зручний інтерфейс і високу обчислювальну ефективність. Опцію Левенберга–Марквардта в нелінійній функціональності програмного забезпечення використовували для підгонки ітерацій, отримання коефіцієнтів регресії полінома та виведення рівнянь нелінійної регресії для  $y$  ( $Ra$ ),  $y_2$  ( $\Delta_w$ ),  $y_3$  ( $V_A$ ) і  $y_4$  ( $V_B$ ) як рівняння (13), (14), (15) і (16) відповідно:

$$y_1 = -0,0737 + 2,2635E - 05x_1 - 0,0325x_2 + 0,0303x_3 - 4,7222E - 10x_1^2 - 0,0102x_2^2 - 0,0094x_3^2 + 1,0606E - 06x_1x_2 - 1,2727E - 06x_1x_3 + 0,0241x_2x_3; \quad (13)$$

$$y_2 = 48,8125 - 0,0025x_1 + 2,3753x_2 - 3,2461x_3 + 3,3048E - 08x_1^2 + 0,3373x_2^2 - 0,2276x_3^2 - 1,9697E - 04x_1x_2 + 2,2239E - 04x_1x_3 + 0,0659x_2x_3; \quad (14)$$

$$y_3 = -20,4519 + 4,2221E - 03x_1 + 4,8251x_2 - 10,9851x_3 - 6,7889E - 08x_1^2 - 0,3328x_2^2 - 0,2201x_3^2 + 2,0483E - 04x_1x_2 + 2,1192E - 04x_1x_3 + 1,1813x_2x_3; \quad (15)$$

$$y_4 = 34,0203 - 9,472E - 04x_1 - 1,0038x_2 - 1,3556x_3 - 1,4979E - 08x_1^2 - 0,0858x_2^2 + 0,1459x_3^2 + 1,5786E - 04x_1x_2 + 5,9163E - 05x_1x_3 - 0,2152x_2x_3. \quad (16)$$

Прогнозні розрахунки для моделі потім виконували за допомогою програмного забезпечення Python. Усі коефіцієнти регресії, отримані за допомогою програмного забезпечення SPSS, знаходяться в межах довірчого інтервалу коефіцієнтів, що вказує на надійність підігнаних рівнянь регресії. Отже, їх можна використовувати для прогнозування якості невеликих отворів із повністю спеченого діоксиду цирконію та зносу різальних інструментів із PCD. Щоб більш чітко проілюструвати відносний зв'язок між експериментальними та прогнозованими значеннями на рис. 11 показано графіки для  $Ra$  ( $a$ ),  $\Delta_w$  ( $b$ ),  $V_A$  ( $c$ ) і  $V_B$  ( $d$ ), де можна спостерігати, що абсолютні значення відносних помилок між прогнозованими та експериментальними значеннями не перевищують 15 %. З урахуванням потенційного впливу вібрації машини, шуму в процесі вимірювання та помилок в обробці даних можна зробити висновок, що результати підгонки є надійними.

### Аналіз діапазонів оціночних параметрів

*Аналіз діапазону  $Ra$ .* Аналіз діапазону проведено за даними шорсткості поверхні внутрішнього отвору з табл. 6, а результати представлено на рис. 12. Значення  $K_i$  є сумою експериментальних результатів  $k_i$  на будь-якому  $i$ -му рівні ( $k_i$  – середнє значення результатів на будь-якому рівні) [25]. Діапазон для кожного фактора стовпця розраховують як  $R = \max \{k_1, k_2, k_3, k_4\} - \min \{k_1, k_2, k_3, k_4\}$ . Більше значення  $R$  вказує на більший вплив параметрів фрезерування на оціночний показник.

Розрахункове значення  $Ra$  склало 0,133, 0,084 і 0,076 відповідно. Отже, вплив трьох факторів на  $Ra$  відбувається в такому порядку:

швидкість обертання шпинделя  $n >$  подача на зуб  $f_z >$  осьова глибина різання  $a_p$ .

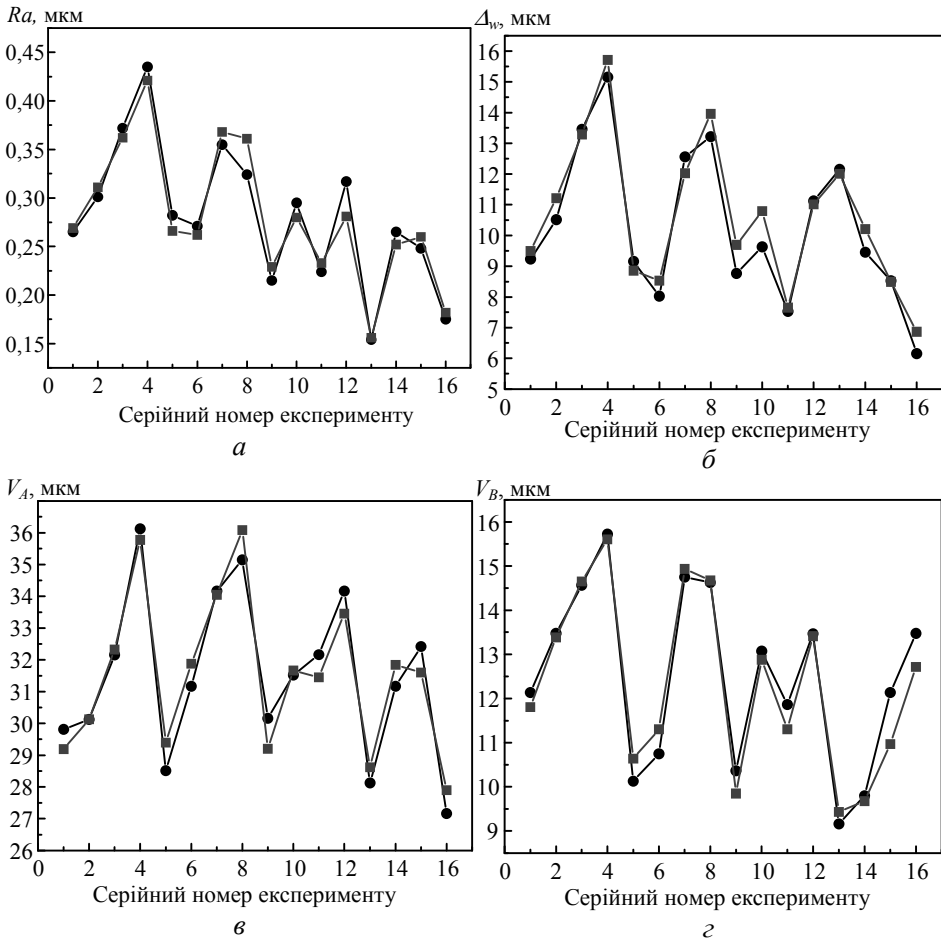


Рис. 11. Лінійний графік оціночних параметрів  $Ra$  (а),  $\Delta_w$  (б),  $V_A$  (в) і  $V_B$  (г): експериментальні (●) та прогнозовані (■) значення.

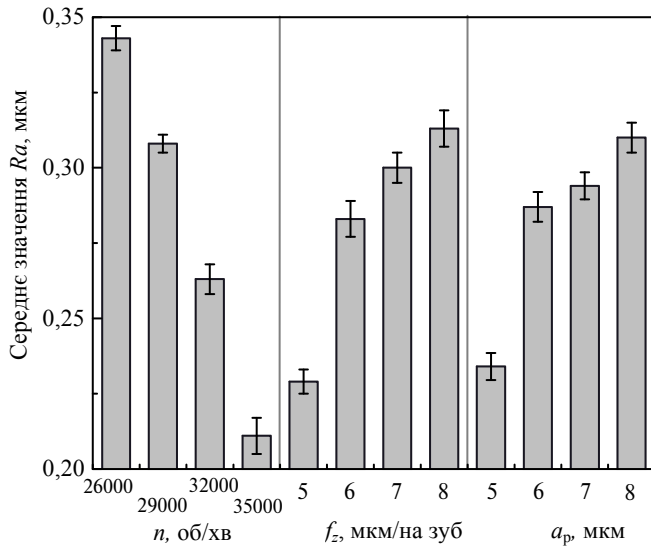


Рис. 12. Середнє значення  $Ra$  за різних параметрів фрезерування.

Враховуючи важливість кожного параметра фрезерування, оптимальну комбінацію параметрів для  $Ra$  визначали як  $n = 35000$  об/хв,  $f_z = 5$  мкм/на зуб і  $a_p = 5$  мкм. На рис. 13 видно, що  $Ra$  зменшується зі збільшенням  $n$ ; в разі збільшення  $f_z$  і  $a_p$  шорсткість  $Ra$  має тенденцію до зростання. Основна причина пояснюється підвищенням швидкості обертання шпинделя, що зменшує силу фрезерування та пом'якшує удар, і у такий спосіб приводить до зменшення крихкості поверхні та подальшого зменшення шорсткості на поверхні внутрішнього отвору.

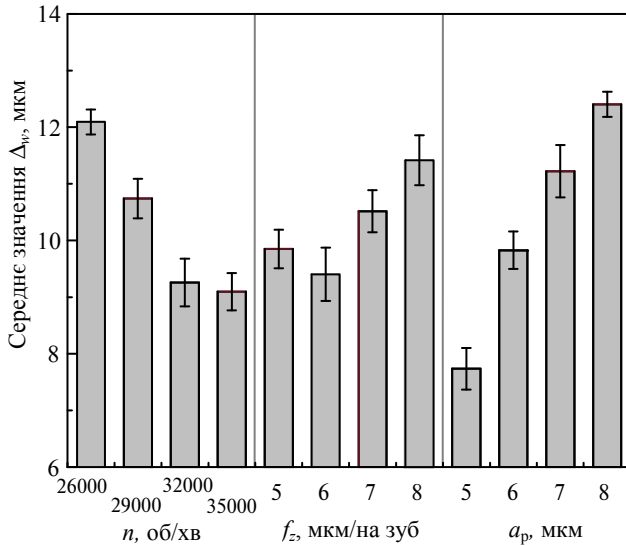


Рис. 13. Середнє значення  $\Delta_w$  за різних параметрів фрезерування.

*Аналіз діапазону  $\Delta_w$ .* Для значень  $\Delta_w$ , приведених у табл. 6, було проведено аналіз діапазону, результати котрого представлено на рис. 13.

Розрахункове значення  $R$  склало 3,018, 2,01 і 4,638 відповідно. Отже, вплив трьох факторів на  $\Delta_w$  відбувається в такому порядку: осьова глибина різання  $a_p >$  швидкість обертання шпинделя  $n >$  подача на зуб  $f_z$ . Враховуючи важливість кожного параметра фрезерування, оптимальна комбінація параметрів для  $\Delta_w$  визначена як  $n = 35000$  об/хв,  $f_z = 6$  мкм/на зуб і  $a_p = 5$  мкм. На рис. 13 видно, що  $\Delta_w$  зменшується зі збільшенням  $n$ . Зі збільшенням  $f_z$   $\Delta_w$  демонструє початкову тенденцію поступового зниження з наступним збільшенням;  $\Delta_w$  зростає зі збільшенням  $a_p$ . Основною причиною цього є використання малої осьової глибини різання, що дозволяє процесу різання залишатися стабільним завдяки досягненню пластичного режиму під час входу, тим самим зменшуючи частоту руйнування на усті свердловини.

*Аналіз діапазону  $V_A$ .* Для значень  $V_A$ , приведених у табл. 6, було проведено аналіз діапазону, результати котрого представлено на рис. 14.

Розрахункове значення  $R$  склало 2,529, 3,996 та 2,409 відповідно. Отже, вплив трьох факторів на  $V_A$  відбувається в такому порядку:

подача на зуб  $f_z >$  швидкість обертання шпинделя  $n >$  осьова глибина різання  $a_p$ .

Враховуючи відносний вплив кожного параметра фрезерування, визначено, що оптимальна комбінація параметрів для  $V_A$  становить  $n = 35000$  об/хв,  $f_z = 5$  мкм/на зуб і  $a_p = 5$  мкм. На рис. 14 видно, що зі збільшенням  $n$   $V_A$  демонструє початкову тенденцію поступового збільшення, за яким слідує подальше



падіння; зі збільшенням  $f_z$  і  $a_p$   $V_A$  зростає. Основна причина полягає в тому, що менша подача на зуб зменшує силу різання, тим самим знижуючи ймовірність пошкодження інструмента. Це також сприяє зниженню температури різання. Високі температури різання можуть спричинити зниження твердості полікристалічного алмазу (PCD) і зробити його вразливим до теплового розширення та термоцикування під час високотемпературних процесів різання. Це може призвести до термічного втомного зносу інструмента.

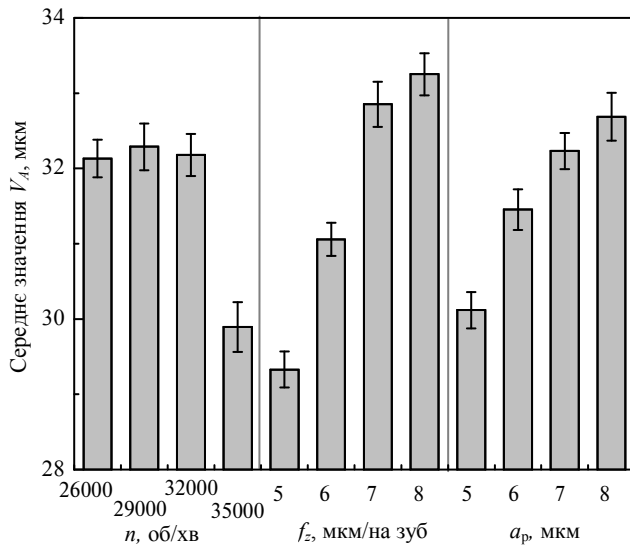


Рис. 14. Середнє значення  $V_A$  за різних параметрів фрезерування.

*Аналіз діапазону  $V_B$ .* Для значень  $V_B$ , приведених у табл. 6, було проведено аналіз діапазону, результати якого представлено в табл. 10 і на рис. 15.

Розрахункове значення  $R$  склало 9,749, 7,669 і 4,221 відповідно. Отже, вплив трьох факторів на  $V_B$  відбувається в такому порядку:

швидкість обертання шпинделя  $n >$  подача на зуб  $f_z >$  осьова глибина різання  $a_p$ .

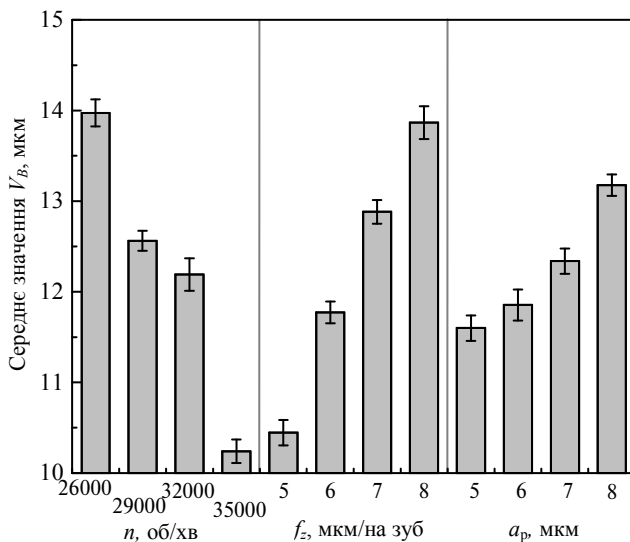


Рис. 15. Середнє значення  $V_B$  за різних параметрів фрезерування.

Враховуючи відносний вплив кожного параметра фрезерування, визначено, що оптимальна комбінація параметрів для  $V_B$  становить  $n = 35000$  об/хв,  $f_z = 5$  мкм/на зуб і  $a_p = 5$  мкм. На рис. 15 видно, що  $V_B$  зменшується зі збільшенням  $n$ , а зі збільшенням  $f_z$  і  $a_p$   $V_B$  збільшується. Основна причина полягає в тому, що збільшення швидкості обертання шпинделя підвищує швидкість різання, в результаті чого зменшуються накопичення сил різання і тепла. Це, у свою чергу, зменшує знос задньої кромки різального інструмента та тертя між нижньою кромкою і заготовкою, і у такий спосіб зменшується знос задньої кромки.

### Оптимізація

На основі аналізу діапазонів виконано оптимізацію параметрів обробки малих отворів  $ZrO_2$ , водночас  $n$  є основним фактором впливу для  $Ra$  і  $V_B$ , і оцінюється як оптимальний за  $n = 35000$  об/хв. Для  $\Delta_w$   $a_p$  є основним фактором впливу, який оцінюється як оптимальний за  $a_p = 5$  мкм. Для  $V_A$  основним фактором впливу є  $f_z$ , тому  $a_p$  вибрали рівним 5 мкм. Оптимальну комбінацію параметрів фрезерування визначали як  $n = 35000$  об/хв,  $f_z = 5$  мкм/на зуб і  $a_p = 5$  мкм. Експериментальна оцінка оптимізованої комбінації параметрів показує морфологію входу та внутрішньої поверхні отвору (рис. 16).  $Ra$  дорівнювало 0,125 мкм, а  $\Delta_w - 3,542$  мкм. Порівняно з даними ортогонального експерименту 4, якість малих отворів покращилася на 71,26 і 79,35 %. Оптимізований малий отвір  $ZrO_2$  має невелике сколювання на краю отвору, а внутрішня поверхня в основному демонструє стан видалення пластичної зони з менш крихким пошкодженням. За морфології зносу інструмента, показаного на рис. 17, значення  $V_A = 15,72$  мкм і  $V_B = 6,35$  мкм. Порівняно з даними ортогонального експерименту 4, знос інструмента зменшився на 61,78 та 81,4 % відповідно. Невеликий знос від відшарування з'являється на передній і бічній різальних кромках, але ступінь зносу інструмента значно зменшується, подовжуючи термін служби інструмента з PCD і знижуючи вартість обробки малих отворів  $ZrO_2$ .

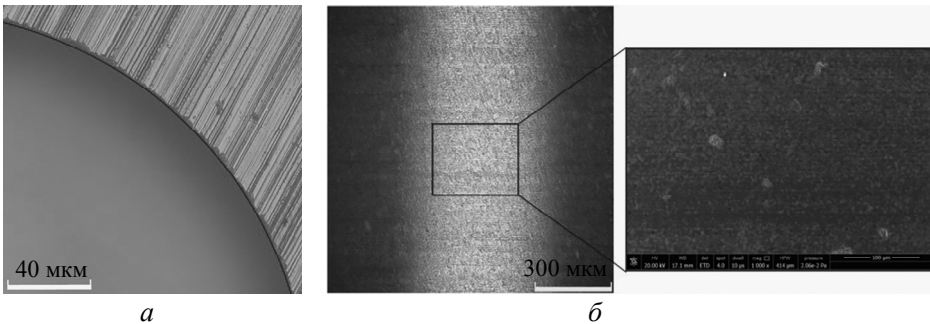


Рис. 16. Оптимізована морфологія тріщини (а) і внутрішньої поверхні (б) отвору.

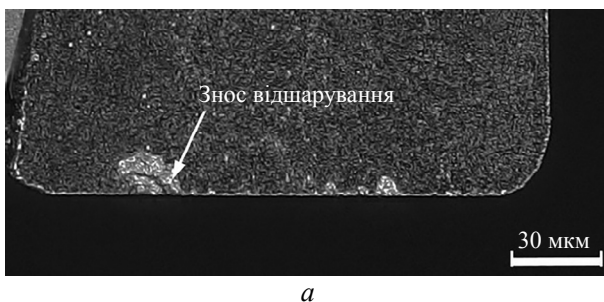
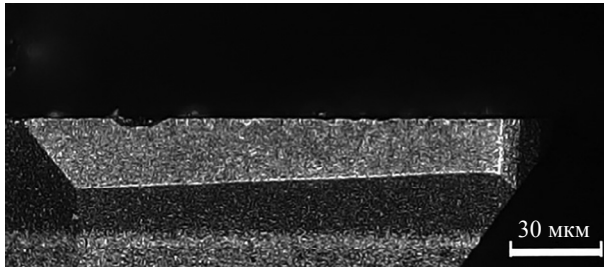


Рис. 17. Морфологія зносу передньої (а) і бічної (б) поверхні інструмента.



б

Рис. 17. (Продовження).

## ВИСНОВКИ

З метою підвищення якості і ефективності обробки, а також зменшення зносу інструмента вивчено процес гвинтового фрезерування з використанням кінцевої фрези з PCD для виготовлення малих отворів в  $ZrO_2$ .

Створено структурну FEM-модель JH-2 для  $ZrO_2$  і проведено моделювання планування змінної товщини для встановлення взаємозв'язку між режимом знімання матеріалу та силами різання  $F_z$  і  $F_y$ .

За допомогою програмного забезпечення SPSS побудовано моделі нелінійної регресії між параметрами фрезерування та кожним оціночним параметром, дані моделі було підтверджено. Первинний і вторинний вплив кожного ключового параметра фрезерування ( $n$ ,  $f_z$ ,  $a_p$ ) на кожен оціночний показник ( $Ra$ ,  $\Delta_w$ ,  $V_A$  і  $V_B$ ) визначено за допомогою діапазонного аналізу. Результати показали, що послідовність значущості для  $Ra$ ,  $\Delta_w$ ,  $V_A$  і  $V_B$  є  $n > f_z > a_p$ ,  $a_p > n > f_z$ ,  $f_z > n > a_p$  і  $n > f_z > a_p$  відповідно.

Результати експерименту з визначення якості малих отворів і зносу інструмента у разі використання оптимальної комбінації параметрів  $n = 35000$  об/хв,  $f_z = 5$  мкм/на зуб і  $a_p = 5$  мкм показали, що  $Ra = 0,125$  мкм,  $\Delta_w = 3,542$  мкм,  $V_A = 15,72$  мкм,  $V_B = 6,35$  мкм. Порівняно з даними ортогонального експерименту 4 якість малих отворів покращилася на 71,26 і 79,35 %, а знос інструмента зменшився на 61,78 і 81,4 % відповідно.

## КОНФЛІКТ ІНТЕРЕСІВ

Автори заявляють, що не мають конфлікту інтересів.

Jinpeng He<sup>1</sup>, Xiang Cheng<sup>1</sup>, Junfeng Zhang<sup>2</sup>, Chuanzhi Luo<sup>3</sup>,  
Guangming Zheng<sup>1</sup>, Yang Li<sup>1</sup>, Mingze Tang<sup>1</sup>

<sup>1</sup>School of Mechanical Engineering,

Shandong University of Technology, Zibo, P.R. China

<sup>2</sup>Shandong Yishui Machine Tool Co., Ltd., Linyi, P.R. China

<sup>3</sup>Histrong Ceramics Co., Ltd., Zibo, P.R. China

Helical milling of small holes in fully-sintered zirconia ceramic  
with PCD tools

*Fully-sintered zirconia ceramic ( $ZrO_2$ ) is a typical hard-to-machine material, and fabricating small holes in this material with high precision remains a challenging task. In this study, the PCD tools and helical milling process are used to investigate this problem. First, a finite element model is established, and cutting simulations with variable thickness are carried out to identify the effect of axial depth of cut on cutting force and surface quality. The range of milling parameters for single-factor experiments is also preliminarily determined. Second, taking the milling force ( $F$ ) as the evaluation index, single-factor experiments of small hole helical*

milling are carried out using a PCD tools to determine the range of milling parameters (spindle speed  $n$ , feed per tooth  $f_z$  and axial depth of cut  $a_p$ ) for orthogonal experiments. Then, orthogonal experiments are carried out, with inner hole surface roughness ( $R_a$ ) and crack width at the hole entrance ( $\Delta_w$ ) taken as the evaluation indexes of machining effectiveness. The rake face wear band width ( $V_A$ ) and the flank face wear band width ( $V_B$ ) are taken as the evaluation indexes of the PCD milling cutter wear. Through non-linear regression analysis and the range analysis are performed to construct non-linear models and obtain the influence laws of milling parameters for  $R_a$ ,  $\Delta_w$ ,  $V_A$  and  $V_B$  evaluation indexes, respectively. Finally, the optimal combination of parameters obtained from the analysis is analyzed for small hole optimization experiments, obtaining better  $R_a$ , narrower  $\Delta_w$ , and longer tool service life. The obtained results provide several technical guidelines for milling small holes in Fully-sintered zirconia ceramics with PCD tools.

**Keywords:** helical milling, ceramic, small holes, surface roughness, crack width, tool wear.

1. Liu W., Tang D., Gu H., Wan L. Experimental study on the mechanism of strain rate on grinding damage of zirconia ceramics. *Ceram. Int.* 2022. Vol. 48, no. 15. P. 21689–21696.
2. Yang Z., Zhu L., Lin B., Zhang G., Ni C., Sui T. The grinding force modeling and experimental study of ZrO<sub>2</sub> ceramic materials in ultrasonic vibration assisted grinding. *Ceram. Int.*, 2019. Vol. 45, no. 7. P. 8873–8889.
3. Ma Z., Wang Z., Wang X., Yu T. Effects of laser-assisted grinding on surface integrity of zirconia ceramic. *Ceram. Int.* 2020. Vol. 46, no. 1. P. 921–929.
4. Xu J., Ji M., Li L., Chen M. Evaluation of polycrystalline diamond tools in milling of pre-sintered and fully-sintered zirconia ceramics. *J. Superhard Mater.* 2022. Vol. 44, no. 1. P. 62–69.
5. Xu J., Li L., Ji M., Chen M. Study on PCD tool wear in hard milling of fully-sintered 3Y-TZP ceramics. *J. Superhard Mater.* 2022. Vol. 44, no. 4. P. 292–300.
6. Hill M.D., Cruickshank D. B., MacFarlane I. A., Perspective on ceramic materials for 5G wireless communication systems. *Appl. Phys. Lett.* 2021. Vol. 118, no. 12, art. 120501.
7. Hill M.D., Cruickshank D.B. Ceramic materials for 5G wireless communication systems. *Am. Ceram. Soc. Bull.* 2019. Vol. 98, no. 6. P. 20–25.
8. Gao H., Zhao T., Bao Y.J., Sun C., Lu S.X. Blind hole machining of quartz fiber reinforced ceramic matrix composites by helical milling with electroplated diamond tool. *Trans. Tech. Publications Ltd.* 2014. Vol. 1017. P. 222–227.
9. Chen T., Wang C.H., Xiang J.P., Wang Y.S. Study on tool wear mechanism and cutting performance in helical milling of CFRP with stepped bi-directional milling cutters. *Int. J. Adv. Manuf. Tech.* 2020. Vol. 111, no. 6. P. 2441–2448.
10. Pereira R. B.D., Brandão L.C., de Paiva A.P., Ferreira J.R., Davim J.P., A review of helical milling process. *Int. J. Mach. Tool. Manuf.* 2017. Vol. 120. P. 27–48.
11. Wang H., Qin X., Ren C., Wang Q. Prediction of cutting forces in helical milling process. *Int. J. Adv. Manuf. Tech.* 2012. Vol. 58, no. 9. P. 849–859.
12. Bian R., Ferraris E., He N., Reynaerts D. Process investigation on meso-scale hard milling of ZrO<sub>2</sub> by diamond coated tools. *Precis. Eng.* 2014. Vol. 38, no. 1. P. 82–91.
13. Cheng X., Wei X.T., Yang X.H., Guo Y.B. Unified criterion for brittle-ductile transition in mechanical microcutting of brittle materials. *J. Manuf. Sci. Eng.* 2014. Vol. 136, no. 5, art. 051013.
14. Denkena B., Boehnke D., Dege J.H., Helical milling of CFRP-titanium layer compounds, *Cirp. J. Manuf. Sci. Technol.* 2008. Vol. 1, no. 2. P. 64–69.
15. Ito Y., Sugita N., Fujii T., Kizaki T., Mitsuishi M. Precision machining of sintered zirconia ceramics by high-speed milling. *Int. J. Autom. Technol.* 2017. Vol. 11, no. 6. P. 862–868.
16. Ha S.J., Shin B.C., Cho M.W., Lee K.J., Cho W.S. High speed end-milling characteristics of pre-sintered Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Y-TZP ceramic composites for dental applications. *J. Ceram. Soc. Jpn.* 2010. Vol. 118, no. 1383. P. 1053–1056.
17. Romanus H., Ferraris E., Bouquet J., Reynaerts D., Lauwers B. Micromilling of sintered ZrO<sub>2</sub> ceramic via CBN and diamond coated tools. *Procedia CIRP.* 2014. Vol. 14. P. 371–376.
18. Ferraris E., Mestrom T., Bian R., Reynaerts D., Lauwers B. Machinability investigation on high speed hard turning of ZrO<sub>2</sub> with PCD tools. *Procedia CIRP.* 2012. Vol. 1. P. 500–505.

19. Xu J., Li L., Chen M., Paulo Davim J. An experimental investigation on milling features of fully-sintered zirconia ceramics using PCD tools. *Mater. Manuf. Process.* 2022. Vol. 37, no. 3. P. 318–326.
20. Deng B., Yang M., Zhou L., Wang H., Yan R., Peng F. Smoothed particle hydrodynamics (SPH) simulation and experimental investigation on the diamond fly-cutting milling of zirconia ceramics. *Procedia CIRP.* 2019. Vol. 82. P. 202–207.
21. Yu T., Teng J.G., Wong Y.L., Dong S.L. Finite element modeling of confined concrete-I: Drucker–Prager type plasticity model. *Eng. Struct.* 2010. Vol. 32, no. 3. P. 665–679.
22. Johnson G.R., Holmquist T.J. An improved computational constitutive model for brittle materials. *AIP Conf. Proc.* 1994. Vol. 309, no. 1. P. 981–984.
23. Cheng X., Zhang X., Tian Y., Zheng G., Yang X. Study on micro helical milling of small holes with flat end mills. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 2018. Vol. 97, no. 5. P. 3119–3128.
24. Heaney P.J., Sumant A.V., Torres C.D., Carpick R.W., Pfefferkorn F.E. Diamond coatings for micro end mills: enabling the dry machining of aluminum at the micro-scale. *Diam. Relat. Mater.* 2008. Vol. 17, no. 3. P. 223–233.
25. Abdulkadir L.N., Abou-El-Hossein K., Abioye A.M., Liman M.M., Cheng Y.C., Abbas A.A. Process parameter selection for optical silicon considering both experimental and AE results using Taguchi L<sub>9</sub> orthogonal design. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 2019. Vol. 103, no. 9. P. 4355–4367.

Надійшла до редакції 11.05.23

Після доопрацювання 20.06.23

Прийнята до опублікування 27.06.23