

Міністерство освіти і науки України
Державний університет «Житомирська політехніка»

**ФІНІШНЕ ТОРЦЕВЕ ФРЕЗЕРУВАННЯ
ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВИХ
СПЛАВІВ**

Монографія

Житомир
2025

*Рекомендовано до друку Вченою радою
Державного університету «Житомирська політехніка»
(протокол № 11 від 17.11.2025 р.)*

Автори:

МЕЛЬНИЧУК Петро Петрович, БАЛИЦЬКА Наталія Олександрівна,
ГЛЕМБОЦЬКА Лариса Євгеніївна, КОВАЛЕНКО Яна Павлівна,
РАДКЕВИЧ Світлана Іванівна

Рецензенти:

АНТОНЮК Віктор Степанович, доктор технічних наук, професор, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

КИРИЧЕНКО Андрій Миколайович, доктор технічних наук, професор, проректор з науково-педагогічної роботи, Центральнотехнічний національний технічний університет

ПОЛОНСЬКИЙ Леонід Григорович доктор технічних наук, професор, професор кафедри механічної інженерії та автомобільного транспорту, Державний університет «Житомирська політехніка»

Ф 59 Фінішне торцеве фрезерування важкооброблюваних залізобетонних сплавів: монографія / П.П. Мельничук, Н.О. Балицька, Л.Є. Глембоцька та ін. – Електронні дані. – Житомир : Житомирська політехніка, 2025. – 240 с.

ISBN 978-966-683-711-3

Монографія узагальнює багаторічний доробок авторів у галузі фінішного торцевого фрезерування важкооброблюваних залізобетонних сплавів інструментами, оснащеними полікристалічними надтвердими матеріалами та мінералокерамікою. Вона включає розгляд математичного апарату моделювання процесу та його використання при реальних дослідженнях на новітньому верстатно-апаратному комплексі. Результати досліджень викладені в табличній, графічній та математичній формах і зіставлені з результатами моделювання. На основі досліджень розроблено практичні рекомендації.

Видання адресоване науковцям, спеціалістам-практикам, здобувачам усіх рівнів вищої освіти напрямків «Галузеве машинобудування» та «Прикладна механіка».

УДК 621.914:669.1/.2:658.5

ISBN 978-966-683-711-3

©Державний університет «Житомирська політехніка»
© Мельничук П.П., Балицька Н.О.,
Глембоцька Л.Є., Коваленко Я.П.,
Радкевич С.І., 2025

ПЕРЕДМОВА

Головними напрямками подальшого розвитку вітчизняних машинобудівних галузей промисловості є удосконалення діючих виробництв шляхом змін в його організації, впровадженні новітніх технологій і створенні сучасних виробництв прогресивної високопродуктивної техніки на основі швидкозростаючих досягнень науково-технічного прогресу. Вирішення таких задач можливе тільки на основі комплексного підходу, що передбачає впровадження в промисловість технологічних процесів виготовлення виробів на комп'ютеризованих машинобудівних виробництвах, використання новітніх конструкційних та інструментальних матеріалів, технологічних обробляючих систем, гіперсучасного програмного забезпечення, керованого висококваліфікованими професіоналами.

Бурхливий розвиток науки і техніки суттєво вплинув на широкий спектр знань, створюючи відповідні умови для розвитку і впровадження глобальних методів вирішення широкого кола проблем у науці, техніці, економіці і управлінні. Це, зокрема, стосується і фінішної обробки важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів.

Наявність на міжнародному і вітчизняному ринках великого обсягу залізовуглецевих сплавів з різними фізико-механічними властивостями дає можливість створювати досконалі за всіма параметрами вироби важкого, середнього, спеціального та точного машинобудування. До таких матеріалів в першу чергу відносяться високолеговані загартовані сталі, зокрема штампові, та важкооброблювані чавуни. Однак їх лезова обробка потребує відповідного інструментального матеріалу з високими різальними властивостями.

Використання полікристалічних матеріалів – кубічного нітриду бору BL і BN без зносостійких покриттів та з покриттями знімає ряд питань щодо формоутворення якісних плоских поверхонь при фінішному торцевому фрезеруванні залізовуглецевих сплавів. Заслужовує на увагу і мінералокераміка в якості різальних вставок, якими оснащують торцеві фрези для фінішного фрезерування важкооброблюваних чавунів.

В представленій монографії викладені результати останніх досліджень авторів, які стосуються особливостей фінішної обробки плоских поверхонь виробів із важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів інструментами ПКНБ та мінералокераміки. Матеріали містять велику кількість результатів експериментів щодо сил різання, температурних режимів в зоні різання, механізмів зношування інструментів і їх кінетики, створених внутрішніх поверхневих напружень тощо та можуть бути корисними як виробникам, так і викладачам університетів та студентам.

Автори висловлюють свою глибоку вдячність Дрезденському технічному університету (ФРН), Лундському університету (Швеція), Інституту надтвердих матеріалів імені В. Бакуля НАН України, НТУ України “Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського” та Державному університету “Житомирська політехніка” в наданні технічної і матеріальної підтримки в проведенні досліджень.

ЗМІСТ

ВСТУП.....	9
РОЗДІЛ 1. ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВІ СПЛАВИ.....	12
1.1. Класифікація та властивості сталей і чавунів	12
1.2. Важкооброблювані залізовуглецеві сплави	17
1.3. Типові методи обробки плоских поверхонь деталей	27
РОЗДІЛ 2. АНАЛІТИЧНИЙ ОГЛЯД ДОСЛІДЖЕНЬ ОБРОБКИ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВИХ СПЛАВІВ	31
2.1. Аналіз оброблюваності важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів	31
2.2. Особливості силових характеристик при торцевому фрезеруванні ...	35
2.3. Зношування різальних пластин при фінішному торцевому фрезеруванні	48
2.4. Вплив геометрії ріжучої частини та матеріалу інструменту, режимів різання на якість обробленої поверхні	59
РОЗДІЛ 3. МЕТОДИКИ ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОЦЕСУ ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВИХ СПЛАВІВ	83
3.1. Експериментальні методики вивчення торцевого фрезерування	83
3.2. Обладнання та вимірювальні засоби для експериментальних досліджень.....	85
3.3. Дослідження складових сили різання при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ інструментами з НК та КНБ	93
3.4. Дослідження складових сили різання при фінішному торцевому фрезеруванні загартованої сталі інструментами із ПКНБ із покриттями та без покриття.....	95
3.5. Комп'ютерне моделювання процесу торцевого фрезерування загартованих сталей	99

3.6. Комп'ютерне моделювання процесу торцевого фрезерування чавунів з вермикулярним графітом	103
3.7. Математичне моделювання процесу торцевого фрезерування загартованих сталей	106
3.8. Математичне моделювання процесу торцевого фрезерування чавунів з вермикулярним графітом	111
РОЗДІЛ 4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ЧАСТИНА: ЗАГАРТОВАНІ СТАЛІ	115
4.1. Результати вимірювань.....	115
4.1.1. Дослідження складових сили різання в процесі оброблення загартованої сталі торцевим фрезеруванням.....	115
4.1.2. Дослідження якості поверхні	119
4.1.3. Рентгеноструктурні дослідження залишкових внутрішніх напружень поверхневого шару сталі.....	129
4.1.4. Дослідження зношуваності різальних пластин при торцевому фрезеруванні	137
4.2. Результати комп'ютерного та математичного моделювання	155
4.3. Результати математичного моделювання.....	158
РОЗДІЛ 5. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ЧАСТИНА: ЧАВУН З ВЕРМИКУЛЯРНИМ ГРАФІТОМ.....	179
5.1. Результати досліджень.....	179
5.1.1. Обґрунтування вибору геометрії інструменту на основі комп'ютерного моделювання	179
5.1.2. Вплив режимів різання та інструментального матеріалу на сили різання.....	182
5.1.3. Зношуваність різальних пластин з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки	189
5.1.4. Вплив режимів різання на шорсткість оброблених поверхонь	199
5.1.5. Аналіз поверхневого шару GJV-450 після фінішного фрезерування інструментами з КНБ та нітридної кераміки.....	209

5.2. Багатокритеріальна оцінка ефективності фінішного торцевого фрезерування GJV-450.....	213
5.3. Технологічна ефективність використання різних інструментальних матеріалів при обробці чавунів з вермикулярним графітом.....	221
5.4. Рекомендації щодо вибору режимів фрезерування	222
ВИСНОВКИ.....	225
СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ.....	227

Перелік прийнятих умовних позначень:

ЧВГ – чавун з вермикулярним графітом

НК – нітридна кераміка

КНБ – кубічний нітрид бору

ПКНБ – полікристалічний кубічний нітрид бору

ВН – кубічний нітрид бору з вмістом бору 80%

ВL – кубічний нітрид бору з вмістом бору 45%

SEM – сканувальний електронний мікроскоп (Scanning Electron Microscope)

АЦП – аналогово-цифровий перетворювач

ВСТУП

У сучасному машинобудуванні, в авіаційній, енергетичній і оборонній промисловості широко застосовуються важкооброблювані залізовуглецеві сплави, які характеризуються високою міцністю, жаростійкістю, зносостійкістю та стабільністю структури при підвищених температурах. Ці властивості роблять їх незамінними в умовах екстремальних навантажень, але водночас значно ускладнюють процеси механічної обробки, зокрема фрезерування.

Фінішне торцеве фрезерування є одним із ключових етапів формування точних поверхонь деталей, що визначають експлуатаційні характеристики готових виробів. Високі вимоги до якості обробленої поверхні, точності геометричних параметрів та мінімізації залишкових напружень зумовлюють необхідність глибокого аналізу процесів різання, вибору оптимальних режимів обробки, конструкції інструменту та умов охолодження.

Актуальність дослідження зумовлена потребою у підвищенні ефективності фінішного фрезерування важкооброблюваних матеріалів, зменшенні зносу інструменту та забезпеченні стабільної якості обробки. У цьому контексті особливого значення набуває вивчення впливу технологічних параметрів на формування мікрогеометрії поверхні, сил різання, температурного поля та зносостійкості інструменту.

Метою цієї монографії є систематизація теоретичних і експериментальних досліджень, спрямованих на вдосконалення процесу фінішного торцевого фрезерування важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів, а також розробка рекомендацій щодо підвищення його ефективності з урахуванням сучасних вимог до точності та якості обробки.

У розділі 1 монографії розглянуто фундаментальні аспекти, що становлять основу для подальшого аналізу процесу фінішного торцевого фрезерування. Зокрема, здійснено класифікацію сталей і чавунів, охарактеризовано їх фізико-механічні властивості, а також визначено групу важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів, які становлять особливий

інтерес у контексті високоточних технологій обробки. Окрему увагу приділено типовим методам обробки плоских поверхонь, що застосовуються у виробництві деталей з таких матеріалів, з подальшим акцентом на фінішне торцеве фрезерування як критично важливий етап забезпечення точності та якості поверхні.

У розділі 2 систематизовано результати досліджень щодо оброблюваності загартованих сталей та чавунів з вермикулярним графітом. Розглянуто процеси зношування різальних пластин при фінішному торцевому фрезеруванні, особливості силових характеристик та вплив геометрії й матеріалу інструменту. Значну увагу приділено забезпеченню якості поверхні та впливу інструментальних матеріалів і режимів різання на кінцеві характеристики виробів.

У розділі 3 представлено методики дослідження процесу торцевого фрезерування важкооброблюваних залізвуглецевих сплавів. Розглянуто експериментальні підходи та описано використання обладнання й вимірювальні засоби. Наведено методику проведення дослідження складових сил різання при фінішному фрезерування чавуну з вермикулярним графітом інструментами з кубічного нітриду бора і нітридної кераміки, а також загартованої сталі інструментами з ПКНБ із покриттям та без нього. Окремо представлена методика проведення комп'ютерного моделювання процесів фрезерування для аналізу силових та теплових характеристик у зоні різання. Побудовано математичні моделі, що описують залежності між режимами різання та вихідними параметрами процесу (сили різання, шорсткість поверхні, зношування інструменту). Це забезпечило комплексне дослідження та можливість прогнозування результатів обробки.

У розділі 4 представлено експериментальну частину досліджень обробки загартованих сталей фінішним торцевим фрезеруванням. Наведено результати вимірювань, що охоплюють аналіз складових сили різання, оцінку якості отриманої поверхні, рентгеноструктурні дослідження залишкових напружень у поверхневому шарі та вивчення зношуваності різальних пластин у процесі

обробки. Далі подано результати комп'ютерного та математичного моделювання, які узагальнюють отримані експериментальні дані та дозволяють описати закономірності процесів різання. Завершує розділ окремий блок математичного моделювання, де детально розглянуто побудову та застосування розрахункових моделей для прогнозування характеристик обробки загартованої сталі.

У розділі 5 представлено результати експериментальних досліджень фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом GJV-450, де на основі комп'ютерного моделювання обґрунтовано вибір геометрії інструменту, проаналізовано вплив режимів різання та інструментальних матеріалів (кубічного нітриду бору та нітридної кераміки) на сили різання, досліджено закономірності зношування різальних пластин, оцінено шорсткість оброблених поверхонь і стан поверхневого шару після обробки, виконано багатокритеріальну оцінку ефективності процесу та визначено технологічну доцільність застосування різних інструментальних матеріалів, що дозволило сформулювати практичні рекомендації щодо вибору оптимальних режимів фрезерування.

Монографія призначена для виробничників, науковців, здобувачів вищої освіти всіх рівнів.

РОЗДІЛ 1. ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВІ СПЛАВИ

1.1. Класифікація та властивості сталей і чавунів

Ефективність сучасних технічних систем значною мірою залежить від якості, точності та надійності деталей, що використовуються в їх конструкції. Матеріали для виготовлення деталей повинні забезпечувати високу міцність, зносостійкість і термостійкість. Серед них особливе місце займають залізовуглецеві сплави, які характеризуються поєднанням високих фізико-механічних параметрів із економічною ефективністю, що зумовлює їх широке застосування в ключових галузях машинобудування.

Поєднання заліза і вуглецю визначає широкий спектр структурних і експлуатаційних властивостей залізовуглецевих сплавів. Залежно від вмісту вуглецю, вони поділяються на сталі (до 2,14% C) та чавун (понад 2,14% C). Сталі характеризуються високою пластичністю, в'язкістю та здатністю піддаватися термічній обробці, що дозволяє контролювати їх міцність, твердість та структуру. Чавуни, з іншого боку, характеризуються хорошою ливарністю та високими демпфуючими властивостями, але низькою пластичністю та ударною в'язкістю.

На рисунку 1.1. представлена діаграма Fe-Fe₃C, яка відображає фазові перетворення в залізо-вуглецевих сплавах під час нагрівання та охолодження, визначаючи зони рівноваги фаз: фериту, аустеніту, цементиту, перліту та ледебуриту. Поєднання механічних і технологічних характеристик матеріалу залежить від співвідношення цих фаз. Завдяки можливості керувати співвідношенням структурних фаз, залізо-вуглецеві сплави мають широкий діапазон характеристик – від низьковуглецевих сталей з твердістю близько 100-150 HB, високою пластичністю ($\delta=25-35\%$) і хорошою зварюваністю, до високовуглецевих і легованих сталей та чавунів з твердістю 600-750 HB, високою міцністю ($\sigma_B=900-1200$ МПа) і підвищеною зносостійкістю. Такий набір властивостей забезпечує універсальність залізовуглецевих сплавів у машинобудуванні, що дозволяє ефективно використовувати їх у виробництві

деталей машин, що працюють в різних умовах навантаження, тертя і температури [105].

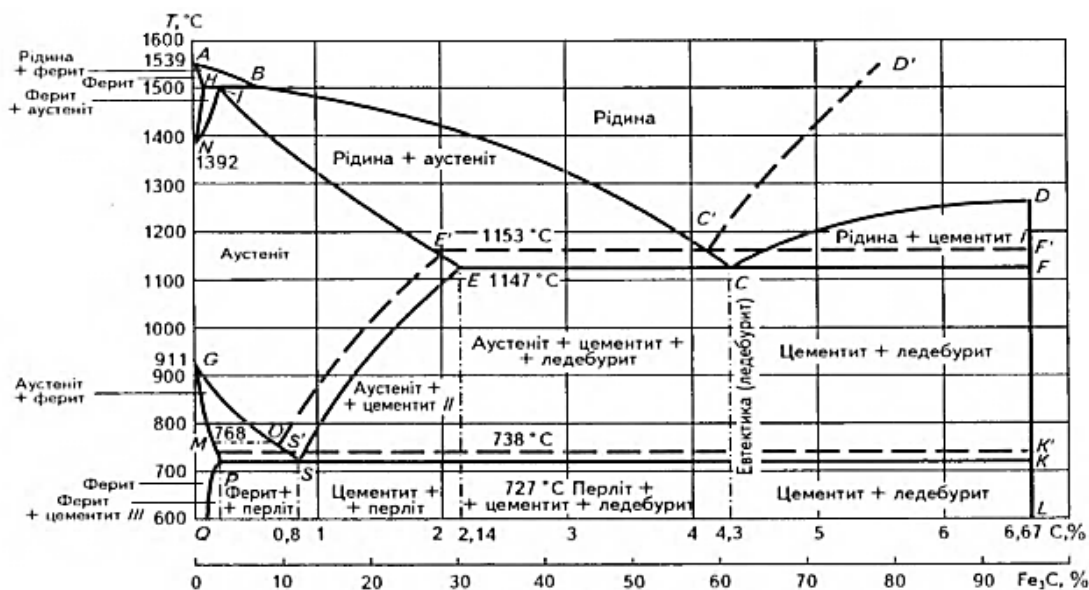


Рис. 1.1. Діаграма фазової рівноваги залізовуглецевих сплавів:

суцільні лінії – цементитна (метастабільна) система;

штрихові лінії – графітна (стабільна) система [93, 105]

В таблиці 1.1 представлено поділ сталей в залежності від структури в рівноважному стані [93, 105].

Таблиця 1.1.

Поділ сталей залежно від структури у рівноважному стані

Тип сталі	Вміст вуглецю, % C	Структурні складові	Характеристика мікроструктури
Доевтектоїдна	0,02–0,8	Ферит+Перліт (ферит переважає)	Пластична, м'яка сталь з низькою твердістю; зі зростанням вмісту C кількість фериту зменшується, а перліту – збільшується
Евтектоїдна	≈0,8	Перліт (пластинчастий ферит+цементит)	Збалансована твердість і міцність; структура рівномірною, добре піддається термообробці
Заевтектоїдна	0,8–2,14	Перліт + Вторинний цементит	Тверда, крихка, знижена пластичність; підвищена зносостійкість; придатна для інструментів і деталей із високими навантаженнями

Зі збільшенням вмісту вуглецю кількість м'якого фериту (80 НВ) зменшується, а кількість перліту і твердого цементиту (800 НВ), при цьому збільшується твердість і межа міцності. Ударна в'язкість і пластичні характеристики зменшуються (рис. 1.2). Коли вміст С перевищує 1,0%, межа міцності зменшується через утворення суцільної структури цементиту на межі зерен сталі.

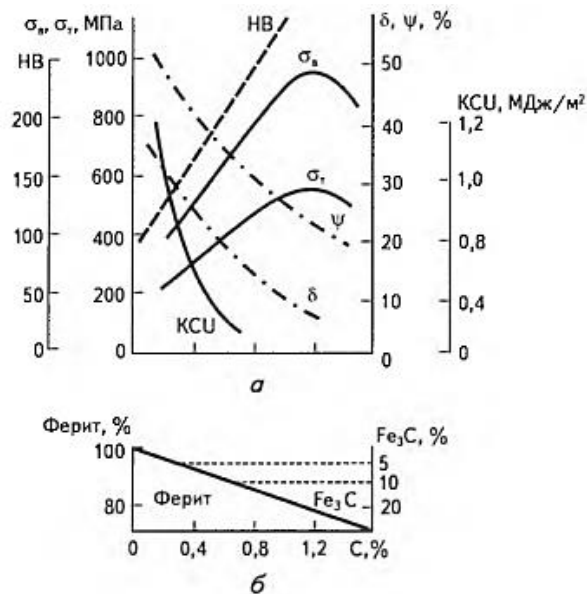


Рис. 1.2. Вплив вуглецю на механічні властивості сталі (а)
та на кількість фериту і цементиту (б) [93, 105]

Крім вуглецю, залізовуглецеві сплави мають домішки інших елементів, таких як марганець, кремній, фосфор, сірка, хром, нікель та інші, які суттєво впливають на їх механічні, технологічні та експлуатаційні властивості [93, 105].

Вуглецеві сталі містять в незначних кількостях легуючі елементи та поділяють їх на низьковуглецеві (до 0,25% C), середньовуглецеві (0,25-0,6% C) та високовуглецеві (понад 0,6% C). В свою чергу, леговані сталі містять легуючі елементи (Ni, Cr, Mo, Mn, Si) для покращення жаростійкості, корозійної стійкості та міцності і поділяють їх на низьколеговану (до 2,5% легуючих елементів), середньолеговану (2,5-10%) та високолеговану (понад 10%).

Класифікацію сталей та чавунів наведено на рис. 1.3 та 1.4.



Рис. 1.3. Класифікація сталей

Підрозділяються леговані сталі на конструкційні, інструментальні та спецпризначення. Конструкційні сталі призначені для опорних елементів, несучих каркасів, балок тощо. Мають задовільну зварюваність, стабільну міцність та стійкість до механічних навантажень. Інструментальні сталі використовують для виготовлення різальних, вимірювальних, штампувальних та інших інструментів, характеризуються високою твердістю, зносостійкістю, і при сильному нагріванні не втрачають дані властивості. В особливих умовах, таких як підвищена температура, агресивні хімічні середовища, високий тиск застосовують сталі спеціального призначення, а саме: шарикопідшипникові, жароміцні, корозійностійкі та кислотостійкі [93, 105].

Сферу застосування кожного конкретного типу сталі визначають за основними властивостями сталей: механічними, технологічними, фізичними та хімічними. До механічних властивостей, які залежать в основному від вмісту вуглецю, відносять здатність металу витримувати навантаження, руйнування та деформації: твердість, міцність, ударна в'язкість, пластичність, крихкість, ковкість тощо. До технологічних властивостей – комплекс властивостей, які визначають здатність металів до певного виду обробки: оброблюваність різанням, оброблюваність тиском, термооброблюваність, зварюваність, кування

та лиття. До фізичних властивостей – теплопровідність, теплостійкість, електропровідність. Хімічними властивостями є хімічна та корозійна стійкість. Так, наприклад, наявність хрому у складі сталі запобігає корозії, підвищує твердість та зносостійкість. А наявність нікелю покращує міцність, пластичність та опір корозії, нікелю – зберігає твердість при високих температурах, що є важливим для жароміцних та швидкорізальних сталей [93, 105].

Отже, властивості сталі дозволяють максимально точно пристосувати цей конструкційний матеріал до широкого спектру технологічних або виробничих вимог, гарантуючи стійку, безпечну та тривалу експлуатацію в абсолютно всіх галузях економіки та промисловості.

Основною особливістю чавунів є наявність цементиту або графіту, що і визначає його тип і властивості.



Рис. 1.4. Класифікація чавунів

Чавуни класифікуються за структурою та видом графіту. Сірі чавуни містять графіт у формі пластин. Властивостями такого чавуну є висока оброблюваність та задовільна теплопровідність, висока вібро- та шумопоглинаюча здатність. В білих чавунах порівняно з сірими графіт

відсутній, а вуглець у вигляді цементиту. Таким чавунам властиві висока твердість і крихкість. В свою чергу, після відпалу білого чавуну отримують ковкий чавун, якому властиві висока пластичність, задовільна ударна в'язкість, покращена зварюваність, задовільна оброблюваність. Високоміцні (модифіковані) чавуни містять графіт кулястої форми і характеризуються поєднанням високої міцності, із задовільною технологічністю. Леговані чавуни містять легуючі елементи (Cr, Ni, Mo) та мають характерні властивості: жаростійкість, корозійну стійкість, кислотостійкість тощо [32, 79, 89, 93, 105, 108].

Деталі машин і механізмів все частіше працюють під дією складних механічних, термічних і вібраційних навантажень, які змінюються з часом. Відтак сучасні конструкційні матеріали повинні гармонійно поєднувати високу стійкість до температурних змін, високу механічну міцність, здатність ефективно поглинати вібрації та піддаватися обробці при виготовленні деталей складної конфігурації. Саме тому наступний пункт розділу 1 присвячено важкооброблюваним залізовуглецевим сплавам, які потребують спеціального підходу до технології обробки.

1.2. Важкооброблювані залізовуглецеві сплави

Важкооброблюваність матеріалів є комплексною характеристикою, що визначає здатність матеріалу піддаватись механічній обробці різанням із умов забезпечення заданих параметрів точності геометричних форм, шорсткості поверхні, зносостійкості інструменту та допустимих енергетичних витрат процесу. На відміну від поняття оброблюваності, що відображає загальну технологічну придатність матеріалу до різання, термін важкооброблюваність застосовується до матеріалів, для яких процес зняття стружки супроводжується підвищеними силами різання, інтенсивним зношуванням інструменту, утворенням значної кількості тепла та складністю забезпечення стабільних параметрів обробленої поверхні [86, 88].

Важкооброблюваність зумовлюється поєднанням фізико-механічних та хімічних властивостей матеріалу заготовки. Зокрема, підвищена міцність і твердість збільшують сили різання, високий модуль пружності сприяє виникненню вібрацій, а низька теплопровідність спричиняє локальне перегрівання різальної частини інструменту. Крім того, хімічна активність при підвищених температурах сприяє адгезії матеріалу заготовки до інструменту, що погіршує якість обробленої поверхні [86].

Оцінювання важкооброблюваності здійснюється за комплексом показників, серед яких основними є:

- сили різання (P_x , P_y , P_z);
- температура в зоні різання;
- інтенсивність зношування інструменту (VB , KT , тощо);
- шорсткість обробленої поверхні (Ra , Rz);
- енергетичні витрати процесу.

Для кількісної оцінки важкооброблюваності застосовують емпіричні та аналітичні показники, які враховують вплив фізико-механічних властивостей матеріалу, режимів різання, геометрії інструменту та умов охолодження. Разом з тим, в сучасних дослідженнях важкооброблюваність описується через узагальнений коефіцієнт складності обробки, що включає відношення питомих сил різання до об'ємної енергії деформації матеріалу.

В таблиці 1.2 наведено класифікація та застосування важкооброблюваних матеріалів [86, 87] з поділом на вісім груп за їх оброблюваністю різанням.

Сучасні тенденції підвищення експлуатаційних характеристик деталей машин (жароміцність, зносостійкість, твердість) призводять до розширення номенклатури важкооброблюваних матеріалів. Це, у свою чергу, потребує розроблення нових технологічних підходів: застосування надтвердих різальних матеріалів (ПКНБ, кераміки, карбідів $TiCN$, $TiSiN$, $AlTiN$), адаптивного керування режимами різання, а також використання систем охолодження з мінімальною подачею мастильно-охолоджувальної рідини (MQL).

Таблиця 1.2

Класифікація важкооброблюваних матеріалів

Група	Легуючі елементи	Межа міцності на розтяг σ_B , МПа	Коефіцієнт оброблюваності відносно сталі 45	Застосування
I – теплостійкі сталі (34ХНЗМ, 15Х5М та ін.)	Cr – до 6%, Ni – до 3%, Mo – до 1%, V – до 1%, Si – до 2%	600 ÷ 800	0,5–1,0	деталі котельних установок та інших деталей
II – корозійно-стійкі, високохромисті матеріали (12Х13, 20Х13, 25Х13Н2 та ін.)	Cr >10%, інші – до 4%	700 ÷ 1000	0,12–0,9	диски і лопатки турбін, корпусні деталі, кронштейни та інших деталей
III – аустенітні сталі (12Х18Н10Т, 20Х23Н13, 12Х21Н5Т та ін.)	Cr > 15%, Ni > 5% та (Si, Ti, Al та ін.)	550 ÷ 1100	0,5–0,6	лопатки компресорних машин та інші
IV – жароміцні, жаростійкі аустенітного класу (45Х14Н14В2М, 09Х14Н16Б та ін.)	Cr > 12–25%, Ni > 10%, та (Mn, W, Mo, V, Ti та ін.)	700 ÷ 1000	0,2–0,4	диски і лопатки газових турбін, та інші деталі
V – жароміцні на нікелевій та залізонікелевій основі (ХН60ВТ, ХН77ТЮР, ХН80ТБЮ та ін.)	Cr – 10-20%, Ti, Al, W, Mo та ін.	800 ÷ 1200	0,1-0,3	диски, робочі та направляючі лопатки та інші деталі
VI – окалиностійкі та жароміцні ливарні сплави (ВХ-4, ВЖЗ6-Л2 та ін.)	з більшим вмістом Cr, Ti, Al, W, Mo та ін., ніж гр. V	800 ÷ 1100	0,05–0,1	соплові лопатки, корпуси редукторів та інші деталі
VII – титанові сплави (BT1-1, BT1-2, BT4, BT5, BT5-1, BT15, BT14 та ін.)	Ti, Al, Cr, Mo та інші	500 ÷ 1500	0,2–0,5	корпусні деталі, деталі фюзеляжу літального апарата, компоненти холодних секцій реактивних двигунів та системи посадочних шасі
VIII – високоміцні сталі (30Х2ГСН2ВМ, 42Х2ГСНМ та ін.)	з великим вмістом: Cr, Ni, W, Mo, V	1500 ÷ 3000	0,1–0,5	кришки, корпуси, деталі блоків штампів, прес-форм та ін.

Таким чином, поняття важкооброблюваності матеріалів є фундаментальною характеристикою технологічності конструкційних матеріалів і визначає не лише вибір інструментального матеріалу та параметрів обробки, а й загальну ефективність та стабільність процесу різання у виробництві деталей високої точності та надійності.

До важкооброблюваних відносять матеріали (табл. 1.2) з високими фізико-механічними властивостями, зокрема підвищеною твердістю, міцністю, в'язкістю, термостійкістю та хімічною активністю. Типовими представниками цієї групи є загартовані та високолеговані сталі (понад 45 HRC), нікелеві та титанові сплави, жароміцні та корозійностійкі матеріали, чавуни, а також композиційні та порошкові сплави. Для таких матеріалів характерне утворення нерівномірної, ламкої або навпаки – пластичної стружки, що ускладнює її відведення із зони різання, а також розвиток високих контактних температур, які призводять до дифузійного, адгезійного та окислювального зношування різальної кромки, що вимагає використання інструментів з надтвердих матеріалів.

Серед матеріалів, що працюють під значними механічними та термічними навантаженнями, особливе місце займають високоякісні інструментальні сталі, оскільки вони повинні відповідати підвищеним вимогам до зносостійкості, міцності та термостійкості. Такі сталі повинні забезпечувати незмінність властивостей під впливом високих температур і механічних навантажень, що визначає їх широке застосування в сучасній промисловості при виготовленні штампів і прес-форм. До цієї групи увійшли сталі марок 9ХС, 5ХН, 5ХГМ, Х12МФ, 5Х3В3МФС, 4Х5В2ФС і 4Х5МФС, які добре піддаються термічній обробці і забезпечують високу твердість (понад 45 HRC).

З-поміж них сталь 4Х5МФС, що відзначається стійкістю до ударних і циклічних навантажень, а також високою стійкістю до термічного розм'якшення. Застосовується для виготовлення штампів молотів і вкладишів пресових молотів. Легування хромом, ванадієм і молібденом забезпечує сталі 4Х5МФС підвищену термостійкість, в'язкість і здатність до рівномірного гартування без різких змін твердості по перерізу заготовки.

Завдяки легуванню сталь має високу пластичність і стійкість до деформацій при високих температурах. Термічна обробка виконується в кілька етапів, в наслідок чого досягається твердість до 65 HRC, що забезпечує її

надійність в експлуатації в умовах інтенсивних механічних навантажень. В таблиці 1.3. представлено хімічний склад загартованої сталі 4X5МФС [118].

Таблиця 1.3.

Хімічний склад сталі 4X5МФС [118]

Елемент	C	Si	Mn	Ni	S	P	Cr	Mo	V	Cu
%	0.32- 0.4	0.9- 1.2	0.2- 0.5	до 0.4	до 0.03	до 0.03	4.5- 5.5	1.2- 1.5	0.3- 0.5	до 0.3

В свою чергу, до важкооброблюваних чавунів відносяться високоміцні кулясті, вермикулярні та білі зносостійкі чавуни, що містять 3,0–4,3% С і характеризуються високою твердістю (до 600 НВ), грубозернистою структурою та наявністю карбідних фаз. Внаслідок високої твердості матриці, наявності твердих включень та низької теплопровідності відбувається нерівномірне зношування інструменту, з'являються мікротріщини та втрачається стабільність процесу механічної обробки. Щоб забезпечити якість оброблюваної поверхні та зменшити інтенсивність зношування різальних лез, використовують інструменти з підвищеною термостійкістю, міцністю та твердістю, оптимізовані режими різання, охолоджувальні рідини.

З поміж них чавуни з вермикулярним графітом (ЧВГ) відповідають вимогам забезпечення поєднання високої термостійкості, механічної міцності, здатності гасити вібрації, технологічності при виготовленні виробів складної форми. Їх основною особливістю є форма вільного графіту у вигляді коротких, вигнутих червоподібних включень [16, 19, 74]. Мікроструктура ЧВГ займає проміжне положення між сірими чавунами з пластинчастим графітом і високоміцними чавунами з кулястим графітом, та зображено на рис. 1.5 [72]. Для формування червоподібної форми графіту необхідна певна концентрація магнію – 0,016-0,019 %. Завдяки цьому ЧВГ поєднує високі експлуатаційні характеристики з ливарною технологічністю і є ефективним і конкурентоспроможним матеріалом для деталей, які працюють під значними навантаженнями.

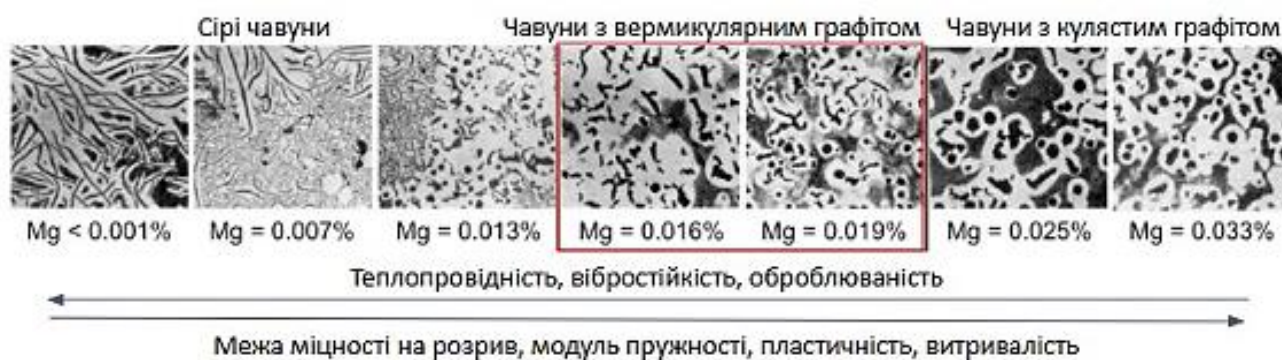


Рис. 1.5. Структура чавунів [72]

Вермикулярна форма графіту в структурі ЧВГ сприяє підвищенню міцності матеріалу, що призводить до ускладнення процесу обробки. Зв'язано це з тим, що графітові включення знижують теплопровідність металеві основи, що може негативно впливати під час механообробки на тепловідведення [45]. В таблиці 1.5 наведені фізико-механічні властивості чавунів та порівняння їх з характеристиками ЧВГ, за деякими з них (ливарність, здатність до поглинання вібрацій і теплопровідність) має перевагу над високоміцними чавунами (ВЧ) [45, 62]. Хімічний склад чавунів наведено в табл. 1.4. [19, 106, 112].

Таблиця 1.4.

Хімічний склад чавунів [19]

Матеріал	Форма графіту (%)			перліт (%)	Твердість (ВН)	Хімічний склад (%)							
	пластинчаста	вермикулярна	куляста			C	Si	Mg	Cu	Sn	Mn	S	Cr
Сірий	100	0	0	100	193	3,18	2,18	-	0,19	0,006	0,74	0,086	0,14
ЧВГ	0	>95	<5	70–80	220	3,73	2,25	0,01	0,47	0,033	0,41	0,015	0,03
50% ВЧ	0	45-55	45–55	>90	235	3,74	2,35	0,03	0,90	0,026	0,41	0,012	0,03
85% ВЧ	0	<20	>80	>90	245	3,68	2,20	0,04	0,94	0,10	0,40	0,010	0,03

Чавун з вермикулярним графітом має низку переваг порівняно з високоміцним кулястим чавуном, зокрема не схильний до значної об'ємної усадки, зниженої теплопровідності і утворення вибілу. В порівнянні з сірим чавуном має вищу міцність та меншу щільність.

Таблиця 1.5.

Порівняння фізико-механічних властивостей чавунів з ЧВГ [62]

Показник	Сірий чавун	Феритний ЧВГ	Перлітний ЧВГ	ВЧ
Тимчасовий опір під час розтягування, МПа	100...400	мін. 300	400...500	350...1000
Умовна границя плинності, 0,2%, МПа	-	мін. 240	340...440	250...700
Відносне видовження, %	макс. 0,5	мін. 2	мін. 1	2...22
Міцність та згин, МПа	300...600	600	700	800...1200
Міцність та стиск, МПа	500...1400	мін. 500	мін. 600	600...1200
Твердість по Брінеллю, НВ	140...300	130...190	200...280	120...350
Ударна в'язкість, кДж/м ²	6...19	макс. 10	-	6...25
Модуль пружності, ГПа	75...155	130...160	130...170	165...185
Щільність, кг/м ³	7000...7500	7000	7100	7100...7300
Питомий електричний опір (при 20 °С), мΩ·м	0,5...1,0	0,7	0,8	0,5...0,7
Коефіцієнт термічного розширення, 1/°С·10 ⁶	10-12	12-14	12-14	9...12

В таблиці 1.6 наведено переваги ЧВГ перед сірим чавуном і високоміцним чавуном з кулястим графітом [45, 62].

Таблиця 1.6.

Переваги ЧВГ по відношенню до СЧ і ВЧ

СЧ	ВЧ
Зменшення товщини стінок деталей при діючих робочих навантаженнях	Поліпшення якості складних виливків за рахунок кращих ливарних властивостей
Збільшення експлуатаційних навантажень при розробці нових деталей	Покращений вихід годного, до 20% за рахунок спрощення ливниково-живильної системи

СЧ	ВЧ
Підвищення міцності без застосування легування	Підвищення теплопровідності
Знижена ймовірності крихкого руйнування при роботі, монтажі та обслуговуванні завдяки підвищеній пластичності цього матеріалу	Менше накопичення внутрішніх напружень через більш високу теплопровідність та менший модуль пружності
Зниження схильності до утворення гарячих тріщин під час термоциклювання	Краща здатність демпфування вібрації
В умовах тертя змащених поверхонь, на 40...70% менший рівень зношування у порівнянні з СЧ з аналогічною структурою металевої основи	Покращена оброблюваність різанням

Застосування ЧВГ сприяє більш ефективному використанню ресурсів і дозволяє зменшити масу окремих компонентів без погіршення їх функціональних властивостей. В автомобілебудуванні, машинобудуванні та енергетиці зростає попит на ЧВГ, де цінується його висока міцність, тривалий термін експлуатації та здатність поглинати вібрації [93].

Наприклад, в автомобілебудуванні ЧВГ застосовують для виготовлення блоків циліндрів, корпусів двигунів, гальмівних дисків [17]. Компанії, які використовують ЧВГ: Volkswagen Group, Ford Motor Company, Stellantis, Hyundai Motor Group, Toyota Motor Corporation, Volvo Group, General Motors та інші [18].

Чавуни з вермикулярним графітом в верстатобудуванні застосовують для виготовлення станин та рам верстатів, в гірничій промисловості – для виробництва деталей, які піддаються високим навантаженням та зношуванню, таких як корпуси насосів та компоненти бурового обладнання [72], в аерокосмічній та оборонній промисловості - для виготовлення двигунів, гальмівних дисків, шасі літаків [19, 62, 72].

Відповідно до ISO 16112 існує п'ять марок чавунів з вермикулярним графітом на основі значень межі міцності [32, 45]. Ці марки зазначені в таблиці 1.7.

Таблиця 1.7.

Фізико-механічні властивості ЧВГ згідно з ISO 16112 [32, 71]

Марка чавуну	Тимчасовий опір на розтяг, МПа	Межа текучості, МПа	Відносне видовження, %	Твердість по Брінеллю (HBW)
ISO 16112/JV/300	300...375	220...295, мін. 210	1,5–2,0	140...210
ISO 16112/JV/350	350...425	260...335, мін. 245	1,5	160...220
ISO 16112/JV/400	400...475	300...375, мін. 280	1,0	180...240
ISO 16112/JV/450	450...525	340...415, мін. 315	1,0	200...250
ISO 16112/JV/500	500...575	380...455, мін. 350	0,5	220...260

В таблиці 1.8 наведено рекомендації щодо застосування ЧВГ згідно міжнародного стандарту ISO 16112:2006 [32, 45, 71].

Таблиця 1.8.

Рекомендації застосування ЧВГ відповідно до ISO 16112:2006 [32, 45, 71]

Матеріал	Властивості	Приклади типових застосувань
ISO 16112 / JV / 300	Низька міцність та висока пластичність. Висока теплопровідність та низька пружність, мінімальні термічні напруження. Переважно феритова матриця мінімізує ріст протягом тривалого впливу підвищених температур	Вихлопні колектори, головки циліндрів для великих морських і стаціонарних двигунів
ISO 16112 / JV / 350	Вища міцність, ніж у легованого сірого чавуну, гарна пластичність. Вищий вихід придатного та краща оброблюваність ніж у ВЧ	Станини, кронштейни та муфти, блоки циліндрів та головки для великих морських і стаціонарних дизельних двигунів, виливниці

Матеріал	Властивості	Приклади типових застосувань
ISO 16112 / JV / 400	Поєднання міцності, жорсткості та теплопровідності. Гарна зносостійкість.	Автомобільні блоки та головки циліндрів, гальмівні барабани. Станини, кронштейни та муфти. Виливниці. Корпуси насосів та гідравлічні компоненти
ISO 16112 / JV / 450	Вища міцність, жорсткість та зносостійкість ніж ISO16112 /JV/400, нижча оброблюваність	Автомобільні блоки та головки циліндрів. Подушки, кронштейни та муфти. Гальмівні диски. Корпуси насосів та гідравлічні компоненти
ISO 16112 / JV / 500	Найвища міцність і зносостійкість, та найнижча оброблюваність і пластичність	Високонапружені автомобільні блоки циліндрів. Гільзи циліндрів

В Україні стандарт ДСТУ 3926-99 «Чавун з вермикулярним графітом» регламентує марки матеріалу ЧВГ 300-4, ЧВГ 300-5, ЧВГ 400-4, ЧВГ 500–1 [32, 102]. За фізико-механічними характеристиками чавун марки CGI450 є найближчим аналогом до ЧВГ 500–1 і широко застосовується в промисловості. Провідними виробниками та постачальниками чавуну з вермикулярним графітом, які визначають ключові тенденції розвитку світового ринку є [102].

Таким чином, чавуни з вермикулярним графітом, завдяки поєднанню високих механічних, термостійких, демпфуючих і ливарних властивостей, належать до перспективних конструкційних матеріалів у машинобудуванні. Використання ЧВГ сприяє підвищенню надійності та довговічності виробів, зниженню маси конструкцій, а також покращенню функціональних характеристик машинобудівного обладнання. Зазначені переваги є визначальними у контексті технологічної модернізації та формування конкурентних переваг української промисловості на світовому ринку.

Разом з тим, ефективне впровадження ЧВГ в серійне виробництво потребує врахування особливостей його оброблюваності, які визначають вибір інструментальних матеріалів та параметрів режимів різання. Це, в свою чергу,

суттєво впливає на собівартість, продуктивність та стабільність процесу механічної обробки.

Зростаюча потреба машинобудування в важкооброблюваних залізобетонних сплавах обумовлює необхідність розробки сучасних ефективних методів обробки, спеціалізованих верстатів і інструментів.

1.3. Типові методи обробки плоских поверхонь деталей

Важливим етапом у машинобудуванні є обробка сталей і чавунів, але необхідно враховувати при виборі методів обробки, інструментів та режимів різання обмеження такі як технологічні, фізичні та економічні.

Обробка плоских поверхонь є ключовим етапом у виготовленні корпусних, базових та з'єднувальних елементів машин. До типових методів обробки відносяться фрезерування, шліфування, електроерозійна обробка, лазерна та хіміко-термічна обробка. Вибір методу залежить від матеріалу, точності, шорсткості та продуктивності.

Шліфування є одним з методів обробки плоских поверхонь деталей. Основним призначенням процесу шліфування є досягнення високої точності розмірів, низької шорсткості обробленої поверхні ($<0,01$ мкм), формування правильної геометрії поверхні. Цей спосіб масово застосовують на фінальних етапах виробництва деталей, зокрема тих, що виготовляють з високотвердих, загартованих або крихких матеріалів [104]. Однак це високоартісний та менш продуктивний метод порівняно з фрезеруванням, оскільки зняття матеріалу відбувається при невеликій товщині різання і низькій швидкості подачі.

В сучасному машинобудуванні фрезерування є основою більшості технологічних процесів оброблення [23].

При обробці плоских поверхонь виробів торцеве фрезерування є універсальним, високопродуктивним методом, який забезпечує високу точність, рівномірне навантаження на ножі фрези та ефективне відведення тепла, особливо при використанні сучасних інструментів:

- фрези зі змінними багатограними пластинами (RCKT, RCMX) – зручні у заміні, забезпечують сталість геометрії;
- твердосплавні фрези з покриттями TiAlN, Al₂O₃, TiCN – забезпечують підвищену стійкість до абразивного зносу;
- інструменти з нітридної кераміки та кубічного нітриду бору – ефективні при високошвидкісній обробці чавунів і сталей.

Геометрія різальної частини фрези (кут γ , радіус r , кут λ) визначає напрям і величину сил різання та впливає на формування мікрорельєфу поверхні [24, 67].

Торцеве фрезерування забезпечує кращу площинність і меншу хвилястість поверхні, що особливо важливо для фінішних операцій [23].

Фінішне торцеве фрезерування – це завершальна операція, яка забезпечує шорсткість поверхні $Ra \leq 0,63$ мкм, точність IT6–IT8 та сприятливі залишкові напруження стиску.

Загалом фрезерування є незамінним для виготовлення корпусних деталей, опорних плит, складових частин прес-форм, кронштейнів, напрямних, деталей двигунів та вузлів з високими вимогами до точності геометричних параметрів та якості фінішної поверхні.

Розвиток високошвидкісної обробки та впровадження інструментів із сучасних матеріалів – нітридної кераміки та кубічного нітриду бору – дозволили здійснювати ефективне фінішне фрезерування з невеликою глибиною різання ($a_p \leq 0,2$ мм), що забезпечує низькі зусилля різання, зменшене теплове навантаження та стабільність процесу. Завдяки цьому утворюється поверхня з низькою шорсткістю (до $Ra \approx 0,63$ мкм) і сприятливими залишковими напруженнями стиску, завдяки чому підвищується довговічність деталей. Фінішне фрезерування з малою глибиною різання характеризується вищою продуктивністю, дозволяє обробляти складні контури і підходить для автоматизації, що забезпечує йому конкурентну перевагу над традиційними методами фінішної обробки.

Обробка важкооброблюваних матеріалів (чавунів з вермикулярним або кулястим графітом і загартованих сталей (HRC 45–60)) супроводжується високими температурами (до 900–1000°C), ударними навантаженнями та нерівномірним тепловим полем у зоні різання.

Для фінішної обробки важкооброблюваних матеріалів застосовують в якості інструментальних матеріалів:

- PCBN (кубічний нітрид бору) - найкраща зносостійкість при $V=600\text{--}800$ м/хв;
- інструментальну кераміку - висока термостійкість і стабільна робота при фрезеруванні CGI;
- CVD/PVD-покриття твердих сплавів – для середньої твердості матеріалів.

Для досягнення високої ефективності фінішного торцевого фрезерування плоских поверхонь виробів з загартованих сталей та із чавуну з вермикулярним графітом необхідно враховувати ключові чинники: рівень продуктивності, стійкість інструменту до зношування та якість отриманої поверхні.

Таблиця 1.9.

Параметри торцевого фрезерування

Оброблюваний матеріал	Глибина різання, мм	Швидкість різання, м/хв	Подача на зуб, мм/зуб	Шорсткість Ra, мкм
Чавуни	0,5-3,0	500-800	0,05-0,10	0,8-1,6
Сталь	0,2-2,0	200-300	0,025-0,05	1,6-3,2

Таким чином, розглянуті класифікація, властивості та методи обробки залізовуглецевих сплавів формують уявлення про технологічні виклики при роботі з важкооброблюваними матеріалами. Особлива увага до фінішного торцевого фрезерування відкриває перспективи для оптимізації процесів та підвищення якості продукції. Тому наступний розділ присвячено аналітичному огляду сучасних досліджень фінішного торцевого фрезерування таких

важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів, як загартовані сталі та чавуни із вермикулярною формою графіту. Проведено аналіз впливу основних технологічних параметрів фрезерування та типів інструментальних матеріалів на сили різання, інтенсивність зношування різальних пластин, шорсткість поверхні, а також на формування та характер залишкових напружень у поверхневому шарі оброблених деталей.

РОЗДІЛ 2. АНАЛІТИЧНИЙ ОГЛЯД ДОСЛІДЖЕНЬ ОБРОБКИ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВИХ СПЛАВІВ

2.1. Аналіз оброблюваності важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів

На багатьох машинобудівних виробництвах плоскі поверхні деталей із важкооброблюваних матеріалів обробляють за допомогою шліфування та полірування, але ці процеси є високовартісними та трудомісткими. Порівняно з ними, торцеве фрезерування є більш економічно вигідним та продуктивним методом виготовлення таких деталей [116].

Для забезпечення високої ефективності обробки плоских поверхонь деталей з залізовуглецевих сплавів високої твердості на промислових підприємствах широко використовують інструменти із надтвердих матеріалів на основі кубічного нітриду бору та інструментальну кераміку. Дані матеріали мають високі фізико-механічні властивості та є хімічно інертними до заліза, що надає їм багато переваг по відношенню до інших інструментальних матеріалів [9, 11, 27, 85].

При застосуванні лезового інструменту із надтвердих матеріалів на основі кубічного нітриду бору для оброблення загартованих сталей виробничі витрати зменшуються на 30% [5, 12, 60, 96, 97, 99, 100, 116]. Разом з тим, застосування кубічного нітриду бору та нітридної кераміки під час торцевого фрезерування чавунів високої твердості також продемонстрували значні переваги [16, 74]. Для забезпечення технологічної ефективності оброблення залізовуглецевих сплавів високої твердості інструментами з надтвердих матеріалів, що є важливою науковою задачею, було здійснено детальний аналітичний огляд проблематики їх оброблюваності.

Оброблюваність матеріалів – це властивість, що визначає їх здатність піддаватись механічній обробці з найменшими витратами сил та енергії, мінімізуючи зношування інструмента. З точки зору інженерії, цей показник зазвичай асоціюється з максимальною ефективністю обробки за умови оптимальних режимів різання [26].

Автори в роботі [60] досліджували оброблюваність загартованої штампової сталі 2379 TS твердістю 58 HRC при торцевому фрезеруванні інструментом, оснащеним різальною пластинкою SANDVIK (R39011T308MPM1010). Розглядалися такі параметри різання, як швидкість різання, подача на зуб, глибина різання за різних умов різання, зокрема при застосуванні мастильно-охолоджувальної рідини (MOP) та без неї. Вимірювання проводилось двічі для отримання середнього значення показників шорсткості поверхні загартованої штампової сталі після кожного експериментального дослідження (табл. 2.1.).

Таблиця 2.1.

Середні значення шорсткості (Ra) обробленої поверхні

Експери- мент	Швидкість різання, м/хв	Подача, мм/зуб	Глибина різання, мм	Шорсткість поверхні, мкм (без застосування MOP)	Шорсткість поверхні, мкм (із застосуванням MOP)
1	115	0,08	0,25	0,5550	0,4000
2	125	0,2	0,25	0,7850	0,6500
3	125	0,08	0,5	0,4350	0,2500
4	115	0,2	0,5	0,6650	0,6200

На рис. 2.1 показано порівняння отриманих показників шорсткості поверхні при різних умовах різання.

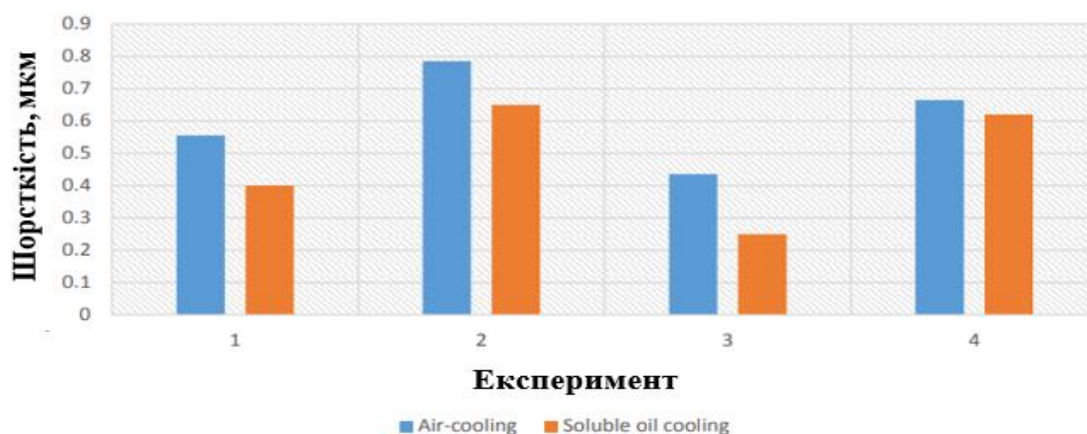


Рис. 2.1. Результати шорсткості поверхні (Ra) загартованої сталі при різних умовах різання [60]

При застосуванні МОР отримано кращі показники шорсткості поверхні (рис. 2.1). Це пояснюється тим, що МОР знижує температуру різання та зменшує тертя, запобігає утворенню наростів на різальній кромці, що забезпечує покращення якості обробленої поверхні.

Зокрема, чавуни мають різну оброблюваність залежно від їх типу, що визначається морфологією графітних включень, їх розмірами, просторовим розташуванням, а також структурою металевої основи (наприклад, феритною чи перлітною) [19]. Форма графіту суттєво впливає на процес стружкоутворення, величину сил різання, ступінь зношування інструменту та якість обробленої поверхні при лезовій обробці [51].

У таблиці 2.2 наведено порівняльні показники оброблюваності чавунів з різною структурою та формою графіту. За еталон (100 %) прийнято перлітний сірий чавун, який традиційно вважається базовим за легкістю обробки [59].

Таблиця 2.2

Матеріал	Умови	Оброблюваність, %
Сірий чавун	Феритний	130
Сірий чавун	Перлітний	100
Чавун з кулястим графітом	Ферит-перлітний	75
Чавун з кулястим графітом	Перлітний	70
Ковкий чавун	Феритний	115
Ковкий чавун	Перлітний	93
Чавун з вермикулярним графітом	—	80
Відпущений ковкий чавун	М'який	80
Відпущений ковкий чавун	Загартований	35
Ni-resist аустенітний чавун	НВ 400...440	90
Охолоджений чавун	НВ 400...440	50
Загартований чавун	НВ 550...600	25

Однією з причин більш низької оброблюваності ЧВГ є відсутність шару сульфідів марганцю (MnS), які зазвичай утворюються на межі розділу інструмент/заготовка при різанні сірих чавунів [2] Такий шар стає щільнішим

за умов безперервного різання СЧ при високих швидкостях (800 м/хв) [61]. MnS шар діє як тверде мастило при обробці СЧ, але в ЧВГ він відсутній через значно нижчий вміст сірки (у 10 разів менше, ніж у сірому чавуні) [58, 66]. Його відсутність погіршує трибологічні умови різання, підвищує температуру в зоні контакту і сприяє більш інтенсивному абразивному та адгезійному зношуванню інструменту (рис. 2.2), особливо при високих швидкостях різання.

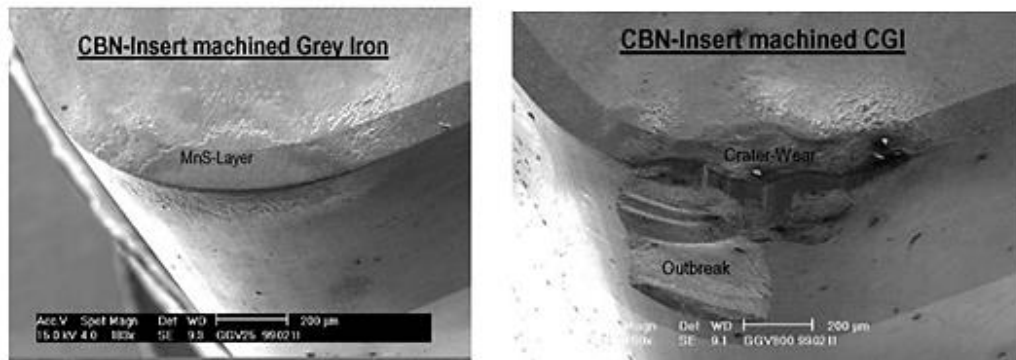


Рис. 2.2. Знос різального інструмента після обробки СЧ та ЧВГ при швидкості різання 800 м/хв [28]

В роботі [28] досліджували вплив графіту, металевої матриці та хімічного складу на оброблюваність чавунів і встановили, що обробка чавуну з вермикулярним графітом є значно складнішою порівняно з сірим чавуном, особливо за умов високих швидкостей різання (рис. 2.3).

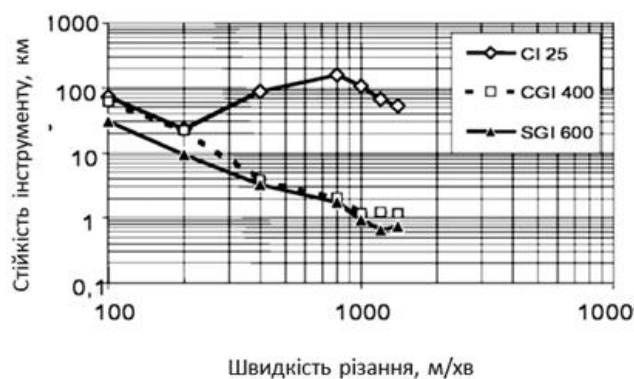
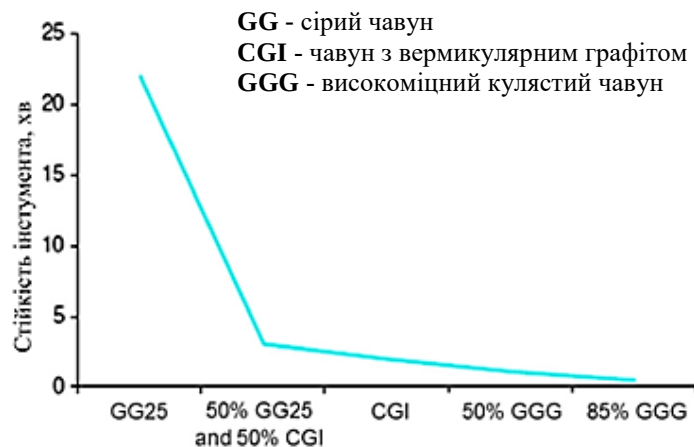


Рис. 2.3. Залежність стійкості інструмента від швидкості різання при обробці різних типів чавуну: СЧ, ЧВГ та ВЧ [28]

Встановлено, що підвищення вмісту вермикулярного графіту в структурі чавуну при обробці інструментами з КНБ призводить до зниження оброблюваності [18] (рис. 2.4.).



Чавун із різною морфологією графіту

Рис. 2.4. Вплив форми графіту на стійкість інструмента при обробці чавуну інструментами з КНБ при швидкості різання $v = 800$ м/хв [18]

Багато наукових праць [5, 6, 13, 18, 25, 29, 36, 54, 79, 81, 94, 95, 107] було присвячено дослідженню оброблюваності важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів, зокрема визначенню сил різання і температур, які виникають в зоні різання та інтенсивності зношування різальних інструментів, що розглянуті далі в даному розділі.

2.2. Особливості силових характеристик при торцевому фрезеруванні

Автори [29] досліджували вплив умов різання на сили різання та шорсткість обробленої поверхні загартованої сталі SKD61 (46 HRC) при торцевому фрезеруванні інструментом із ПКНБ (пластина R39011T308MPL4220 з покриттям CVD Ti (C, N) + Al_2O_3 +TiN). Хімічний склад загартованої інструментальної сталі SKD61 представлено в табл. 2.3.

Таблиця 2.3.

Хімічний склад загартованої сталі SKD61

Елемент	C	Si	Mn	Cr	Mo	V
%	0,32-0,42	0,18-1,2	$\leq 0,5$	4,5-5,5	1,0-1,5	0,8-1,2

Вплив режимів різання (швидкості різання, подачі і глибини різання) на шорсткість обробленої поверхні зображено на рис. 2.5.

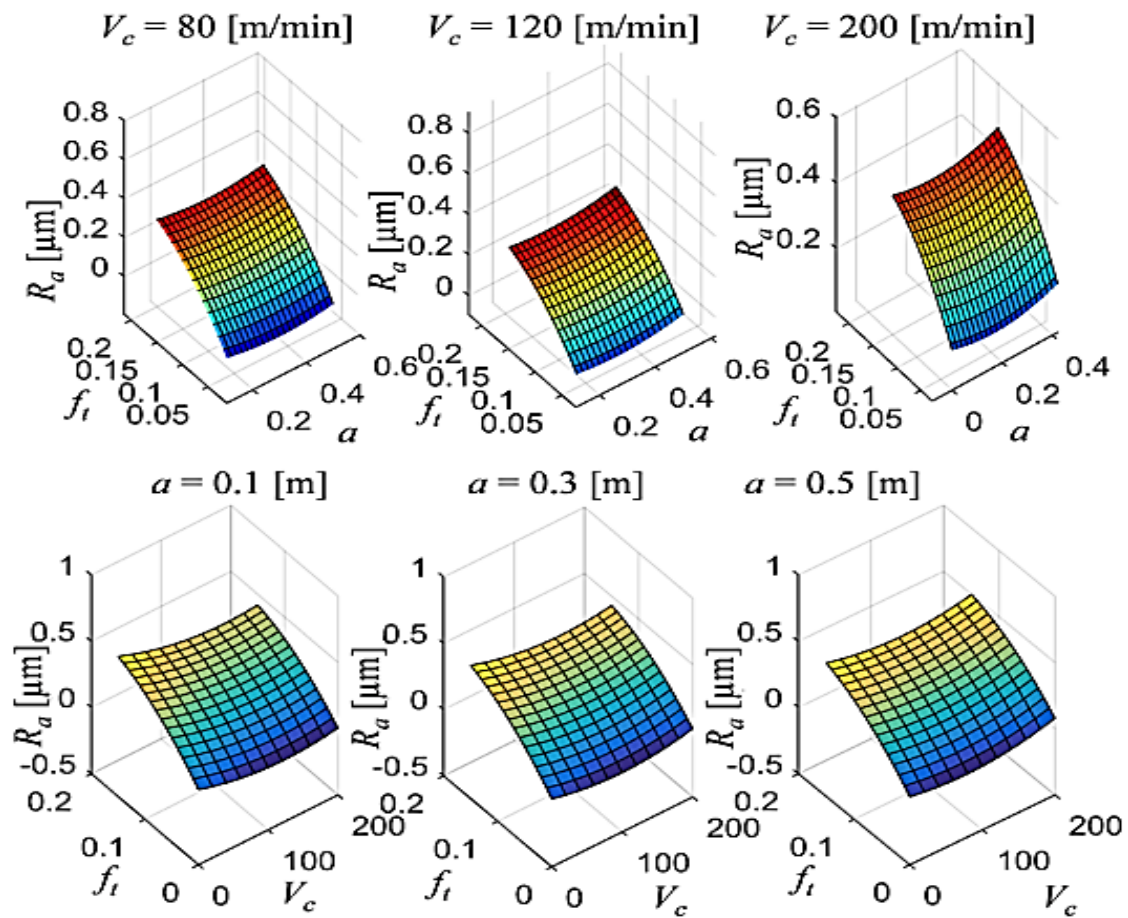


Рис. 2.5. Вплив режимів різання (V_c , м/хв; f_t , мм/зуб; a , мм) на шорсткість обробленої поверхні загартованої сталі SKD61 [29]

Найбільш суттєвим фактором впливу на шорсткість поверхні була подача (f_t , мм/зуб), а на сили різання – глибина різання (a , мм) (рис. 2.6).

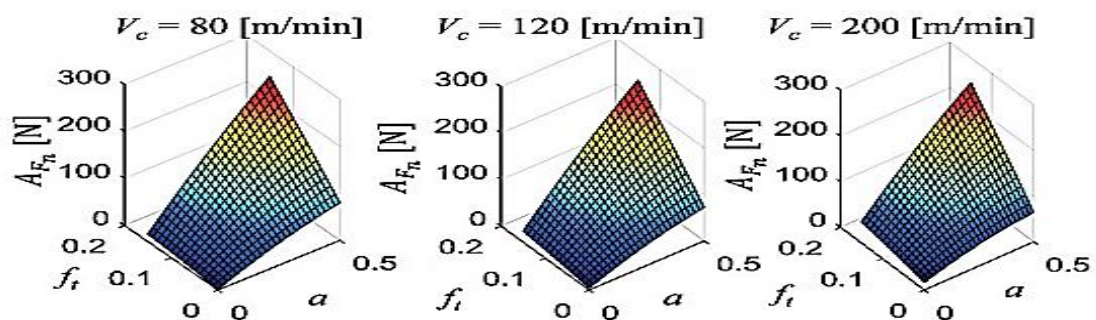


Рис. 2.6. Вплив режимів різання (V_c , м/хв; f_t , мм/зуб; a , мм) на сили різання [29]

Таким чином, результати дослідження [29] підтверджують, що збільшення технологічних параметрів фрезерування, а саме подачі та глибини різання, безпосередньо впливає на якісні характеристики обробленої поверхні та процесу різання. Зростання подачі призводить до підвищення шорсткості поверхні, а збільшення глибини різання та товщини стружки обумовлює підвищення сил різання, що узгоджується з загальновідомими закономірностями механічної обробки.

Авторами [85] розроблено чисельну модель процесу торцевого фрезерування загартованої сталі AISI H13 (табл. 2.4.) для прогнозування впливу умов різання на сили різання. При лабораторних дослідженнях була застосована торцева фреза (різальна пластина фірми SECO COMPANY (RDHW10T3MOMD04)) (рис. 2.7).

Таблиця 2.4.

Хімічний склад сталі AISI H13

Елемент	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	Fe
%	0,32-0,45	0,80-1,20	0,20-0,50	4,75-5,50	1,10-1,75	0,80-1,20	Bal.

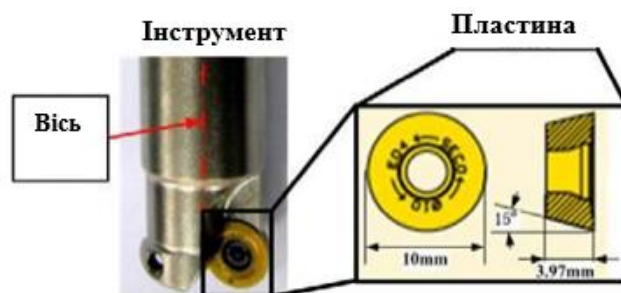


Рис. 2.7. Торцева фреза і різальна пластина фірми SECO COMPANY [85]

Розроблена модель дозволила спрогнозувати значення складових сили різання і порівняти з експериментальними результатами досліджень. Сили різання (осьова P_x , радіальна P_y , тангенціальна P_z) протягом одного циклу різання при експериментальних дослідженнях та при комп'ютерному моделюванні є однаковими (рис. 2.8).

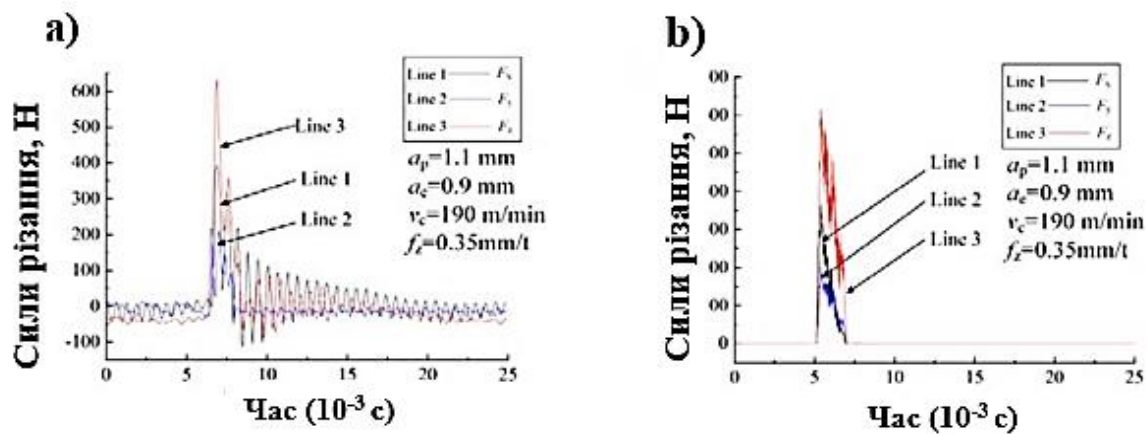


Рис. 2.8. Порівняння сил різання за один цикл різання [85]:

а) експериментальні дослідження; б) комп'ютерне моделювання

На рис. 2.9 (а), показано вплив швидкості різання на сили різання, на рис. 2.9 (б) показано вплив подачі на сили різання. Дослідження показали, що при збільшенні подачі від 0,25 мм/зуб до 0,35 мм/зуб сили різання швидко зростають, а від 0,35 мм/зуб до 0,45 мм/зуб зростають відносно поступово.

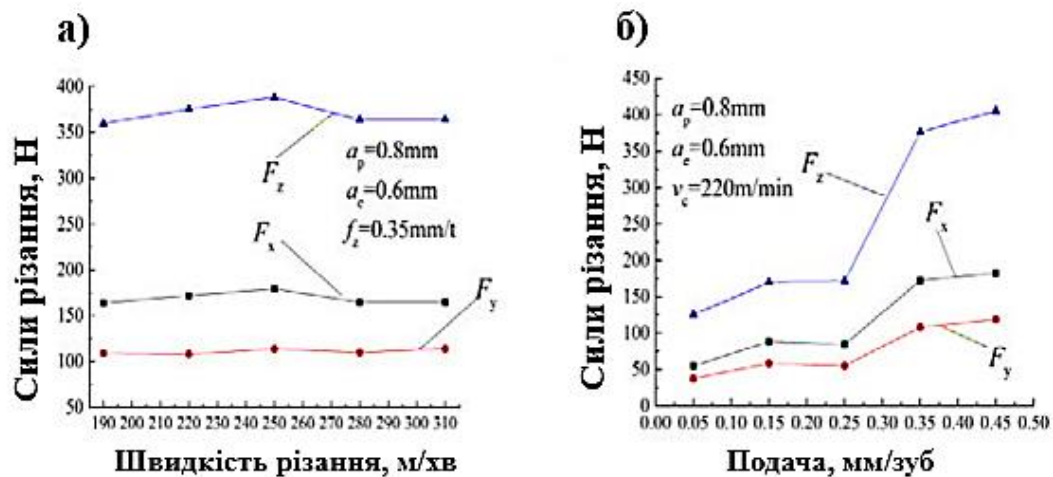


Рис. 2.9. Порівняння результатів: а) вплив швидкості різання на сили різання; б) вплив подачі на сили різання [85]

Дослідження [85] показали, що зі збільшенням подачі сили різання зростають, при цьому вплив швидкості різання – є незначним. Однак автори не розглядали вплив глибини різання на сили різання, що формує нову задачу для подальших досліджень.

В роботі [5] для прогнозування складових сили різання запропоновано аналітичну модель процесу торцевого фрезерування, а також були проведені експериментальні дослідження для порівняння результатів між собою та з моделлю Кіма та Емана [36]. Отримано основні рівняння для прогнозування компонентів сили різання (x , y , z), що діють на пластину, враховуючи вплив геометрії різальної пластини. Експериментальні дослідження [5] проводилися при застосуванні торцевої фрези з 5 круглими різальними пластинами. Авторами проведено 8 експериментів, де кожен тест повторювався. Експериментальні дані дослідження представлені в табл. 2.5.

Таблиця 2.5.

Дані експериментальних досліджень [5]

№ експерименту	1	2	3	4	5		6		7	
	Кут нахилу, θ °	Швидкість різання V , м/хв	Подача S , мм/зуб	Глибина різання t , мм	Сили в напрямку X , Н		Сили в напрямку Y , Н		Сили в напрямку Z , Н	
					Цикл 1	Цикл 2	Цикл 1	Цикл 2	Цикл 1	Цикл 2
1	30	90	125	0,5	569	533	673	653	269	292
2	30	90	250	0,5	881	922	1047	1173	444	446
3	30	125	125	0,5	562	521	636	670	279	252
4	30	125	250	0,5	665	706	803	851	340	331
5	40	90	125	0,5	742	660	811	748	211	216
6	40	90	250	0,5	1016	1001	1080	1077	393	378
7	40	125	125	0,5	618	622	610	641	179	213
8	40	125	250	0,5	798	851	836	931	277	296

Порівняння результатів, що отримані в ході експериментальних досліджень, при застосуванні моделі Кіма-Емана [36], з результатами аналітичної моделі для прогнозування сил різання при торцевому фрезеруванні зображено у відповідності до P_x , P_y , P_z (рис. 2.10-2.12).

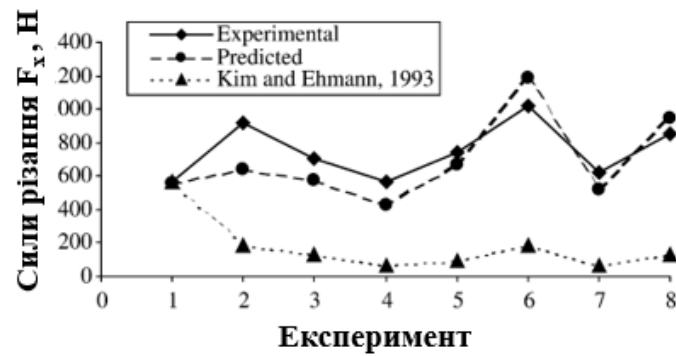


Рис. 2.10. Графік порівняння моделей для сили різання P_x [5]

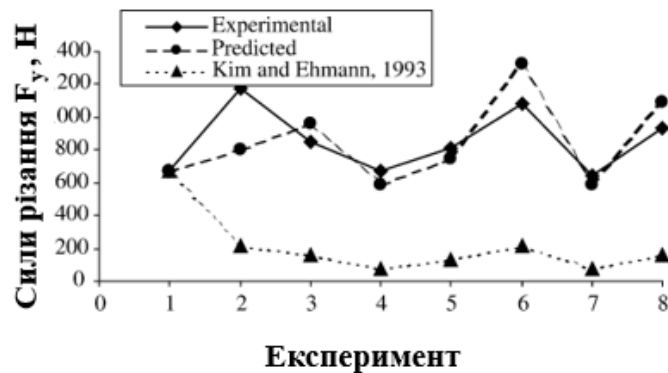


Рис. 2.11. Графік порівняння моделей для сили різання P_y [5]

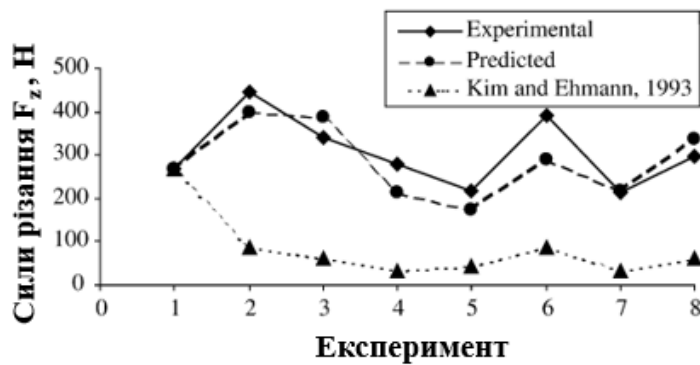


Рис. 2.12. Графік порівняння для максимальної сили різання P_z [5]

Таким чином, отримані результати свідчать про те, що похибка передбачення компонентів сили різання P_x , P_y , P_z становить відповідно 10%, 12%, 17%. Це підтверджує високу точність запропонованої моделі прогнозування сили різання, та показує відповідність між аналітичними значеннями та експериментальними даними, що доводить ефективність для практичного застосування в заданих умовах обробки.

У дослідженні [47] розглянуто вплив подачі та глибини різання на сили різання з метою побудови моделі, здатної прогнозувати ці сили для різних комбінацій режимів фрезерування. Проведено аналіз зміни товщини стружки в кутовій області торцевого фрезерування, що виникає внаслідок зміни конфігурації різальної кромки. На основі цього аналізу здійснено розрахунок однорідної матриці перетворення (Homogeneous Transformation Matrix, HTM) з урахуванням геометрії різальних пластин для визначення сили різання при торцевому фрезеруванні.

Дослідниками було введено три системи координат, щоб проілюструвати моделювання складових сил різання (рис. 2.13).

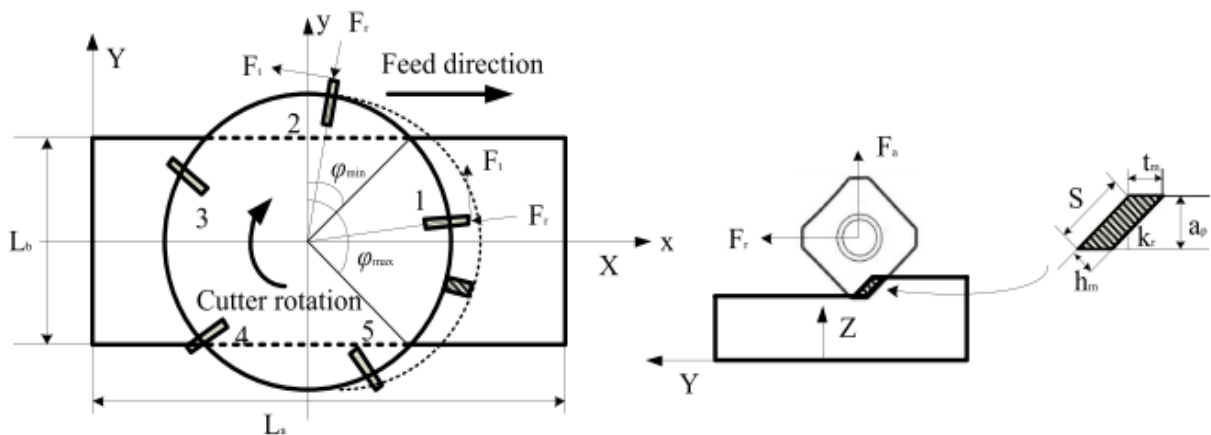


Рис. 2.13. Опис геометрії та систем координат при торцевому фрезеруванні [47]

У розробленій моделі [47] сили різання вважаються пропорційними площі зрізу. Площа зони зсуву визначається як добуток товщини незрізаної стружки на довжину різальної кромки. Через обертальний рух торцевої фрези сили, що діють на різальний елемент змінюються з кутом повороту. Виходячи з методики, запропонованої авторами, було встановлено взаємозв'язок між коефіцієнтами різання та технологічними параметрами процесу фрезерування.

На рис. 2.14 наведено порівняння розрахованих та експериментально отриманих значень коефіцієнтів різання, що демонструє їх високу відповідність.

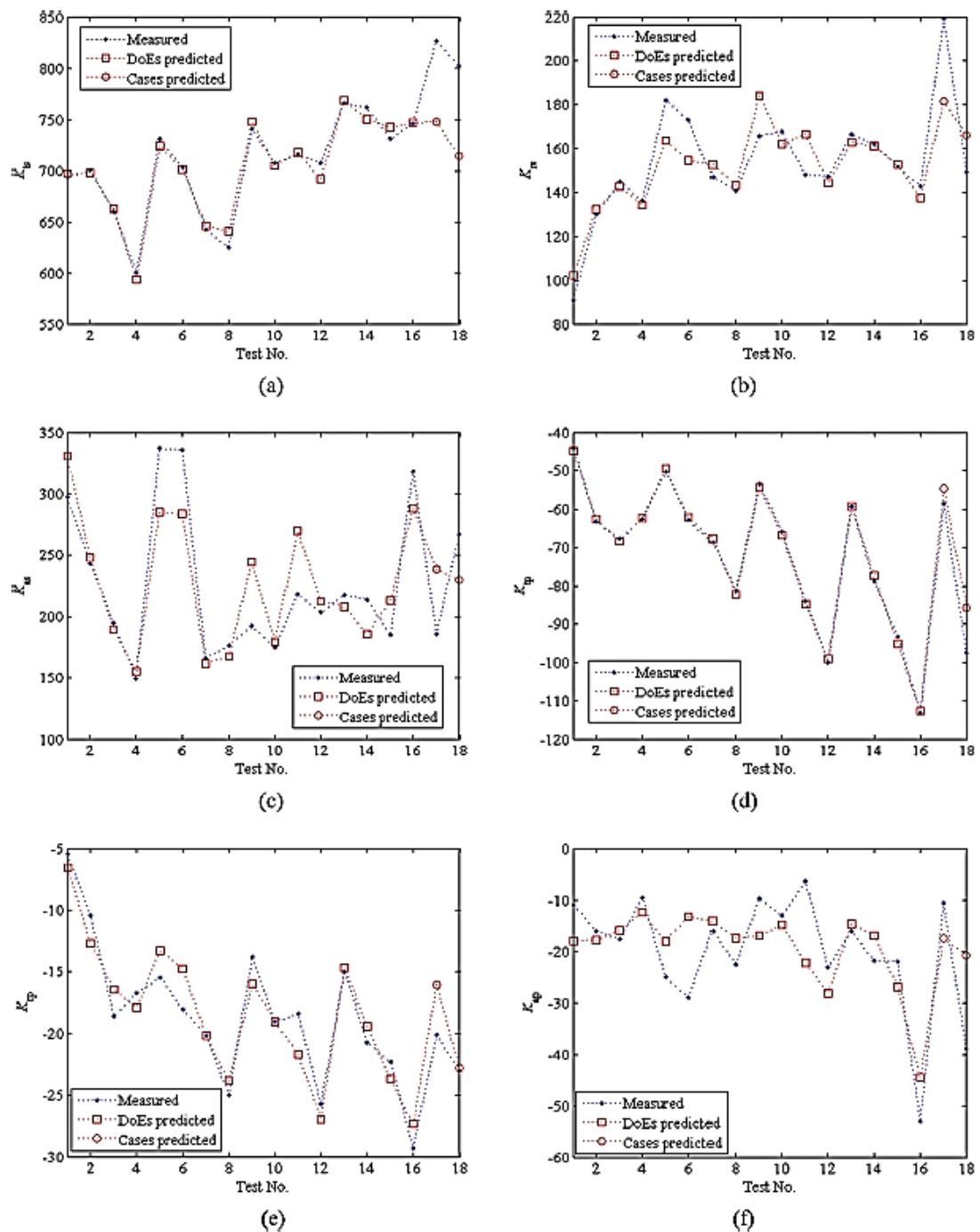


Рис. 2.14. Порівняння між прогнозованими коефіцієнтами різання та експериментальними: а) K_{ts} , б) K_{rs} , в) K_{as} , г) K_{tp} , е) K_{rp} , ф) K_{ap} [47]

Застосування математичних виразів дозволило визначити відповідний вектор коефіцієнтів сили різання для будь-яких режимів фрезерування з використанням однорідної матриці перетворення (Homogeneous Transformation Matrix, НТМ) [47]. Ефективність запропонованого методу для прогнозування сили різання була підтверджена експериментально.

Аналіз літературних джерел щодо особливостей обробки загартованих сталей при фінішному фрезеруванні інструментами із ПКНБ різних груп показав, що стійкість пластин та якість поверхні значною мірою визначаються вибором матеріалу різальної пластини та режимами різання. Водночас для повноти дослідження необхідно розглянути поведінку інструменту при обробці чавунів з вермикулярним графітом, структура яких формує інший характер силових навантажень та механізмів зношування.

Під час обробки чавуну з вермикулярним графітом у зоні різання виникають складнощі з утворенням стружки та підвищується температура, що призводить до зростання сил різання порівняно з обробкою сірого чавуну (СЧ) і спричиняє швидке зношування різального інструменту.

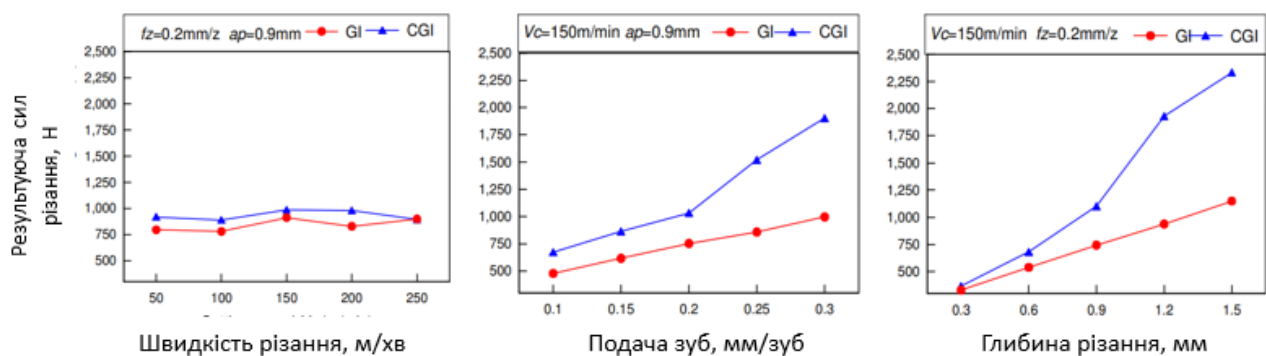


Рис. 2.15. Залежність сил різання при фрезеруванні СЧ та ЧВГ від параметрів різання [25]

У роботі [25] під час торцевого фрезерування чавунів твердосплавним інструментом встановлено, що результуючі сили різання (рис. 2.15) при обробці ЧВГ були майже вдвічі вищими порівняно з СЧ, досягаючи значення близько 2300 Н за максимальних параметрів глибини різання (1,5 мм) та подачі на зуб (0,3 мм/зуб). У межах досліджуваного діапазону швидкість різання (50–250 м/хв) практично не впливала на рівень сил різання, тоді як подача та глибина різання мали визначальний вплив на їхню величину.

Отримані в роботі [25] результати експериментальних досліджень підтверджують, що зі збільшенням подачі та глибини різання відбувається

інтенсивне зростання сил різання при фрезеруванні чавуну з вермикулярним графітом.

Водночас встановлено, що застосування покриттів є ефективним засобом зниження силового навантаження на інструмент [43]. Зокрема, інструменти з покриттям TiAlN/AlCrN характеризуються найменшою інтенсивністю зростання сил, що свідчить про їх високу ефективність у зменшенні тертя в зоні контакту, обмеженні тепловиділення, зменшення зношування та стабілізації процесу різання порівняно з іншими дослідженими варіантами покриттів (рис. 2.16-2.17).

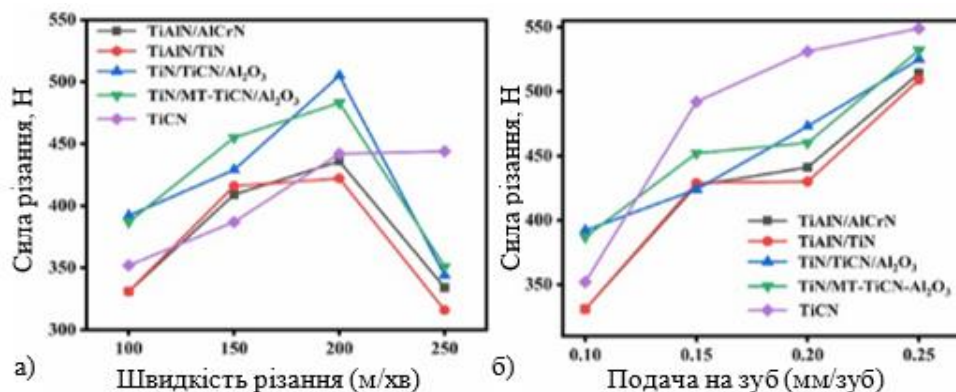


Рис. 2.16. Залежність сил різання від параметрів різання фрезеруванні ЧВГ твердосплавами з різними захисними покриттями [43]

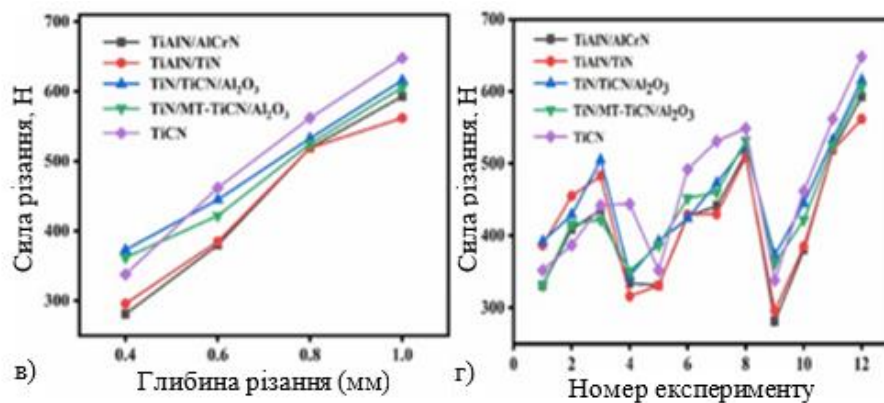


Рис. 2.17. Залежність сил різання від параметрів різання фрезеруванні ЧВГ твердосплавами з різними захисними покриттями [43]

У дослідженні [76] проаналізовано вплив швидкості різання V та об'єму зняття матеріалу Q на сили різання при фрезеруванні ЧВГ твердосплавним інструментом із CVD-покриттям. Як показано на рис. 2.18, при $V=134$ м/хв усі

складові сил різання зростають незначно (зміна результуючої $\approx 7\%$) зі збільшенням Q від 0 до 500 cm^3 . При $V=800$ м/хв об'єм знятого матеріалу має значно більший вплив на сили різання (F_r – результуюча сил різання змінюється з ~ 1100 Н до ~ 1600 Н ($\approx 45\%$)). Зношування при цьому також інтенсивніше при швидкості різання 800м/хв.

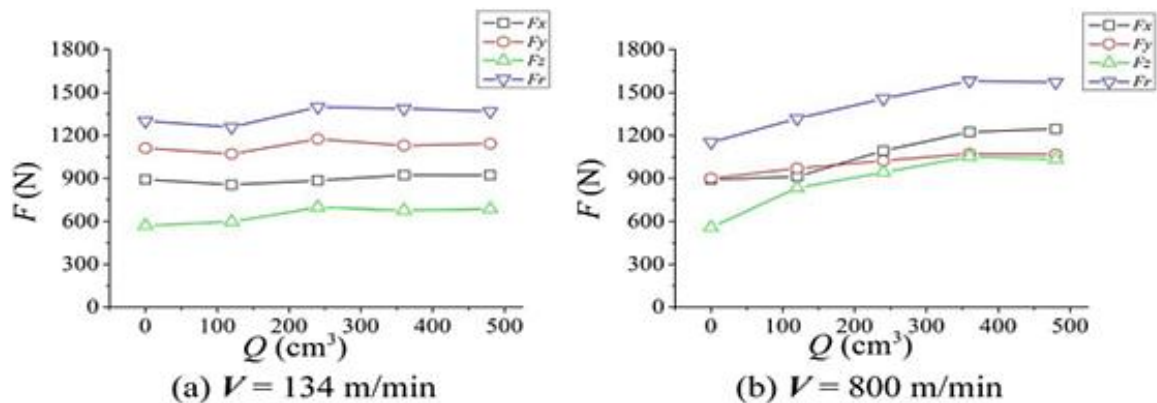


Рис. 2.18. Вплив об'єму зняття матеріалу Q на складові сил різання та результуючу силу при фрезеруванні ЧВГ зі швидкістю різання $V=134$ м/хв і $V=800$ м/хв [76]

Отримані результати [76] демонструють переваги обробки ЧВГ твердосплавними інструментами при низьких швидкостях різання. Однак в умовах високошвидкісного й високопродуктивного різання твердосплавні інструменти навіть з захисними покриттями поступаються за зносостійкістю і стабільністю процесу обробки інструментам із надтвердих матеріалів, зокрема КНБ і інструментальної кераміки [46].

У дослідженнях [2] було встановлено, що інструменти з кубічного нітриду бору мають найбільшу зносостійкість при торцевому фрезеруванні чавунів з вермикулярним графітом. При швидкості різання 800 м/хв стійкість інструмента з КНБ перевищувала 15 км, в той час як для твердосплава з покриттям при швидкості різання 250 м/хв вона була близько 2,5 км. Інструментальна кераміка поступалася КНБ, проте мала перевагу по відношенню до твердосплавів з покриттями. При швидкості різання 800 м/хв зносостійкість кераміки була в межах 5 км (рис. 2.19).

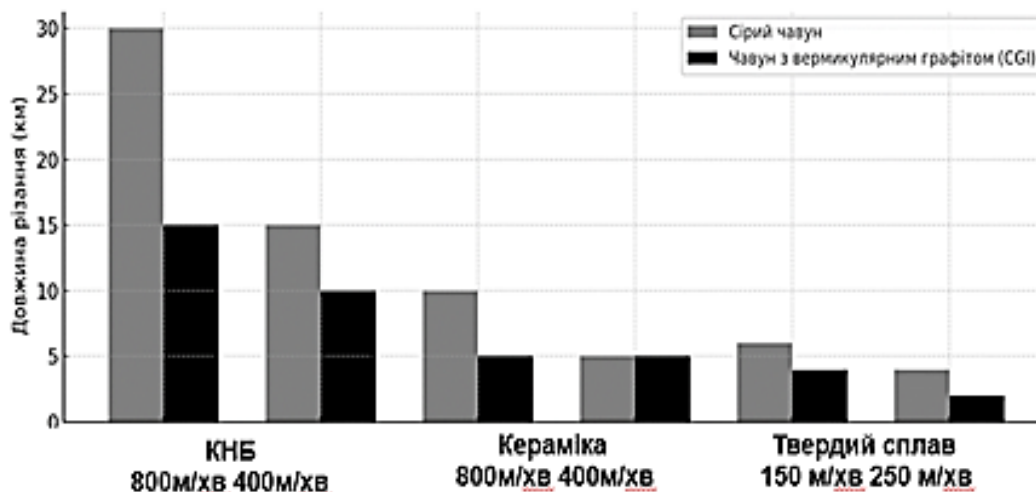


Рис. 2.19. Зносостійкість КНБ, кераміки та твердосплавів при торцевому фрезеруванні сірого чавуну та чавуну з вермикулярним графітом [2]

В більшості наукових праць стверджують, що інструментальна кераміка має переваги по відношенню до твердосплавів при лезовій обробці чавунів, в тому числі і при фрезеруванні. Зокрема в роботі [67] зазначено, що під час фрезерування ЧВГ керамічні інструменти мають кращу зносостійкість за умов високошвидкісної обробки порівняно з твердосплавними інструментами. Підвищена термостійкість, хімічна інертність та стабільність ріжучої кромки зумовлюють ефективну роботу кераміки в умовах інтенсивного теплового навантаження, характерного для обробки ЧВГ.

В роботах [73] та [84] показано, що керамічні інструменти на основі Si_3N_4 зберігають працездатність при швидкостях до 300 м/хв із помірним зношуванням, тоді як твердосплавні пластини за аналогічних умов мають значно нижчий ресурс. Ці літературні дані узгоджуються з результатами експериментів [67], де при фрезеруванні ЧВГ з низьким вмістом титану (до 0,04 %) керамічні інструменти демонстрували найкращу зносостійкість (до 90 хв роботи) та найвищу ефективність знімання матеріалу – понад 7000 cm^3 на одиницю ресурсу (рис. 2.20, рис 2.21). Дані робіт [67, 73, 84] підтверджують ефективність інструментів з кераміки при високошвидкісній обробці ЧВГ.

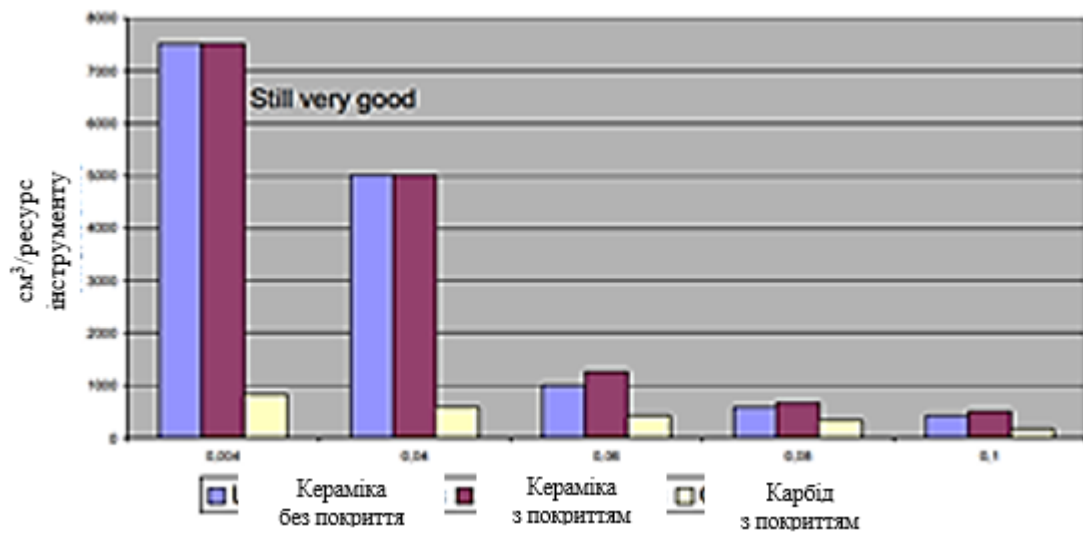


Рис. 2.20. Об'єм знятого матеріалу на одиницю ресурсу інструменту при фрезеруванні ЧВГ ($V = 700$ м/хв, $S_z = 0,125$ мм/зуб, $t = 2$ мм) [67]

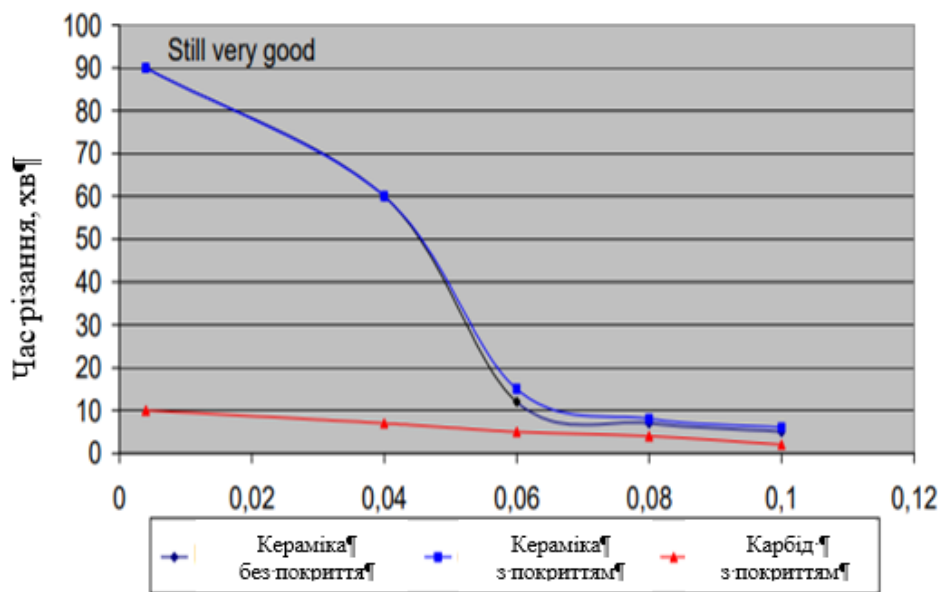


Рис. 2.21. Стійкість інструменту при торцевому фрезеруванні ЧВГ з різним вмістом титану ($V = 700$ м/хв, $S_z = 0,125$ мм/зуб, $t = 2$ мм і шириною обробки 40 мм) [67]

Встановлені закономірності силових навантажень при фінішному торцевому фрезеруванні створюють основу для подальшого дослідження механізмів зношування різальних пластин, адже саме навантаження формують умови їх роботи.

2.3. Зношування різальних пластин при фінішному торцевому фрезеруванні

Залежно від режимів різання, типу верстатного обладнання та властивостей оброблюваного матеріалу, для інструментів із ПКНБ характерні такі основні механізми зношування: абразивний, адгезійний, дифузійний і хімічний, що виникають внаслідок взаємодії компонентів ПКНБ-композиту з матеріалом оброблюваної деталі [10, 68]. Відокремити один механізм зношування інструменту при механічній обробці складно, тому процес зношування в зоні різання необхідно розглядати як результат сумісної взаємодії декількох видів. Слід відмітити, що процес зношування інструменту з різним вмістом ПКНБ має свої певні особливості.

Автори [27] досліджували зносостійкість різальних пластин із ПКНБ без покриттів (CBN300 Grade-SNEN0903ENE-M06) (рис. 2.22, а) та з покриттям TiN (CBN300P Grade-SNMN090308) (рис. 2.22, б) при фінішному торцевому фрезеруванні загартованої сталі 90MnCrV8 (61 HRC).

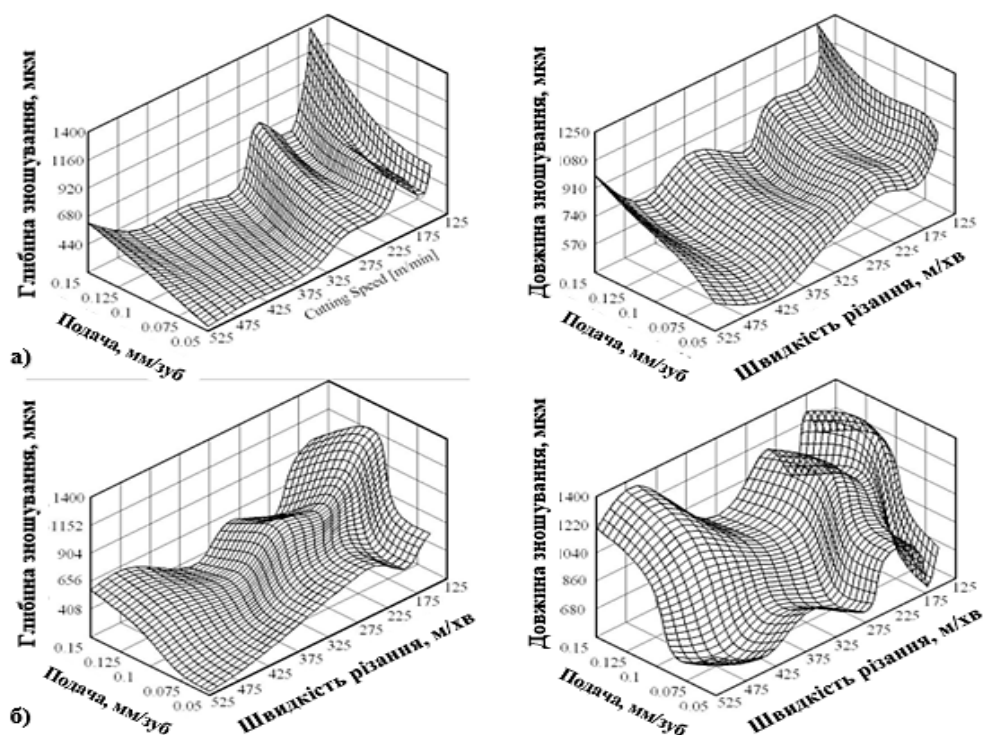


Рис. 2.22. Глибина і довжина зношування
при різних подачах (мм/зуб) і швидкостях різання (м/хв)

На рис. 2.22 (а) наведено залежність зміни глибини сколів різальних пластин із ПКНБ під час торцевого фрезерування загартованої сталі 90MnCrV8 за різних глибин і швидкостей різання. На рис. 2.22 (б) представлено аналогічну зміну для пластин із ПКНБ, покритих багатошаровим покриттям Ti(C, N) + (Ti, Al) N + TiN. Дослідження показали, що при малих швидкостях різання та підвищених подачах інтенсивність зношування інструменту істотно зростає. Натомість, за умов високої швидкості різання та зменшеної подачі, процес зношування сповільнюється, що свідчить про сприятливіші режими роботи інструменту.

На рис. 2.23 наведено SEM-зображення інструменту, що демонструють максимальний і мінімальний ступінь зношування інструментів із ПКНБ як без покриття, так і з багатошаровим покриттям Ti(C, N) + (Ti, Al) N + TiN.

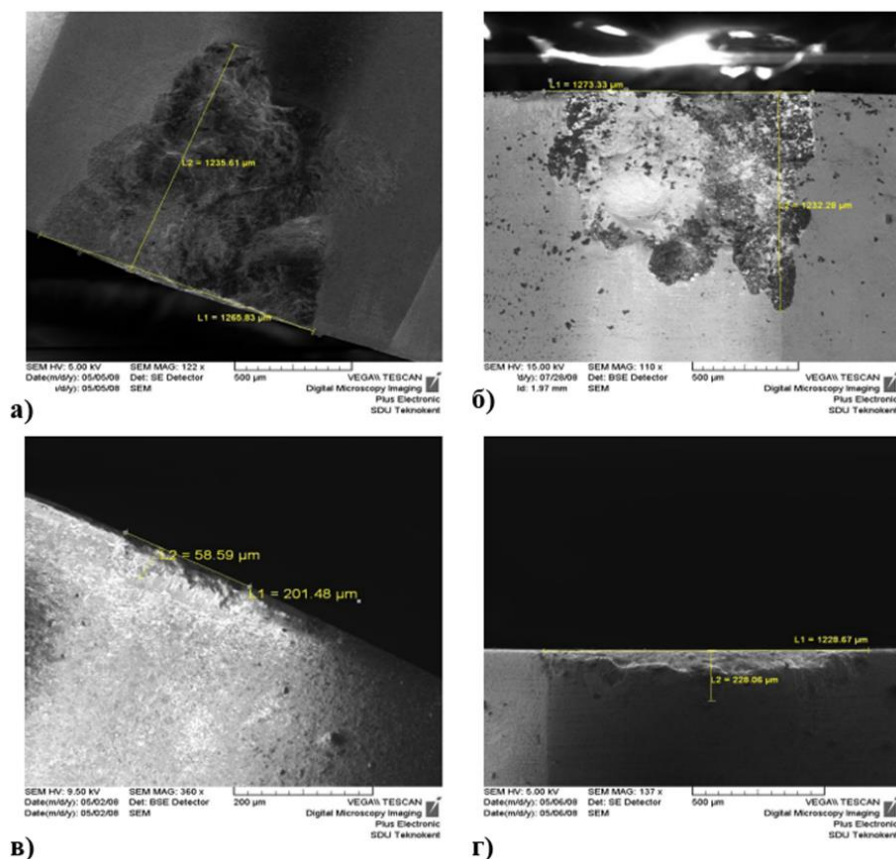


Рис. 2.23. SEM-зображення інструменту з мінімальним зношуванням:

а) пластини без покриття (при $V_c = 154.4$ м/хв, $f = 0.15$ мм/зуб); б) пластини з покриттям (при $V_c = 154.4$ м/хв, $f = 0.1$ мм/зуб); в) пластин (при $V_c = 524.5$ м/хв, $f = 0.05$ мм/зуб); г) пластин з покриттям (при $V_c = 524,5$ м/хв, $f = 0,05$ мм/зуб)

З рисунка 2.23 видно, що зі збільшенням V від 300 до 525 м/хв величина зносу різальних пластин помітно зменшується для обох типів інструментів. Найбільш інтенсивне зношування спостерігалось при $V = 155$ м/хв, тоді як мінімальне зношування, як для пластин з покриттям, так і без покриття, зафіксовано при $V = 525$ м/хв та $S = 0,05$ мм/зуб.

В результаті авторами встановлено, що відмінності у зношуванні між інструментами з ПКНБ без покриття та з покриттям $Ti(C, N) + (Ti, Al) N + TiN$ є незначними. Оптимальні режими різання для обох типів різальних пластин визначено в межах $V = 450-550$ м/хв і $S = 0,05-0,1$ мм/зуб. Водночас автори не розглядали вплив зміни глибини різання на кінетику зношування інструменту, що свідчить про потребу подальших досліджень у цьому напрямку для більш повного розуміння закономірностей процесу.

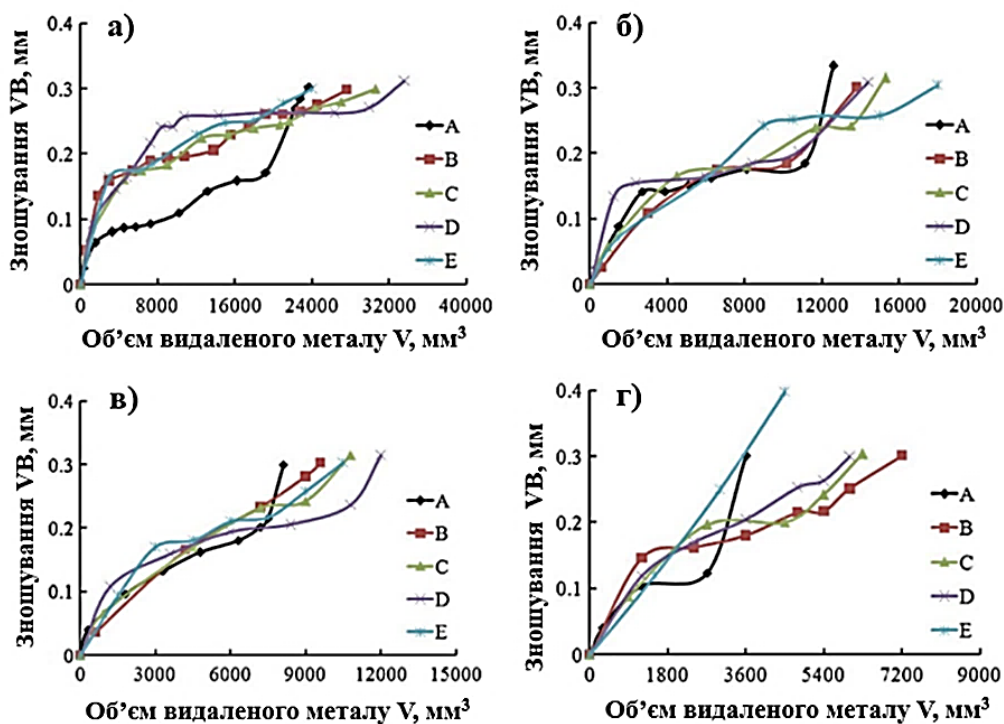


Рис. 2.24. Зношування інструменту при різних швидкостях різання:

а) $V = 400$ м/хв; б) $V = 800$ м/хв; в) $V = 1200$ м/хв; г) $V = 1600$ м/хв [11]

Авторами [11] визначено зношуваність та основні механізми зношування інструменту із ПКНБ при високошвидкісному фінішному торцевому фрезеруванні загартованої штампової сталі AISI H13. Закономірність

зношування інструменту при різних комбінаціях швидкості різання зображено на рис. 2.24. Характеристики еволюції зношування інструменту сильно відрізняються при різних швидкостях різання.

На рис. 2.25 і рис. 2.26 показано збільшені зображення передніх поверхонь зношених вставок із ПКНБ при швидкості різання 400 м/хв і 1600 м/хв.

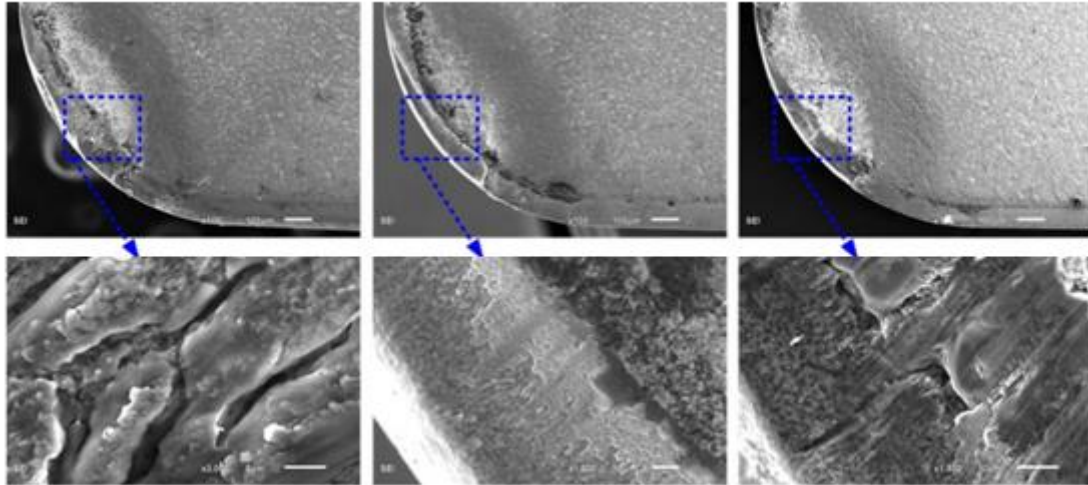


Рис. 2.25. Передня поверхня зношених пластин із ПКНБ ($V = 400$ м/хв) [11]

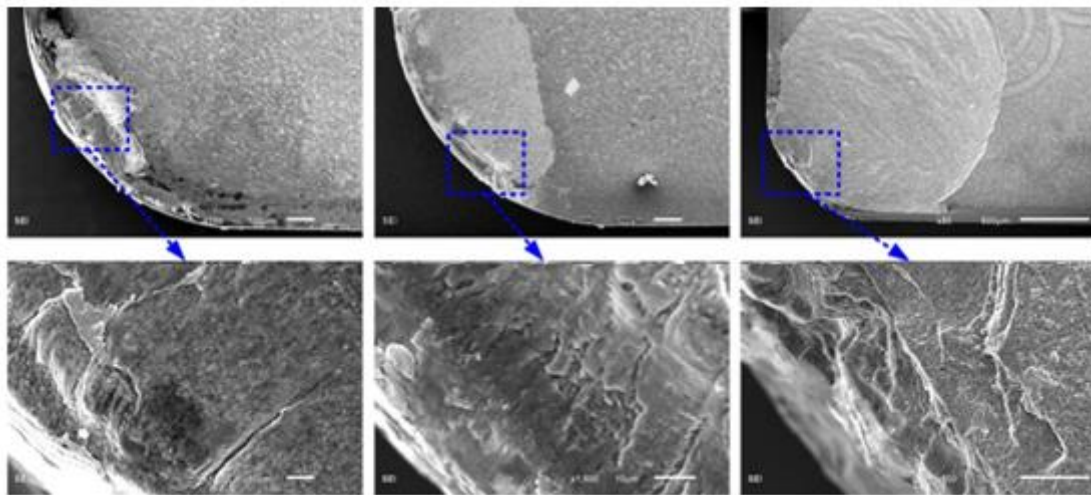


Рис. 2.26. Передня поверхня зношених пластин із ПКНБ ($V = 1600$ м/хв) [11]

Як показано на рис. 2.25, при $V=400$ м/хв переважає кратерне зношування, що зумовлено поєднанням механізмів стирання та адгезії. Водночас на рис. 2.26 продемонстровано, що при підвищенні швидкості різання до 1600 м/хв характер зношування змінюється. На поверхні різальних пластин, що обробляють

загартовану сталь, спостерігаються ознаки відколювання та відшарування матеріалу.

На рис. 2.27 представлено збільшені зображення бічних поверхонь різальних пластин, які обробляли загартовану сталь при $V = 400$ м/хв. Аналіз отриманих результатів свідчить, що зношування відбувається переважно за комбінованим механізмом, у якому поєднуються адгезійний та абразивний типи зносу.

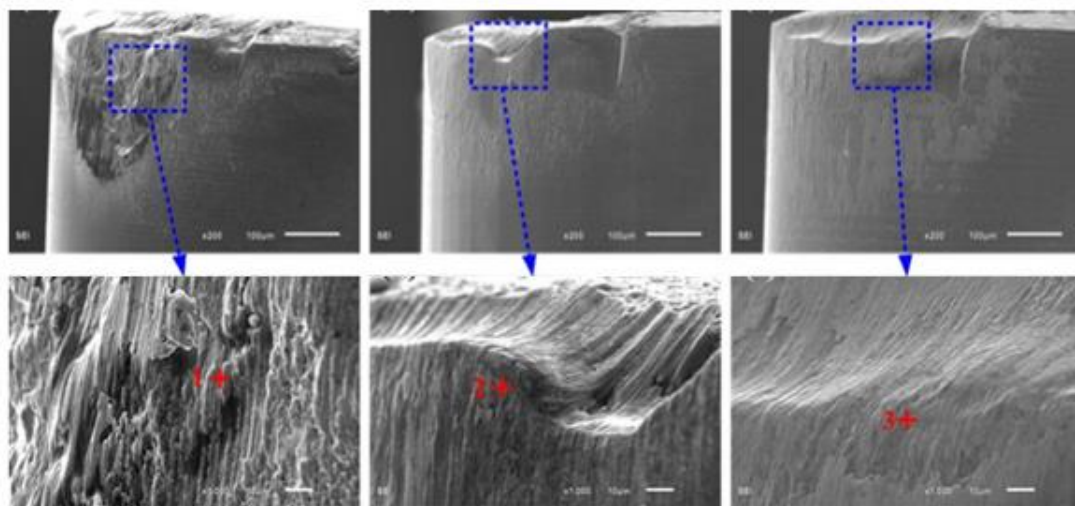


Рис. 2.27. Бічні поверхні зношених пластин із ПКНБ (при $V=400$ м/хв) [11]

Як видно з рис. 2.28, при $V=1600$ м/хв домінуючим видом зношування є бічне. Окрім цього, через інтенсивні процеси налипання матеріалу та абразивного стирання спостерігається значне руйнування інструменту, що свідчить про його високу чутливість до екстремальних режимів різання.

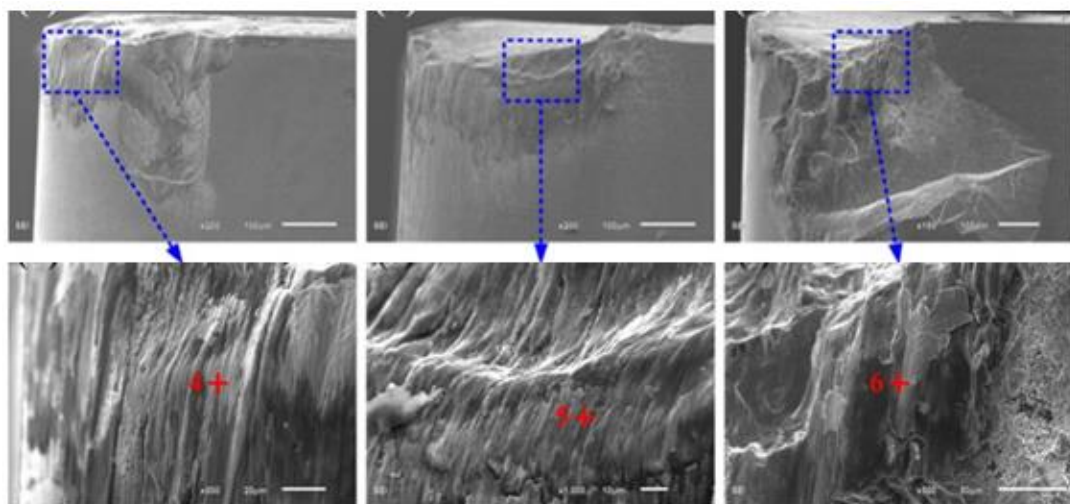


Рис. 2.28. Бічні поверхні зношених пластин із ПКНБ (при $V=1600$ м/хв) [11]

Можна зробити висновок, що під час торцевого фрезерування загартованих сталей різальні пластини з ПКНБ повинні характеризуватися високою стійкістю до адгезійних процесів. За умов підвищених швидкостей різання, коли у зоні контакту спостерігаються значні температурні навантаження, збереження механічної міцності та опору термомеханічним впливам стає ключовим чинником, що визначає довговічність інструменту з ПКНБ.

У дослідженні [13] було встановлено вплив швидкості різання на зносостійкість інструменту з ПКНБ під час торцевого фрезерування загартованої сталі AISI H13 (46-47 HRC). Експериментальні випробування проводили в інтервалі швидкостей від 200 до 1200 м/хв. На рис. 2.29 представлено залежність тривалості служби інструменту від швидкості різання. Згідно з отриманими результатами, підвищення швидкості до 800 м/хв сприяє поступовому зростанню стійкості інструменту, досягаючи максимального значення при цій швидкості. Подальше збільшення швидкості понад 800 м/хв призводить до інтенсивного зносу і, відповідно, скорочення терміну служби різального інструменту з ПКНБ.

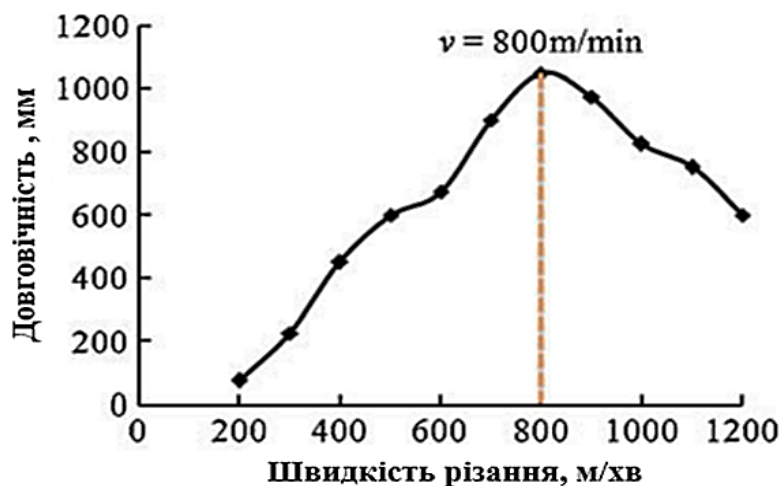


Рис. 2.29. Термін служби інструменту із ПКНБ в залежності від швидкості різання

На рис. 2.30 зображено еволюцію зношування інструменту із ПКНБ, отриману при різних швидкостях різання.

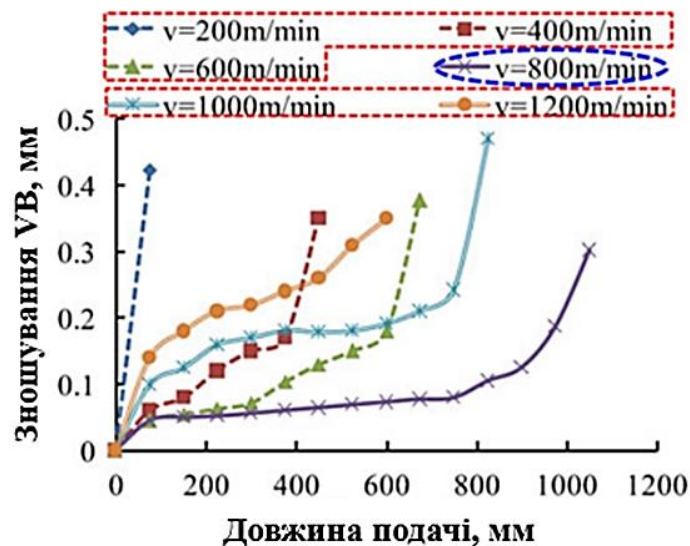


Рис. 2.30. Зношування інструменту із ПКНБ при V від 200 до 1200 м/хв

Отже, встановлено, що зі зростанням швидкості різання стійкість інструменту спочатку підвищується, а після досягнення певного порогу знижується. Аналіз кінетики зношування в різних діапазонах швидкості різання показав, що найвищу надійність інструмент демонструє при швидкостях, близьких або трохи вищих за 800 м/хв. Автори зазначають, що саме за цієї швидкості спостерігається оптимальне співвідношення між механічним і термічним навантаженням: з одного боку, зменшується інтенсивність механічного впливу на різальну кромку, а з іншого температура різання ще не досягає рівня, за якого активно прискорюється зношування. Саме це забезпечує максимальний термін експлуатації інструменту з ПКНБ.

У роботі [68] було досліджено продуктивність інструменту з високим вмістом ПКНБ під час торцевого фрезерування двох видів загартованих сталей - Vanadis 4E та Vancron 40. На рис. 2.31 представлено стан різальної кромки інструменту з ПКНБ після 40 хвилин обробки зі $V = 100$ м/хв. Спостерігається чітко виражене бічне кратерне зношування, що свідчить про інтенсивну дію термомеханічних навантажень у зоні контакту та характерне для умов тривалого фрезерування при відносно низьких швидкостях різання.

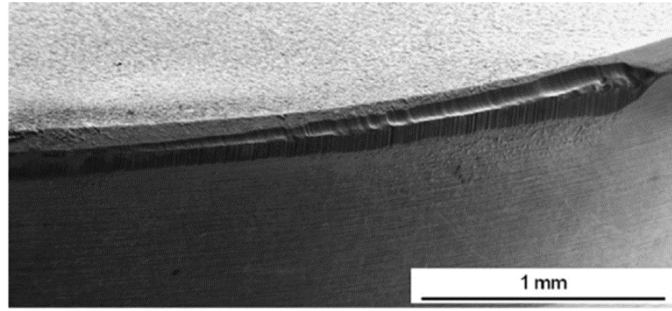


Рис. 2.31. Бічна поверхня зношеного різального інструменту із ПКНБ
(час фрезерування 40 хв)

Вплив часу різання та швидкості різання на максимальну ширину зношування бокової поверхні і максимальну глибину лунки показано на рис. 2.32 та рис. 2.33, де зношування бокової частини та кратера збільшується зі збільшенням швидкості різання.

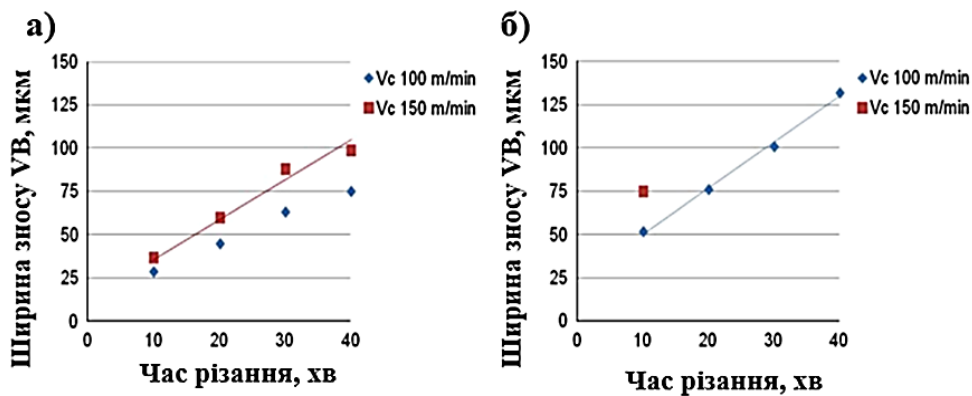


Рис. 2.32. Максимальна ширина зносу бокової поверхні в залежності від часу різання: а) Vanadis 4E; б) Vancron 40

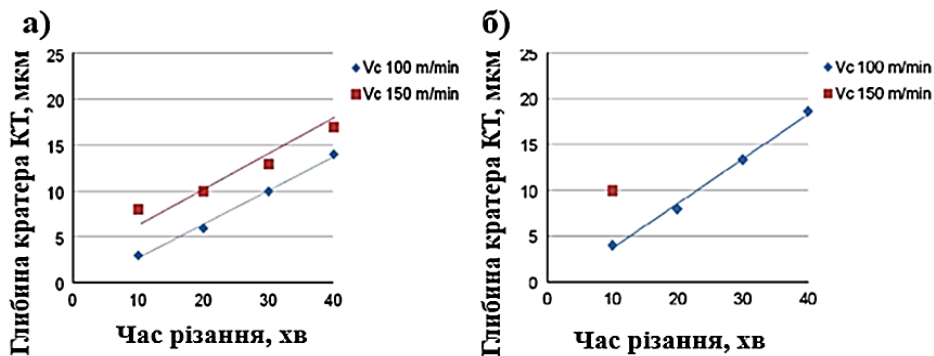


Рис. 2.33. Максимальна глибина кратера в залежності від часу різання:
а) Vanadis 4E; б) Vancron 40

Структура обробленої поверхні загартованої сталі Vanadis 4E та Vancron 40 після 10 хв різання зображено на рис. 2.34.

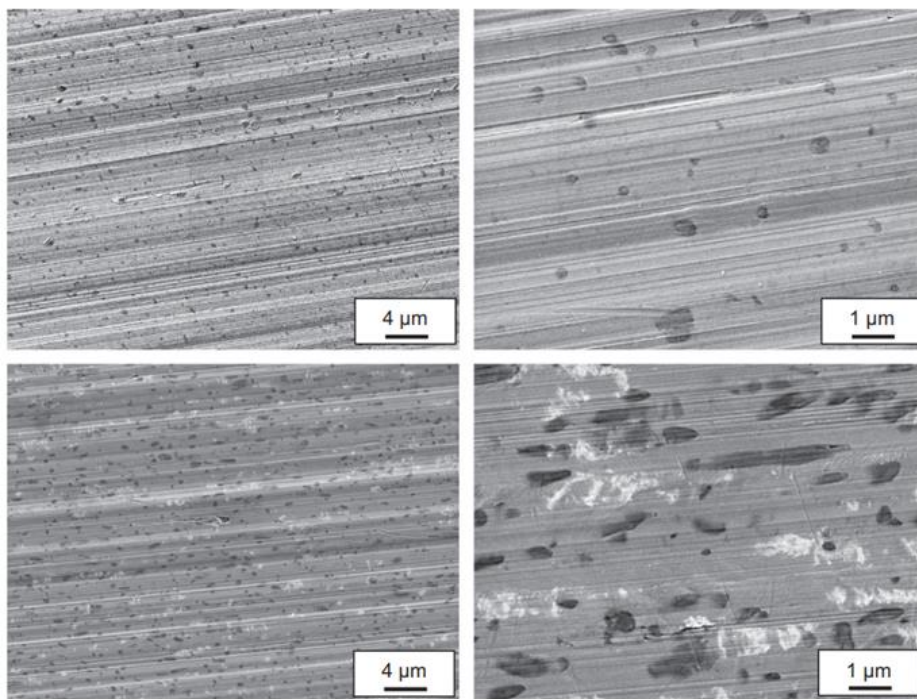


Рис. 2.34. Структура поверхні Vanadis 4E (вгорі) і Vancron 40 (внизу)
(час фрезерування – 10 хв при $V = 100$ м/хв)

Отримані поверхні характеризуються однорідною мікроструктурою з параметром шорсткості $Ra = 0,10-0,15$ мкм та наявністю ознак поверхневої пластичної деформації. На поверхні видно дрібні подряпини в результаті ковзання по різальній кромці інструменту. Можна зробити висновок, що водночас підвищена схильність різальної кромки до відколів негативно позначається на якості мікрорельєфу обробленої поверхні, спричиняючи локальні дефекти та нерівномірність її структури.

Після огляду літературних джерел щодо зношування різальних пластин при обробці загартованих сталей доцільно розглянути особливості їх роботи під час торцевого фрезерування чавунів з вермикулярним графітом, адже цей матеріал має іншу структуру та механічні властивості, що суттєво впливають на стійкість інструменту.

Дані, отримані в роботі [3], підтверджують ефективність застосування покриттів табл. 2.6 для підвищення зносостійкості інструментів при фрезеруванні чавуну з вермикулярним графітом.

Таблиця 2.6.

Захисні покриття для різальних пластин [3]

Назва покриття	Товщина покриття, мкм	Al, %	Cr, %	Ti, %	Si, %	N, %	O, %	C, %
MT (двошарове)	6.11 (зовн.) / 8.97 (внутр.)	35.99	—	45.41	—	—	64.01	—
AC	4.08	2.15	17.60	—	—	8.44	19.02	34.99
FN	2.14	36.30	—	28.24	46.10	—	—	—
CM	1.86	20.47	—	34.23	14.41	51.29	—	—
GH	2.21	35.21	14.86	—	—	51.29	—	—
HD	2.26	17.63	8.85	20.68	3.47	49.37	—	—
HS	1.48	33.94	15.28	—	—	50.78	—	—

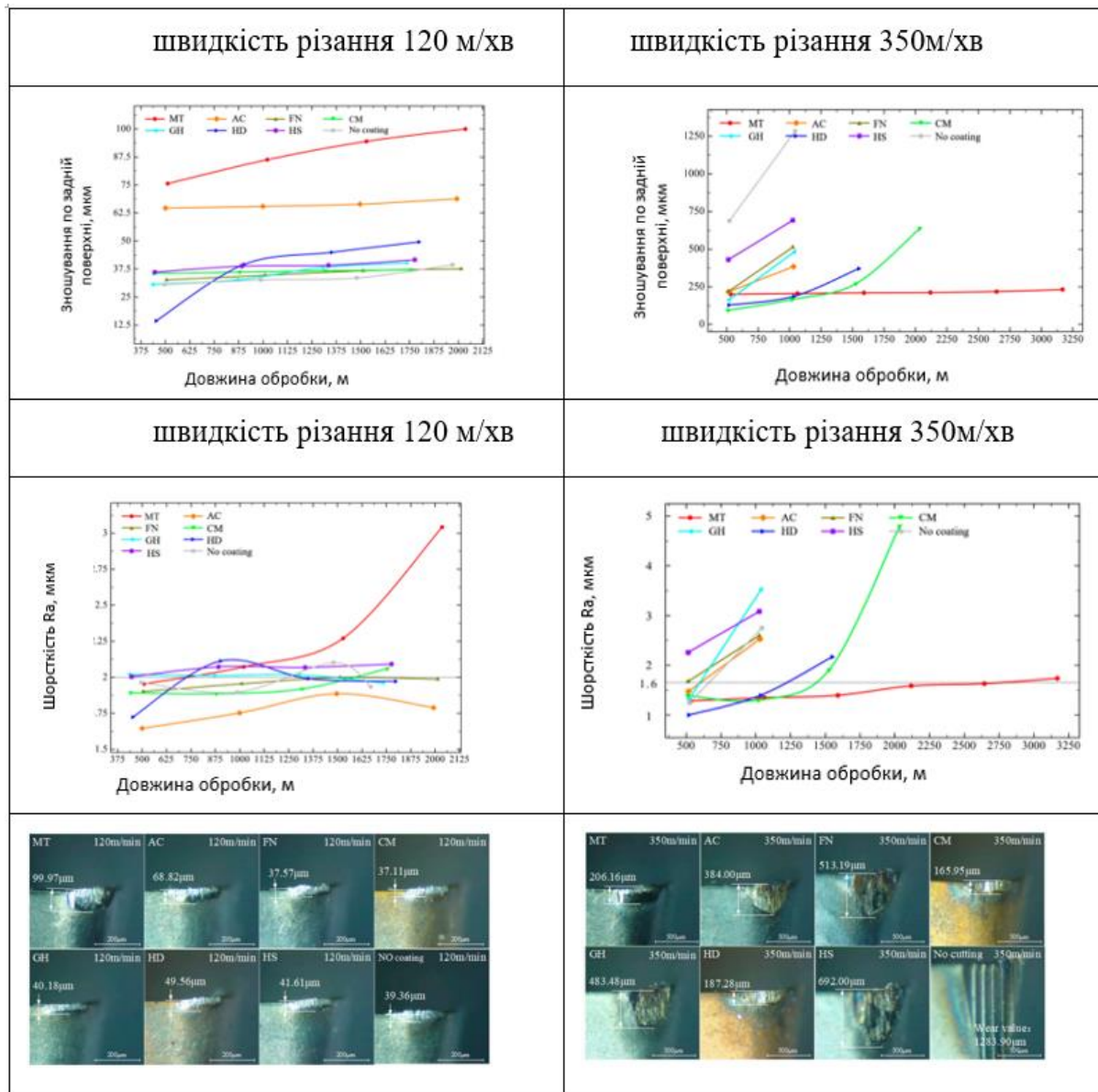
Використання твердосплавних інструментів із сучасними захисними покриттями, зокрема типу FN (TiAlN) та CM (TiCN), дозволило зменшити зношування інструменту і забезпечити стабільну якість обробленої поверхні. При швидкості різання 120 м/хв покриття типу FN і CM продемонстрували високу ефективність: інтенсивність зношування знизилась, а шорсткість поверхні залишилася відносно низькою. Це зумовлено зменшенням тертя та помірним тепловим навантаженням у зоні різання. Інструменти без покриття в таких умовах мали інтенсивніший знос і формували менш стабільну якість обробленої поверхні.

При швидкості різання 350 м/хв збільшувалась інтенсивність зношування інструментів, особливо для зразків без покриття та з покриттям типу CM, що вказує на їх нижчу термостійкість. Зношування досягало критичних значень, а шорсткість різко зростала через інтенсивне тертя та термомеханічні руйнування ріжучої кромки. Натомість інструменти з покриттям FN (TiAlN) зберігають помірне зношування навіть за підвищеної швидкості різання (табл. 2.7.).

Результати досліджень [58, 61, 66] підтверджують доцільність застосування покриттів як ефективного засобу підвищення зносостійкості твердосплавного інструменту та забезпечення стабільних показників якості обробки поверхні чавуну з вермикулярним графітом.

Таблиця 2.7.

Порівняння зносу по задній поверхні різальних пластин та шорсткості оброблених поверхонь при фрезеруванні ЧВГ твердосплавними інструментами з різними покриттями на швидкостях 120 і 350 м/хв [3]



Використання покриттів, зокрема на основі TiAlN, сприяє зменшенню інтенсивності зношування, підвищенню термостійкості та зниженню рівня шорсткості в умовах фрезерування на помірних швидкостях.

Аналіз досліджень показав, характер зношування різальних пластин під час торцевого фрезерування зумовлює необхідність подальшого аналізу впливу геометрії та інструментального матеріалу, адже саме ці фактори визначають стійкість інструменту та ефективність процесу різання.

2.4. Вплив геометрії ріжучої частини та матеріалу інструменту, режимів різання на якість обробленої поверхні

Ефективність процесу фрезерування важкооброблюваних матеріалів значною мірою визначається вибором геометричних параметрів ріжучої частини інструменту та властивостями матеріалу змінних пластин. Геометрія ріжучої кромки, зокрема радіус заокруглення, передній і задній кути, а також величина фаски зносу, впливають на характер формування стружки, контактні напруження у зоні різання, тепловий стан та стабільність процесу [47, 50, 99, 100]. Водночас матеріал інструменту (карбіди, нітридна кераміка, кубічний нітрид бору, PVD/CVD-покриття) визначає зносостійкість, термостійкість і здатність зберігати різальні властивості при високих швидкостях різання.

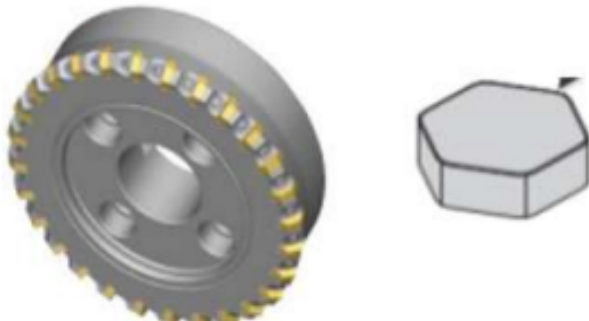
Досягнення високої якості обробленої поверхні разом із забезпеченням продуктивності є одним із основних показників ефективності фінішного фрезерування. Як свідчать численні наукові роботи [2, 4, 6, 7, 26, 25, 28, 49, 51, 52, 58, 59, 61, 66, 75, 77, 80, 81], параметри шорсткості поверхні, зокрема R_a , залежать від режимів обробки, геометрії різального інструменту, вибору інструментального матеріалу, типу покриття та умов обробки.

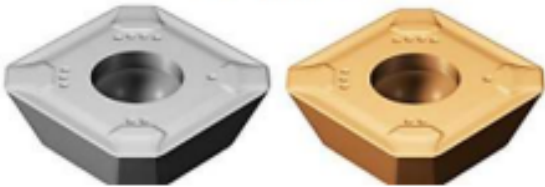
Більшість досліджень, присвячених обробці чавуну торцевим фрезеруванням, вказують на вирішальне значення швидкості різання серед технологічних параметрів [2, 4, 6, 7, 17, 18, 25, 26, 28, 32, 49, 51, 52, 58, 59, 61, 62, 66, 71, 72, 75, 77, 80, 81, 82, 93, 101, 102]. При перевищенні швидкості різання 400 м/хв спостерігається зменшення значення шорсткості поверхні $R_a < 0,4$ мкм і вплив інших параметрів різання стає малозначущим [57].

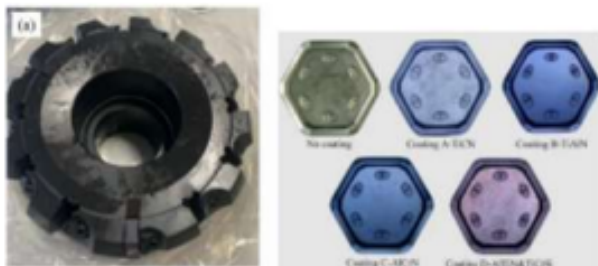
При обробці чавунів із вермикулярним графітом та загартованих сталей особливо важливим є правильне поєднання геометрії та матеріалу інструменту, що забезпечує мінімальне зношування при збереженні якості поверхні. Оптимальна геометрія сприяє стабільному процесу різання, зниженню сил різання, утворенню сприятливих залишкових напружень та підвищенню довговічності різальних пластин.

Таблиця 2.8.

Торцеві фрези, використані в дослідженнях оброблюваності ЧВГ			
Режими різання та інструментальний матеріал			Результати досліджень
Walter Co F4033.B22.063. Z04.06			Діапазон результуючих сил різання: 300–2300 Н Швидкість різання: Зміна в межах 50–250 м/хв мала незначний вплив на результуючу силу різання. Подача: У діапазоні 0,1–0,2 мм/зуб спостерігалось помірне зростання сили різання, тоді як у межах 0,2–0,3 мм/зуб спостерігалось різке зростання сили. Глибина різання: виявилася найвпливовішим чинником. Особливо інтенсивне зростання результуючої сили різання зафіксовано в діапазоні 0,9–1,5 мм [25]
Сухе різання			
			
Твердосплав з PVD покриттям			
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм	
50-250	0,1-0,3	0,3-1,5	
MFB245-063R06A22SN12, GESCA. Co., LTD., CHINA			Діапазон результуючих сил різання: 100–250 Н Швидкість різання: мінімальний вплив. Подача: помірне зростання сили різання від 150 Н до 250 Н. Глибина різання: помірне зростання сили різання від 100 Н до ≈ 200 Н. Температура в зоні різання: 200-450°C Швидкість різання: вплив максимальний, інтенсивне зростання від 300 до 450°C Шорсткість Ra 0.15-0.75 мкм Внутрішні напруження: -150 -0 МПа Інтенсивне зношування різальних пластин [81]
(c) 			
Сухе різання			
Твердосплав з CVD покриттям			
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм	
150-350	0,05-0,15	0,5-1,5	

Торцеві фрези використані в дослідженнях оброблюваності ЧВГ			
Режими різання та інструментальний матеріал			Результати досліджень
100B14RF45HN09C 			Результуючі сили різання: 300-800 Н (твездсплав з покриттям) 400-1100 Н (нітридна кераміка) Подача: найбільший вплив на сили різання. Шорсткість Ra: 0.25-0.75 мкм (твердосплав), 0,15 -0,65 мкм (нітридна кераміка) Зношування: 0,3 мкм через 10 хв обробки (V=800 м/хв, Sz=0,1 мм/зуб, t=1 мм) для твердосплава 0,3 мкм через 5 хв обробки (V=800 м/хв, Sz=0,1 мм/зуб, t=1 мм) для кераміки Залишкові напруження: Від -25МПа до -325МПа (твердосплав) Від +25 МПа до -325МПа (кераміка) [57]
Нітридна кераміка та твердосплав з покриттям			
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм	
200-1000	0,05-0,2	1	
Sandvik Coromat CoroMill R245-080			Стійкість інструмента : 90 хв (для нітридної кераміки з покриттям та без) 10 хв (для твердосплава з покриттям) [67]
			
Суха обробка			
Твердосплав з покриттям, Нітридна кераміка з покриттям і без			
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм	
400-1000	0.125	2	

Торцеві фрези використані в дослідженнях оброблюваності ЧВГ					
Режими різання та інструментальний матеріал			Результати досліджень		
R365-050Q22-S15H 			Залишкові напруження: +111 МПа (V=150 м/хв, Sz=0,15 мм/зуб); +257 МПа (V=450 м/хв, Sz=0,3 мм/зуб) Тангенціальна сила різання: 340 Н при V=150 м/хв, Sz=0,15 мм/зуб 672 Н при V= 450 м/хв, Sz=0,3 мм/зуб Потужність: 0,85 кВт (V=150 м/хв, Sz=0,15 мм/зуб 5,04 кВт (V=150 м/хв, Sz=0,15 мм/зуб Активна робота (середнє значення): ~550 Дж [35]		
Суха обробка					
Твердосплав з CVD покриттям					
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм			
150-450	0,15-0,3	1			
KENNMENTAL 100B14RF45HN09C 			Результуюча сила різання: 1200–1300 Н (V=134 м/хв) 1200-1500 Н (V=800 м/хв) Шорсткість поверхні Ra: 1,5–2,25 мкм (V=134 м/хв) 1-1,5 мкм (V=800 м/хв) Знос по задній поверхні при 500 см³ об'єму знятого матеріалу: 0,13 мм (V=134 м/хв) 0,15 мм (V=800 м/хв) [76]		
Суха обробка					
Твердосплав з CVD покриттям					
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм			
134 -800 м/хв	0,25	2			
R245- 12T3E-KL 			Температура в зоні різання: 646 °С для твердосплава без покриття 580 °С для твердосплава з покриттям Знос по задній поверхні (довжина різання 650 мм): 0,17мкм – твердосплав без покриття 0,16 мкм – твердосплав з покриттям [8]		
Суха обробка					
Твердосплав без покриття			Твердосплав з покриттям		
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм	V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм
240	0,104	0,8	400	0,4	0,24

Торцеві фрези використані в дослідженнях оброблюваності ЧВГ					
Режими різання та інструментальний матеріал			Результати досліджень		
S-N260.8-1204-W S-N260.8-1204-F 			Знос по задній поверхні різальної пластини з КНБ: 0,2 мм після 8 хв обробки (V=700 м/хв) Знос по задній поверхні різальної пластини з твердосплава: 0,4 мм після 40 хв обробки (V=275 м/хв) [79]		
КНБ		Твердосплав			
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм	V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм
700-900	0,15	0,5	275-360	0,15	0,5
					
Сухе різання			Результуючі сили різання:		
Твердосплави без покриття, з PVD та CVD покриттям			820-1200 Н (твердосплав без покриття)		
			700-760 Н (твердосплав з AlCrN покриттям)		
			Шорсткість Ra: 1 -2,75 мкм (твердосплав без покриття)		
			0,63 мкм-1,9 мкм (твердосплав з AlCrN покриттям) [77]		
V, м/хв	Sz, мм/зуб	t, мм			
125.7	0,15	0,5			

У таблиці 2.8. узагальнено відомості щодо типів фрез, геометрії та матеріалів змінних пластин, режимів різання і результатів, отриманих у дослідженнях із фрезерування чавуну з вермикулярним графітом. Аналіз показує, що більшість робіт виконано із застосуванням квадратних твердосплавних пластин, здебільшого з CVD- або PVD-покриттям. Попри варіативність показників ресурсу інструмента та якості обробки, твердосплавні пластини в середньому

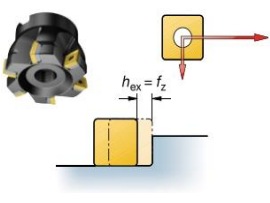
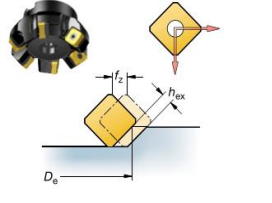
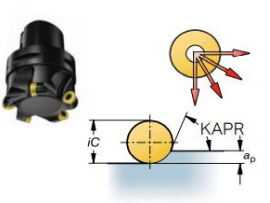
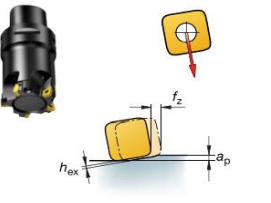
демонструють нижчу зносостійкість і якість обробленої поверхні порівняно з інструментами з КНБ та нітридної кераміки. Зокрема, інструменти з КНБ і нітридної кераміки забезпечували вищу зносостійкість та стабільно високу якість обробленої поверхні за швидкостей різання в межах 400–800 м/хв та подачі до 0,15 мм/зуб. Це вказує на їх доцільність для високошвидкісного фінішного фрезерування чавуну з вермикулярним графітом.

Велику роль в процесі різання відіграє величина головного кута в плані, який встановлює напрям сил різання та визначає величину глибини різання.

В табл. 2.9 представлені особливості застосування фрез з різними головними кутами в плані [92].

Таблиця 2.9.

Вплив кута в плані на процес обробки

Головний кут в плані 90°	Головний кут в плані 45°	Змінний кут в плані	Головний кут в плані 10-25°
			
Створюють переважно радіальні сили різання, які діють в напрямку подачі. Можуть працювати з великими глибинами різання, в порівнянні з розміром пластини, але характеризується невисокою продуктивністю. Використання: обробка тонкостінних деталей, прямокутних уступів, слабозакріплених в осьовому напрямку деталей	Осьова та радіальна сили практично врівноважуються. Плавне врізання зменшує вібрації. Зменшуються вимоги до потужності верстата. Ефект потоншення стружки дає можливість збільшувати подачі, і тим самим підвищити продуктивність. Мають широке застосування	Сили змінюються разом з кутом в плані в процесі різання. Високоєфективні при чорновій обробці. Забезпечують максимальну міцність різальної кромки. Надають можливість працювати з високими подачами, завдяки тонкій стружці, яка утворюється вздовж довгої різальної кромки, що є важливим при обробці важкооброблюваних матеріалів	Переважають осьові сили різання направлені до шпинделя, що забезпечує жорсткість системи та мінімізує вібрації. Призначені для обробки з невеликими глибинами різання з тонкою стружкою, але з великими подачами

Зменшення глибини сприяє потоншенню стружки і забезпечує підвищення продуктивності обробки (рис. 2.35). Кут в плані для круглих пластин може змінюватись, і від його зміни змінюється глибина різання. Найбільш ефективною буде обробка з кутом в плані 45° , глибина різання при цьому дорівнює радіусу пластини [91].

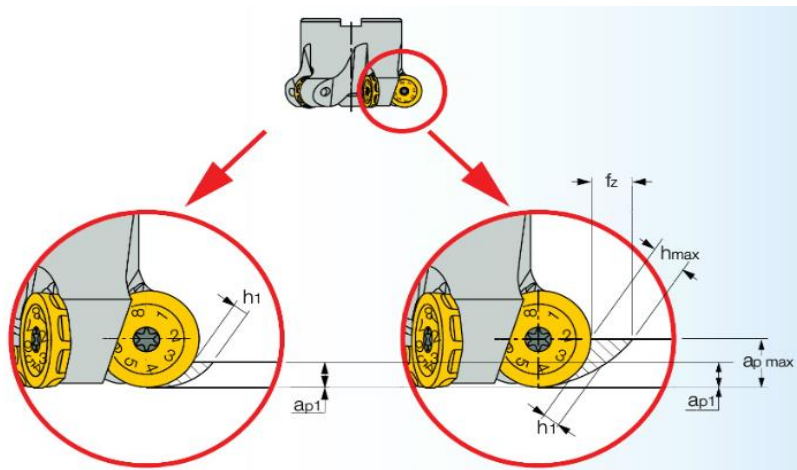


Рис. 2.35. Залежність відношення глибини різання до радіуса пластини від кута в плані для круглих пластин [91]

Велике значення має вибір форми різальних пластин. Так, у роботі [113] згадано про переваги круглих пластин по відношенню до п'ятигранних. Приведено дані аналізу напружено-деформованого стану моделі різального інструмента з механічним кріпленням п'ятигранних та круглих пластин. Еквівалентна напруга сконцентрована вздовж головної різальної кромки і безпосередньо на її вершині. Модель різального інструменту з механічним кріпленням п'ятигранних змінних пластин має статичні переміщення, рівні 0,00013 мм, а модель з круглими змінними пластинами має менші статичні переміщення - 0,00011 мм. Величина напруги за Мізесом для фрез, оснащених п'ятигранними пластинами, становить 0,75 МПа, для фрез з круглими пластинами – 0,6 МПа. Деформації різальних пластин п'ятигранної форми становлять 1,2106 мм, а для пластин круглої форми -0,83106 мм. Напруги для різальних пластин п'ятикутної форми набувають значення, що дорівнює

0,78 МПа, а для пластин круглої форми – 0,17 МПа. Таким чином, пластин круглої форми забезпечують більшу довговічність торцевих фрез.

Попри зростаючий інтерес до вдосконалення геометрії різальних пластин, круглі пластини при фрезеруванні загартованих сталей та ЧВГ досі вивчені недостатньо. Водночас провідні виробники рекомендують їх через конструктивні переваги: повне використання різальної кромки, стійкість до відколів, плавне врізання, рівномірне навантаження та зменшення вібрацій. Це покращує якість обробки й знижує знос. Експерименти підтверджують їх потенціал у чистовій обробці, однак потрібні подальші дослідження.

Ефективна обробка чавунів з вермикулярним графітом потребує ретельного вибору інструментального матеріалу через його високу твердість, абразивність і складні термомеханічні умови різання. Сучасні виробники пропонують матеріали, здатні витримувати інтенсивне теплове навантаження: твердосплавні пластини з покриттям (TiAlN , $\text{TiN-Al}_2\text{O}_3\text{-TiCN}$), керамічні інструменти на основі нітриду кремнію (Si_3N_4 , $\alpha\text{-SiAlON}$) та надтверді інструменти – кубічний нітрид бору й полікристалічний алмаз (PCD). Їх ефективність залежить від режимів обробки: швидкість різання, глибина різання та охолодження.

У дослідженні [21] оцінено ефективність твердосплавних та керамічних інструментів із багат шаровим PVD-покриття ($\text{nc-AlCrN}/\alpha\text{-Si}_3\text{N}_4$), при торцевому фрезеруванні ЧВГ. Твердосплавні інструменти показали високу продуктивність за помірного зношування, але швидко втрачали ефективність при інтенсивному зношуванні через нижчу твердість основи. Керамічні інструменти виявилися більш стійкими завдяки кращим механічним і термостійким властивостям.

Дослідження [20] підтверджують, що кераміка на основі нітриду кремнію має достатню стійкість до навантажень при обробці ЧВГ. Загалом керамічні інструменти демонструють вищу зносостійкість порівняно з твердосплавними [21, 57]. Проте в умовах інтенсивного термомеханічного навантаження, неоднорідної мікроструктури або локального перегріву їх ефективність може

знижуватись через ризик крихкого руйнування, що обмежує застосування у високошвидкісній та прецизійній обробці.

У дослідженні [56] методом логічного аналізу оцінено твердосплави, кераміку та КНБ як матеріали для фрезерування ЧВГ з урахуванням їх вартості та фізико-хімічних властивостей. Визначено ключові характеристики для ефективної обробки та впорядковано матеріали за придатністю. Твердосплавні інструменти з покриттям оптимальні для помірних умов, тоді як при високих навантаженнях кераміка демонструє кращу термостійкість і зносостійкість.

Найпоширенішими для обробки чавунів є твердосплавні інструменти (ISO K) з покриттям, що поєднують високу міцність, зносостійкість і доступну вартість [48]. Зокрема, CVD-покриття $\text{TiCN-Al}_2\text{O}_3$ забезпечує ефективну роботу при сухому фрезеруванні ЧВГ [44, 45]: TiCN захищає від абразивного зносу, а Al_2O_3 – стабільне при високих швидкостях. Однак при 330 м/хв Al_2O_3 інтенсивно зношується через реакцію з MgO -включеннями, що утворюють сполуку $(\text{Mg,Fe,Mn})\text{Al}_2\text{O}_4$. Знос TiCN зумовлений дифузією та абразивною дією, а на задній поверхні – також відшаровуванням і мікротріщинами. Адгезія ЧВГ до задньої поверхні інструмента прискорює зношування, яке при швидкості різання 150 м/хв і подачі 0,15 мм/зуб досягає 0,2 мм після 3125 см^3 обробки, а при 250 м/хв – вже після 1645 см^3 , що свідчить про зростання інтенсивності зносу в жорсткіших умовах.

У багатошарових покриттях виникають тріщини через залишкові напруження, що формуються під час нанесення. При збільшенні швидкості різання до 800 м/хв зростає кількість теплових тріщин, а механічні, паралельні різальній кромці, стають виразнішими. Рентгеноструктурний аналіз виявив дифузію з Fe з ЧВГ уздовж тріщин, а також вибіркиму адгезію MgO до шару Al_2O_3 [72].

Основними механізмами зносу багатошарових покриттів є тріщиноутворення, абразивна дія та дифузія. Пластична деформація твердосплавної основи спричиняє тріщини, що веде до відшаровування покриття. Окислення ЧВГ у цих зонах прискорює руйнування, хоча іноді

утворення Fe_2SiO_4 -оксиду на передній поверхні може частково захищати інструмент від подальшого окислення [72].

Отже, попри суттєвий прогрес у розробці покриттів для твердосплавних інструментів, їх ефективність при високошвидкісному торцевому фрезеруванні ЧВГ залишається обмеженою. Це зумовлено інтенсивним зношуванням покриття та нестабільністю його поведінки в умовах підвищених термомеханічних навантажень. Тому для таких режимів доцільно розглядати альтернативні інструментальні матеріали з вищою термостійкістю.

Керамічні інструменти та кубічний нітрид бору нині активно досліджуються завдяки своїй високій твердості, термостійкості та хімічній стабільності, перевищують характеристики твердосплавів. Роботи з обробки ЧВГ здебільшого зосереджені на кераміці на основі Si_3N_4 , хоча їх охоплення залишається обмеженим. За даними [73], оптимальні результати досягались при швидкості різання 300 м/хв і глибини різання 0,5 мм – термін служби інструмента становив 18,8 хв ($h_z=0,3$ мм). Проте при 350 м/хв він скорочувався до 5 хв через зростання температури, що активізувало абразивний знос і дифузійні процеси.

Керамічні інструменти характеризуються високою термотвердістю та низькою хімічною активністю щодо оброблюваних матеріалів. Їх застосування у фрезеруванні передбачає використання малих подач (0,05–0,08 мм/зуб), що дозволяє досягати надвисоких швидкостей різання – до 1000 м/хв [7]. Це спричиняє значне теплове навантаження в зоні різання, яке покращує процес відділення матеріалу та сприяє швидкому виведенню дрібної, розпеченої стружки.

Дослідження [48] засвідчили, що поєднання керамічних інструментів із оптимальною геометрією, зокрема з головним кутом в плані менше 45° , підвищує ефективність фрезерування ЧВГ. Така конфігурація забезпечує плавний вхід у зону різання, знижує радіальні сили та продовжує ресурс інструмента.

У більшості робіт, присвячених керамічній обробці ЧВГ, нітридна кераміка Si_3N_4 визначається одним із найефективніших матеріалів за умови правильного вибору режимів фрезерування.

Надтверді інструменти, зокрема КНБ і алмазні матеріали, вирізняються високою зносостійкістю завдяки надзвичайній твердості. Однак їх висока вартість обґрунтована лише за умови значного приросту продуктивності. Такі переваги спостерігаються при обробці сірих чавунів, тоді як при фрезеруванні ЧВГ на високих швидкостях різання (≥ 500 м/хв) КНБ часто зазнає глибоких вибоїн і масових руйнувань [22, 72]. Попри незначний знос задньої поверхні (≈ 150 мкм), термін служби обмежується кратерним зношуванням. За середніх швидкостей різання (400 м/хв) КНБ забезпечує до 23 хв роботи при $h_z=0,3$ мм, а при 800 м/хв – до 15 км стійкості [55].

Полікристалічні алмази, як представники надтвердих інструментів, вирізняються винятковою зносостійкістю завдяки надзвичайній твердості, що робить їх перспективними для обробки чавуну з вермикулярним графітом. Водночас їх широке застосування стримується через хімічну нестабільність, високу собівартість і вимоги до спеціальних умов експлуатації [72].

Загалом, КНБ та нітридна кераміка є перспективними для фінішного торцевого фрезерування ЧВГ, але їх ефективність значною мірою залежить від оптимізації умов різання, зокрема від правильно підібраних режимів різання, а також від застосування відповідних систем охолодження й стабільності кріплення інструмента. Крім того, важливим чинником є якість вихідного матеріалу та стан поверхні заготовки, що визначає рівень зношування інструмента та досягнення необхідної точності і чистоти.

При фрезеруванні загартованої сталі твердістю 50 HRC, 62 HRC, 65 HRC автори [50] визначили вплив кута нахилу інструменту із ПКНБ (пластина SSB200) на шорсткість поверхні (рис. 2.36).

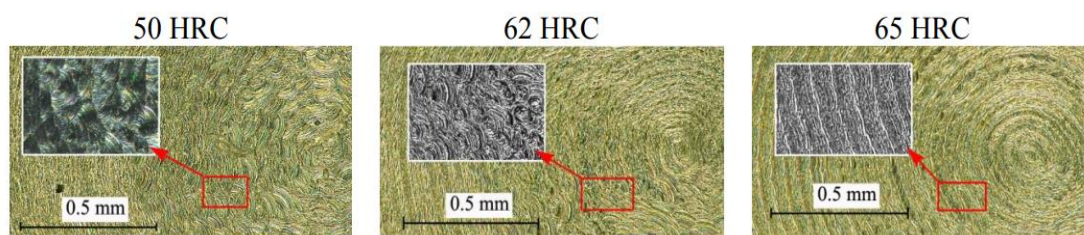


Рис. 2.36. Зображення обробленої поверхні загартованої сталі різної твердості (50 HRC, 62 HRC, 65 HRC) [50]

Були обрані кути нахилу інструменту: $\delta = 1^\circ, 4^\circ, 8^\circ, 12^\circ, 16^\circ$. Ізометричні зображення структури обробленої поверхні торцевим фрезеруванням загартованої сталі різної твердості (рис. 2.37). Автори дійшли висновки, що структура поверхні має більш рівномірну форму при найбільшому куті нахилу інструмента ($\delta = 16^\circ$) та найбільшій твердості заготовки (65 HRC).

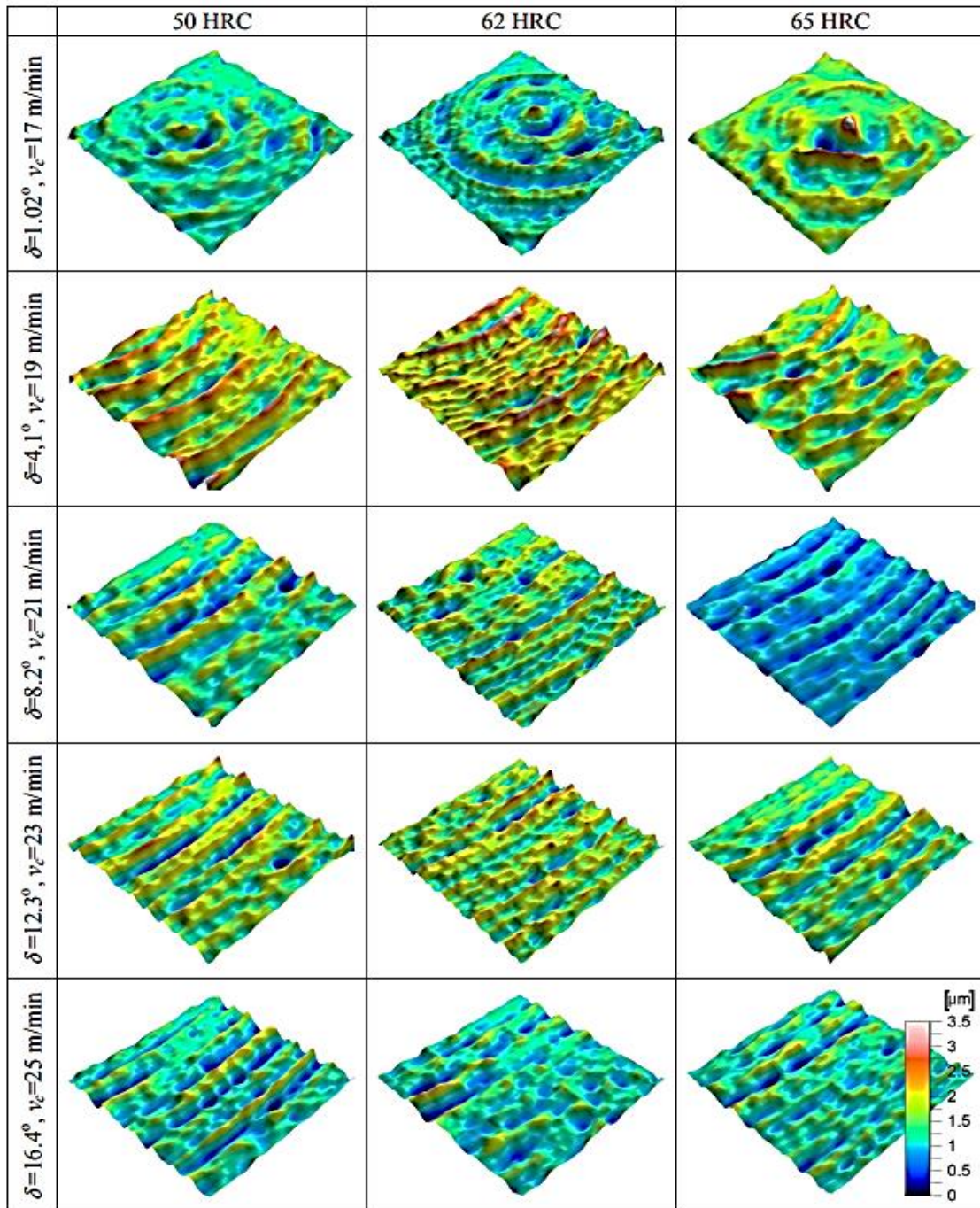


Рис. 2.37. Ізометричні зображення структури поверхні загартованої сталі з різними кутами нахилу інструменту із ПКНБ при подачі $S = 0,016 \text{ мм/зуб}$, глибині різання $t = 0,1 \text{ мм}$) [50]

Вплив кута нахилу інструменту із ПКНБ на шорсткість обробленої поверхні загартованої сталі різної твердості: (50 HRC, 62 HRC, 65 HRC) показано на рис. 2.38:

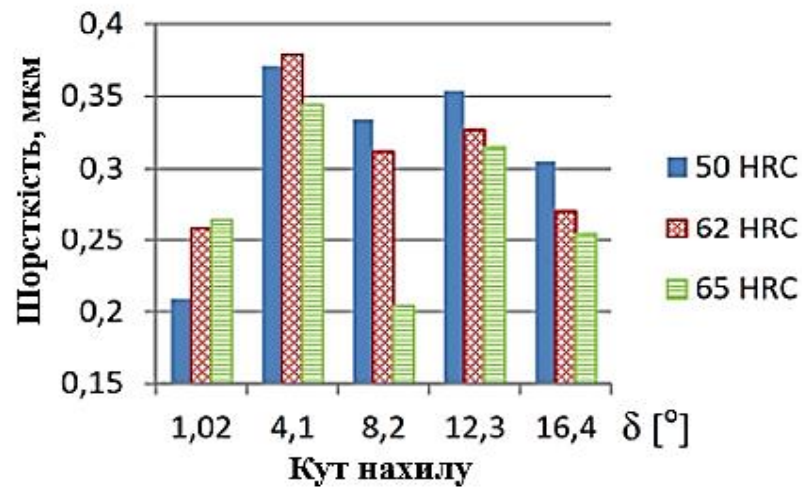


Рис. 2.38. Вплив кута нахилу ($\delta = 1^\circ, 4^\circ, 8^\circ, 12^\circ, 16^\circ$) інструменту із ПКНБ на шорсткість обробленої поверхні при торцевому фрезеруванні загартованої сталі різної твердості (50 HRC, 62 HRC, 65 HRC) [50]

Автори дослідження, аналізуючи середні значення отриманих показників шорсткості зробили висновок, що поверхні загартованих сталей після оброблення мають меншу шорсткість при куті нахилу інструменту 1° і 8° . Для оброблення було застосовано тільки один тип інструменту із ПКНБ (пластина SSB200), тому доцільним є для подальшого визначення шорсткості поверхні сталей високої твердості продовжити дослідження із застосуванням інших марок ПКНБ різних груп.

Залежність показників шорсткості поверхні сталі (твердість 270 HB) від швидкості різання (від 100 м/хв до 500 м/хв) при торцевому фрезеруванні однією круглою пластиною RCKT1204MO-PM встановили автори [41]. Автори стверджують, що значення шорсткості обробленої поверхні спочатку стрімко зменшується, а потім залишається практично незмінним при збільшенні швидкості різання. Це підтверджується отриманими 2D-профілями шорсткості поверхні (рис. 2.39), де видно різницю між ними при швидкості різання 300 м/хв

і 500 м/хв, на різних ділянках заготовки (вхід, середина, вихід). Різниця є мінімальною в порівнянні з профілями шорсткості при швидкостях різання 100 м/хв і 300 м/хв.

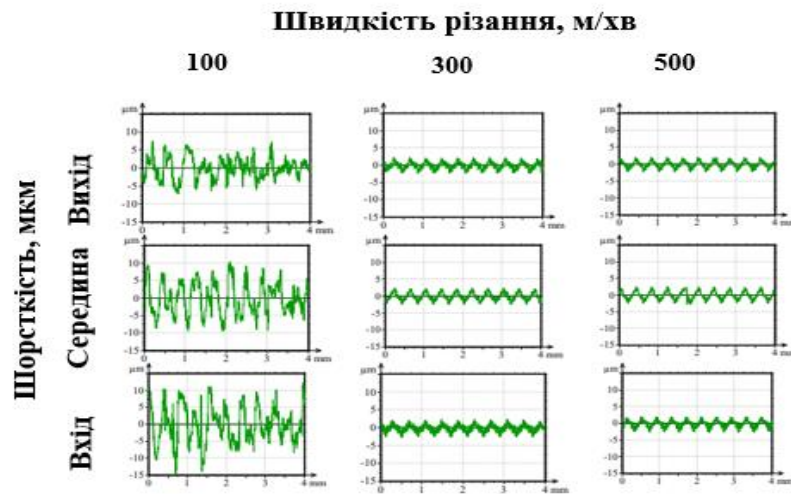


Рис. 2.39. 2D-профілі шорсткості обробленої поверхні після торцевого фрезерування [41]

Різниця показників шорсткості 3D-поверхні при швидкості різання від 100 м/хв до 500 м/хв: при швидкості різання понад 100 м/хв на обробленій поверхні спостерігаються більш гладкі мікрозаглиблення, тоді як при швидкості 100 м/хв більш нерівномірні (рис. 2.40).

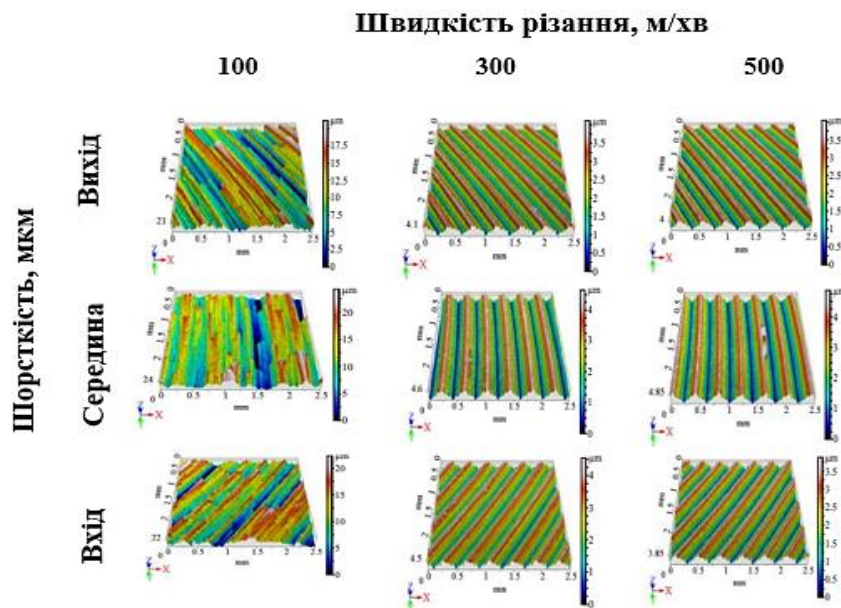


Рис. 2.40. 3D-профілі шорсткості поверхні після торцевого фрезерування [41]

Середні значення результатів вимірювання 2D-поверхні (R_a , R_z) і 3D-поверхні (S_a і S_z) профілів шорсткості поверхні наведені в табл. 2.10 при діапазоні швидкості різання від 100 м/хв до 500 м/хв.

Таблиця 2.10.

Середні значення показників шорсткості 2D і 3D-поверхонь

V_c м/хв	R_a , мкм	R_z , мкм	S_a , мкм	S_z , мкм
100	3,367	16,181	3,781	29,170
200	0,949	4,731	0,999	4,907
300	0,942	4,692	1,027	4,770
400	0,940	4,505	1,011	4,505
500	1,030	5,306	1,030	5,306

Показники шорсткості обробленої поверхні при торцевому фрезеруванню значно зменшуються при швидкості різання в діапазоні від 100 м/хв до 200 м/хв, після чого варіація шорсткості поверхні стає майже мінімальною. З точки зору однорідності, поверхня, що оброблена при швидкості різання 300 м/хв дала найкращий результат, але авторами не досліджено вплив подачі і глибини різання на шорсткість поверхні, що є додатковим напрямком для досліджень.

В роботі [114] визначено вплив режимів різання на шорсткість поверхні загартованих сталей при лезовій обробці інструментами із ПКНБ. Вплив швидкості різання на шорсткість поверхні загартованих сталей високої твердості (55 і 63 HRC) (рис. 2.41).

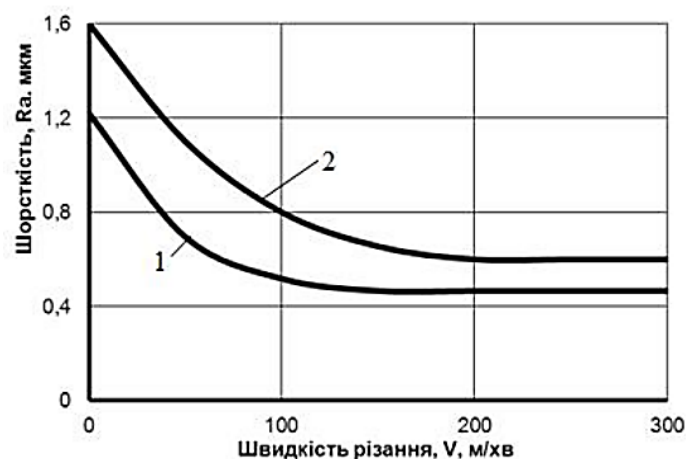


Рис. 2.41. Вплив швидкості різання на шорсткість поверхні:

1 – сталь твердістю 63 HRC; 2 – сталь твердістю 55 HRC [114]

Як видно з рис. 2.41, шорсткість поверхні зменшується зі зростанням швидкості різання. Автор визначив вплив швидкості різання на шорсткість, але вплив подачі і глибини різання на шорсткість обробленої поверхні розглянуто не в повній мірі, що в подальшому потребує детального дослідження.

Параметри шорсткості поверхні загартованої сталі після обробки інструментами із ПКНБ, які отримали автори, і визначили, що вона може бути досягнута в межах $Ra = 0,3$ мкм, а при обробці інструментами із кераміки $Ra = 0,6$ мкм [39].

Автори [29] встановили вплив глибини різання, подачі та кута нахилу інструменту на шорсткість обробленої поверхні при торцевому фрезеруванні загартованих сталей. Результати дослідження показали, що найбільший вплив на шорсткість поверхні має зміна кута нахилу інструмента від 30° до 45° при торцевому фрезеруванні у порівнянні з іншими умовами різання. Зі збільшенням кутів нахилу інструменту зменшуються параметри шорсткості обробленої поверхні, причиною цього є збільшення довжини контакту між заготовкою та різальною кромкою пластини. Однак авторами не було визначено вплив швидкості різання на шорсткість поверхні, що є ще одним додатковим напрямком для досліджень.

У дослідженні, представленою в роботі [15], автори здійснили оцінку оброблюваності чавуну з вермикулярним графітом торцевим фрезеруванням за умов сухої обробки та з використанням мінімальної кількості змащувально-охолоджувальної рідини (ЗОР). Для експериментів застосовували твердосплавні пластин різної форми (чотирикутні та семикутні) з покриттям TiN і TiAlN. Вивчалася залежність параметра шорсткості Ra від режимів різання, геометрії інструменту, типу покриття та умов різання.

Згідно з отриманими результатами, найбільший вплив на Ra мала геометрія різального інструменту (рис. 2.42): при використанні чотирикутних пластин Ra становила приблизно $0,45$ мкм, тоді як для семикутні пластини за аналогічних умов давали Ra близько $0,65$ мкм. Значущим чинником також виявилася швидкість різання – її збільшення з 200 м/хв до 300 м/хв спричинило

зменшення R_a з 0,61 мкм до 0,48 мкм. Подача також суттєво впливала на шорсткість: при її зміні від 0,1 мм/зуб до 0,2 мм/зуб R_a зросла з 0,45 мкм до 0,64 мкм. Найменший вплив на R_a мав тип захисного покриття інструменту – його вплив був майже непомітним.

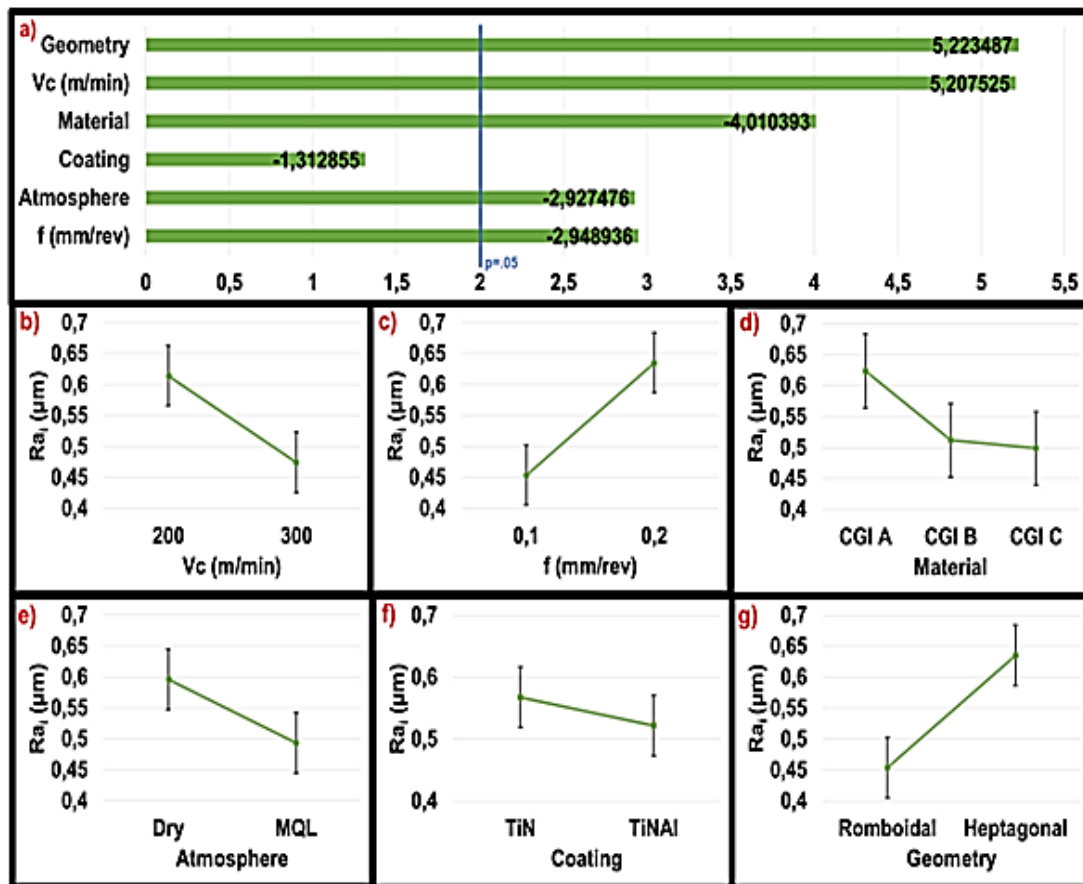


Рис. 2.42. Вплив вхідних параметрів на шорсткість (а) діаграма Парето; (b) вплив швидкості різання; (c) вплив подачі; (d) вплив оброблюваного матеріалу; (e) вплив стану мастильно-охолоджувальної рідини; (f) вплив покриття; (g) вплив геометрії інструмента [15]

Зв'язок між режимами обробки та параметром шорсткості R_a поверхні деталей з ЧВГ при фрезеруванні займалися автори [49]. На основі експериментальних даних вони побудували 3D-графік (рис. 2.43), який демонструє взаємозалежність між технологічними параметрами та шорсткістю R_a згідно з розробленою моделлю прогнозування. Згідно з їх висновками, при

збільшенні швидкості різання понад 600 м/хв вплив глибини різання та подачі на шорсткість поверхні суттєво зменшується.

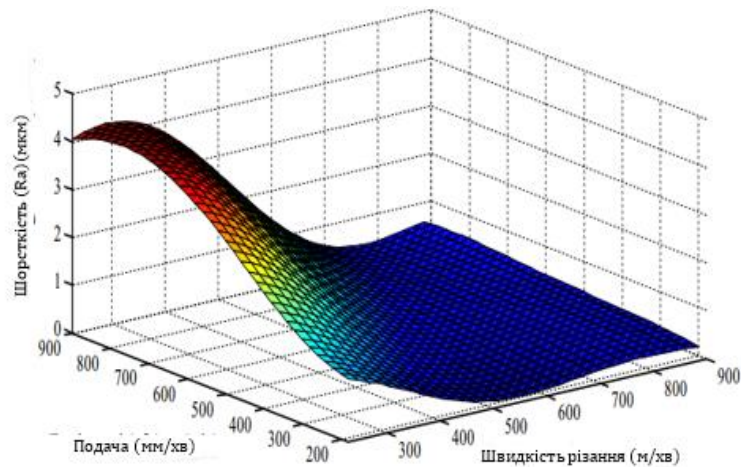


Рис. 2.43. Вплив режимів різання на шорсткість Ra [49]

У роботі [76] та в інших дослідженнях розглядали вплив об'єму зняття матеріалу на продуктивність фрезерування ЧВГ за допомогою твердосплавних інструментів з CVD-покриттям при різних швидкостях різання – 134 м/хв та 800 м/хв. Було встановлено, що при низькій швидкості обробки поверхня заготовки демонструє знижену цілісність: наявні темні зони, спричинені відшаруванням матеріалу, чергуються зі світлими зонами, які виникають внаслідок пластичної деформації. (рис. 2.44 та 2.45).

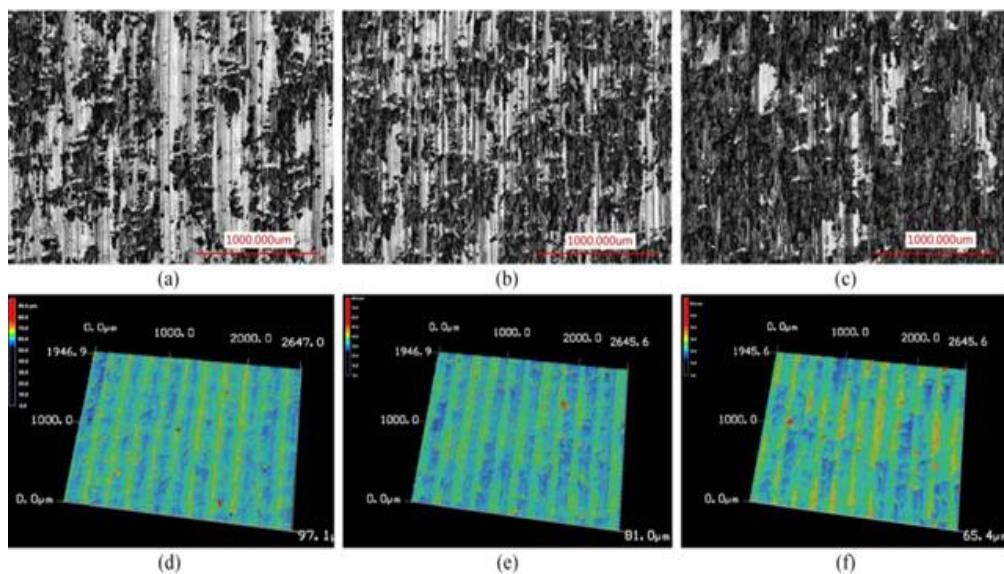


Рис. 2.44. Морфологія поверхні після фрезерування ЧВГ на швидкості різання 134 м/хв (а, d) $Q=0 \text{ см}^3$; (b, e) $Q=240 \text{ см}^3$; (с, f) $Q=480 \text{ см}^3$ [76]

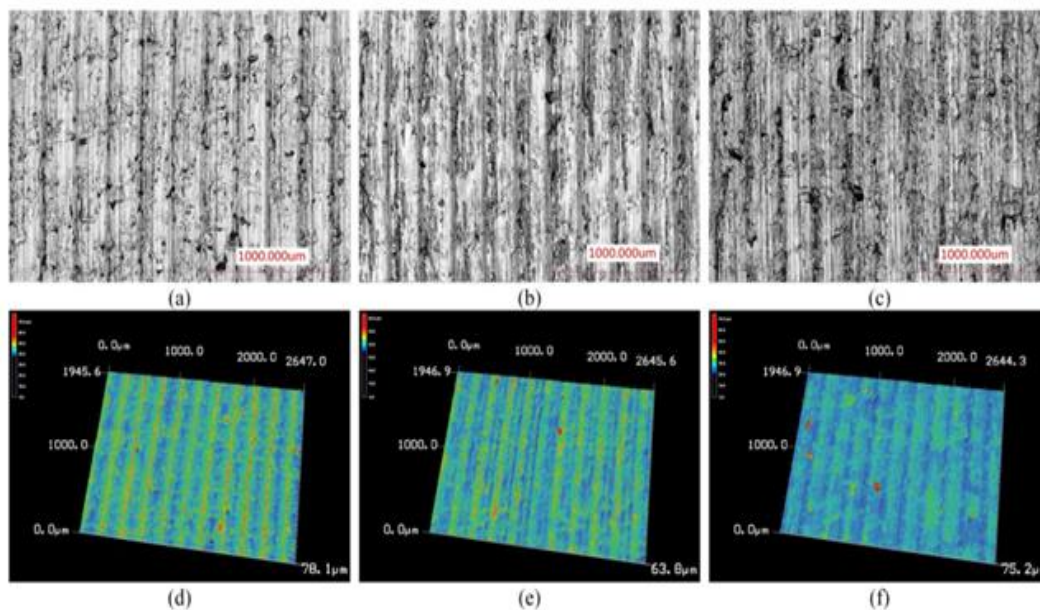


Рис. 2.45. Морфологія поверхні після фрезерування ЧВГ на швидкості різання 800 м/хв: (a, d) $Q=0 \text{ см}^3$; (b, e) $Q=240 \text{ см}^3$; (c, f) $Q=480 \text{ см}^3$ [76]

Така неоднорідність свідчить про нестабільність процесу та підвищену ймовірність утворення мікротріщин. При високій швидкості різання поверхня має більш рівномірну структуру без помітних дефектів, що свідчить про покращену цілісність обробленого шару. Це підтверджується також результатами тривимірного аналізу, який демонструє стабільний рельєф поверхні в широкому діапазоні об'єму зняття матеріалу. Таким чином, збільшення швидкості різання позитивно впливає на збереження цілісності поверхневого шару та забезпечує вищу якість обробки ЧВГ.

Згідно з результатами дослідження [76], при швидкості різання 800 м/хв параметр шорсткості R_a виявився менш залежним від змін об'єму знятого матеріалу. Процес обробки був більш стабільним, а значення R_a не перевищували 1,5 мкм.

При меншій швидкості різання (134 м/хв) є збільшення об'єму зняття матеріалу, що здебільшого призводило до зростання шорсткості поверхні, причому відносна похибка досягала критичних рівнів (рис. 2.46).

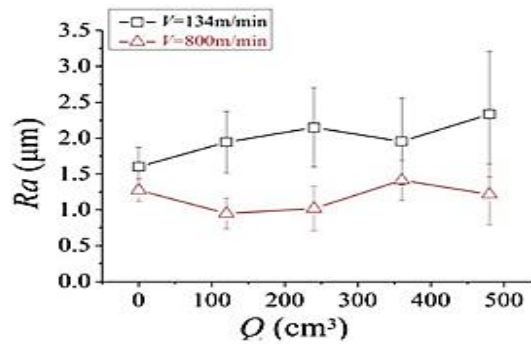


Рис. 2.46. Залежність шорсткості від швидкості різання і кількості видаленого матеріалу [76]

У дослідженні [57] проаналізовано вплив режимів різання та інструментальних матеріалів на шорсткість поверхні та залишкові напруження при фрезеруванні ЧВГ. Експерименти проводили при швидкостях різання 200 м/хв – 1000 м/хв і подачі 0,05-0,2 мм/зуб. Оптимальним для керамічного інструменту виявився діапазон 400–800 м/хв, у якому досягалася найменша шорсткість ($Ra \approx 0,2$ мкм). При швидкості нижче 400 м/хв якість поверхні погіршувалась через резонансні коливання, а понад 800 м/хв – через теплову деградацію інструменту. Подача істотно впливала на Ra лише при низьких швидкостях різання. Занадто мала подача (0,05 мм/зуб) при високошвидкісному фрезеруванні погіршувала шорсткість через перегрів, тертя та мікроколивання. Водночас більші подачі (0,1–0,2 мм/зуб) сприяли формуванню стискуючих залишкових напружень, незалежно від швидкості. Інструменти з кераміки забезпечували кращу якість поверхні та більш виражені стискаючі напруження в межах 400 - 800 м/хв при подачі на зуб 0,1 мм/зуб (рис. 2.47, 2.48).

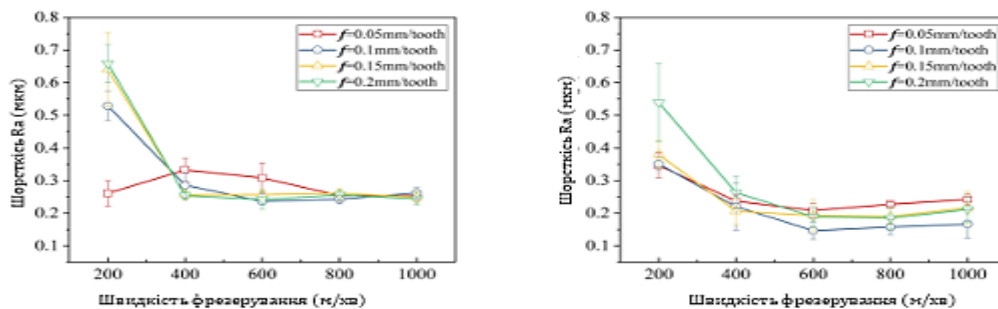
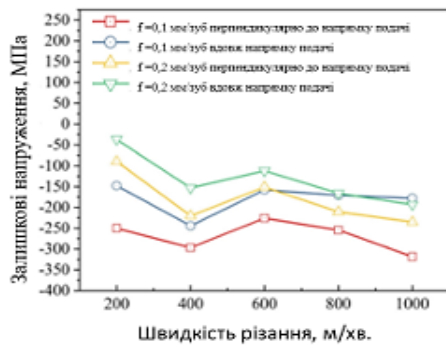
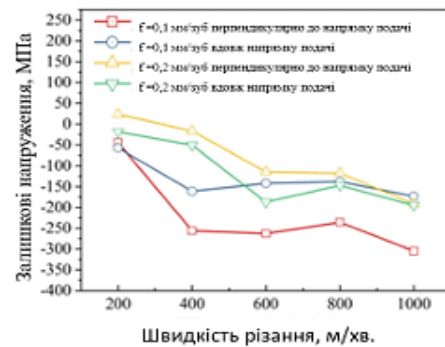


Рис. 2.47. Шорсткість Ra при фрезеруванні ЧВГ при використанні:
а) твердосплавного інструменту, б) керамічного інструмента [57]



а)



б)

Рис. 2.48. Залишкові напруження при використанні а) твердосплавного інструменту, б) керамічного інструмента [57]

У роботі [35] досліджено вплив режимів фрезерування на залишкові напруження в ЧВГ та їх зв'язок із силами різання. Встановлено, що подача на зуб має суттєвіший вплив на напруження у приповерхневому шарі, ніж швидкість різання (рис. 2.49).

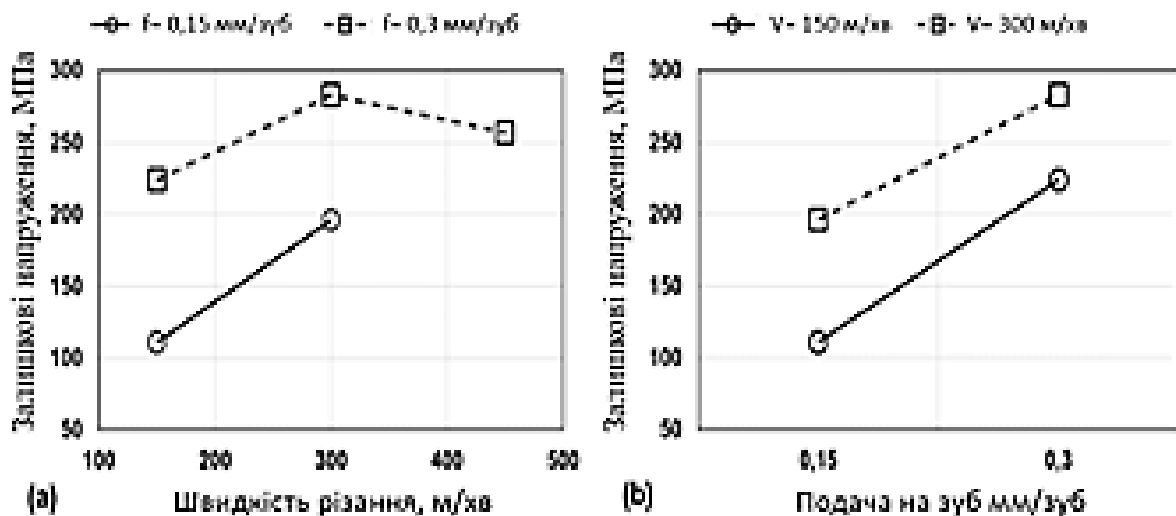


Рис. 2.49. Вплив швидкості різання і подачі на залишкові напруження при фрезеруванні ЧВГ [35]

При подачі 0,15-0,3 мм/зуб і швидкості 150 - 300 м/хв спостерігались розтягувальні залишкові напруження, які зростали зі збільшенням подачі – від +111 до +283 МПа, але зменшувались у межах 300 - 450 м/хв. Автори також показали, що ці напруження можна прогнозувати за параметрами

тангенціальної сили, потужності та активної роботи, що дозволяє на ранньому етапі оцінити ризик утворення тріщин і зниження довговічності (рис. 2.50).

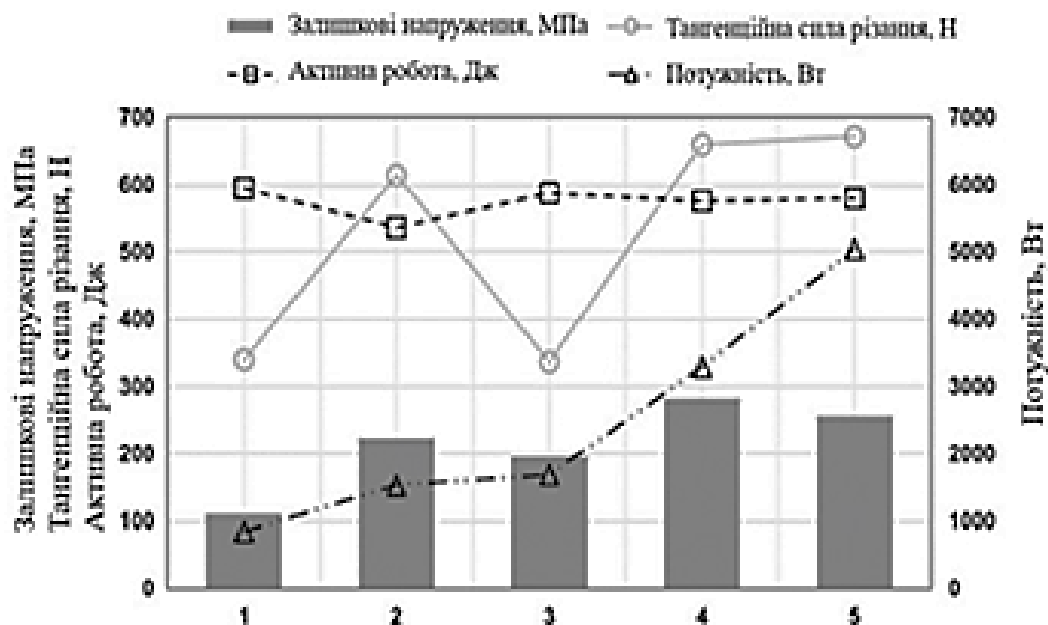


Рис. 2.50. Вплив тангенціальної сили різання, потужності та активної роботи на залишкові напруження при фрезеруванні ЧВГ [35]

Геометрія різального інструмента суттєво впливає на якість обробленої поверхні [83], її зміни в процесі фрезерування можуть спричинити нестабільний розподіл навантаження на появу небажаних залишкових напружень [34].

У дослідженні [78] розглянуто вплив зношування інструмента по задній поверхні ($h_z = 0,03$ мм та $0,26$ мм) на формування внутрішніх напружень у поверхневих шарах деталей (рис. 2.51).

При $h_z = 0,26$ мм у шарі $0-20$ мкм напруження $+120$ МПа, а на глибині $20-40$ мкм змінюються на стискаючі до -80 МПа. Для меншого зношування ($h_z=0,03$ мм) стискаючі напруження менш виражені (-60 МПа), а на глибинах понад 40 мкм переходять у нейтральний стан. Збільшення зношування посилює термічний і механічний вплив, що сприяє утворенню розтягуючих напружень і знижує довговічність виробу. Щоб забезпечити стабільну обробку та формування стискаючих напружень, слід мінімізувати зношування інструмента, обираючи оптимальні режими обробки та зносостійкі матеріали.

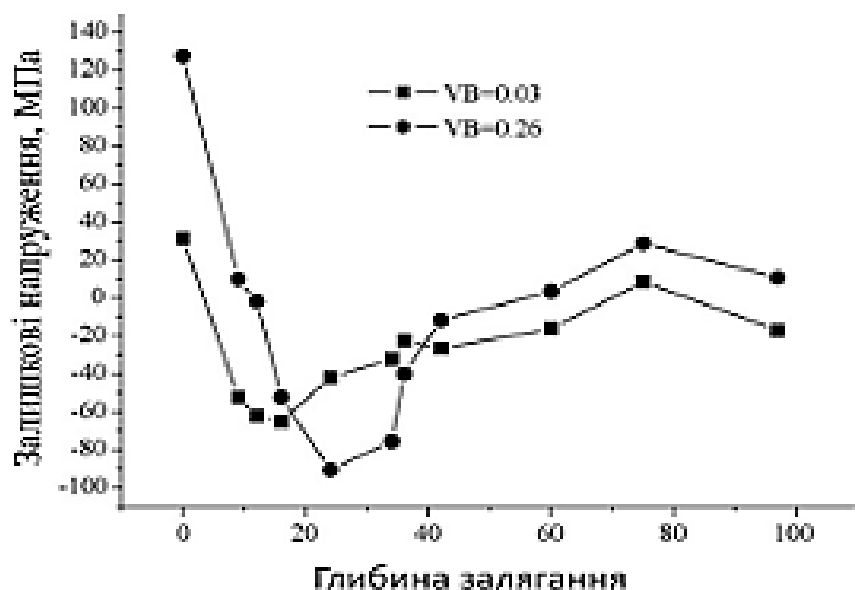


Рис. 2.51. Вплив зношування на внутрішні залишкові напруження [78]

Результати досліджень свідчать про важливість урахування зношування інструменту при забезпеченні надійності виробів, оскільки воно суттєво впливає на характер залишкових напружень у поверхневих шарах. Ігнорування цього чинника може призвести до зниження експлуатаційних властивостей деталей. Питання формування залишкових напружень при торцевому фрезеруванні ЧВГ залишається недостатньо вивченим і потребує подальших комплексних досліджень, зокрема з врахуванням різних типів інструментів, режимів обробки та умов експлуатації.

Інструментальні матеріали для торцевого фрезерування загартованих сталей відрізняються поєднанням твердості, в'язкості та зносостійкості. До основних вимог належать: висока міцність і стійкість до зносу, інертність щодо матеріалу заготовки, хімічна стійкість до окислення та дифузії, витривалість до різких температурних коливань. ПКНБ вирізняється надзвичайною твердістю та придатністю для роботи на високих швидкостях різання, при значних навантаженнях і температурних. Він застосовується переважно для торцевого фрезерування загартованих сталей з твердістю понад 45 HRC.

Фінішне торцеве фрезерування загартованих залізовуглецевих сплавів досліджене недостатньо. Для сталей з твердістю понад 50 HRC доцільно

застосовувати інструменти з ПКНБ, що забезпечують якісну обробку складних поверхонь. Особливості інструментів груп BL і ВН визначаються їх різальними властивостями, а зношування спричинене абразивним стиранням, дифузією та адгезією. Стійкість залежить від режимів різання, геометрії та складу матеріалу. Наявний брак досліджень і практичних рекомендацій щодо використання ПКНБ для фінішного фрезерування сталей із твердістю 60-65 HRC потребує подальших теоретичних та експериментальних робіт.

РОЗДІЛ 3. МЕТОДИКИ ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОЦЕСУ ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВИХ СПЛАВІВ

3.1. Експериментальні методики вивчення торцевого фрезерування

Експериментальні дослідження процесу торцевого фрезерування є ключовим етапом у вивченні закономірностей формування сил різання, температурних полів, шорсткості поверхні, зношування інструменту та інших технологічних параметрів, що визначають ефективність обробки. Метою експериментального дослідження є отримання достовірних даних про перебіг фізичних процесів у зоні різання, а також перевірка теоретичних моделей і прогнозних залежностей, що описують процес фрезерування [1].

Методологічні основи експерименту. Планування експерименту базується на принципах відтворюваності, достовірності та репрезентативності результатів. Для забезпечення цих вимог обрано раціональні рівні факторів, таких як швидкість різання, подача на зуб, глибина різання, ширина фрезерування, кутова швидкість обертання шпинделя та матеріал різальної пластини.

Для підвищення точності експерименту використовуються методи планування багатфакторних експериментів, які дозволяють одночасно оцінити вплив кількох факторів на цільові показники (сили різання, зношування, шорсткість, енергоспоживання). Найбільш поширеними схемами є центральнo-композиційні, повнофакторні та дробові плани другого порядку, що забезпечують можливість побудови регресійних моделей і поверхонь відгуку.

Вимірювання сил різання. Одним з основних параметрів, що характеризують процес фрезерування, є сили різання. Їх вимірювання здійснюють за допомогою п'єзоелектричних динамометрів типу Kistler (моделі 9257B, 9272 або аналогічні), які дозволяють реєструвати ортогональні компоненти сил F_x , F_y , F_z у реальному часі з високою частотою дискретизації (до 10 кГц). Сигнал з динамометра піддається аналого-цифровому

перетворенню та подальшій фільтрації для усунення шумів і вібраційних складових.

На основі отриманих даних визначають миттєві та середні значення сил різання, що дозволяє аналізувати періодичність процесу зняття стружки, енергетичну ефективність різання та стабільність роботи інструменту.

Визначення зношування інструменту. Зношування різальних елементів є важливим показником експлуатаційної ефективності інструменту. Його оцінюють за величиною зони зносу по задній поверхні (показник VB) та по передній поверхні (показник KT). Контроль зносу здійснюється з використанням оптичних мікроскопів, стереомікроскопів або систем цифрової мікроскопії із збільшенням $500\times$, а також 3D-профілометрів для визначення геометрії зношеної ділянки. У сучасних дослідженнях застосовуються також методи сканувальної електронної мікроскопії (SEM) для аналізу мікромеханізмів руйнування (адгезійне, абразивне, дифузійне чи окислювальне зношування).

Вимірювання температури в зоні різання. Температурні поля фрезерування досліджуються за допомогою термопарного або інфрачервоного методу. У першому випадку застосовуються вбудовані термопари у корпус інструменту або заготовку, у другому – тепловізори високої швидкості (IR-камери), що дозволяють фіксувати динамічну зміну температури у процесі різання. Дані температурних вимірювань використовуються для визначення теплового навантаження на різальну кромку та для побудови теплових моделей процесу.

Дослідження якості обробленої поверхні. Параметри мікрогеометрії поверхні (Ra , Rz , $Rmax$, Sm) вимірюються контактними профілометрами (наприклад, Mitutoyo Surftest SJ-210) або оптичними інтерферометрами, що дозволяють отримати 3D-карти мікрорельєфу. Шорсткість аналізується у зв'язку з режимами різання, геометрією фрези, типом покриття та станом інструменту, що дає змогу визначити оптимальні параметри для забезпечення якості поверхні.

Обробка результатів експерименту. Отримані експериментальні дані піддаються статистичній обробці – усередненню, нормуванню та перевірці на достовірність. Застосовується дисперсійний аналіз (ANOVA) для оцінки значущості факторів, а також регресійний аналіз для побудови математичних моделей залежності технологічних показників від режимів обробки. Для візуалізації результатів використовуються графічні методи – поверхні відгуку, діаграми впливу факторів, ізолінії сталості сили різання тощо [1].

Ефективність експериментальних досліджень фрезерування значною мірою визначається правильним вибором вимірювальних засобів, умов проведення експерименту та достовірністю статистичної обробки результатів. Сучасний рівень розвитку вимірювальної техніки дозволяє отримувати високоточні дані про процес різання, що створює основу для формування науково обґрунтованих рекомендацій щодо підвищення ефективності фрезерування важкооброблюваних матеріалів.

3.2. Обладнання та вимірювальні засоби для експериментальних досліджень

Для забезпечення надійного, точного та відтворюваного експериментального дослідження фінішного фрезерування важкооброблюваних матеріалів було здійснено обґрунтований вибір інструментального оснащення, технологічного обладнання та контрольно-вимірювальних засобів. Основними критеріями вибору стали відповідність обраного оснащення специфіці обробки важкооброблюваних матеріалів, здатність реалізувати сталі режими високошвидкісного фрезерування, а також можливість комплексної оцінки силових, зношувальних і якісних характеристик процесу.

Для реалізації фінішного торцевого фрезерування використовували високоточні інструменти – торцеву фрезу Sandvik Coromant R200-051Q22-12H та торцеву фрезу SECO TOOLS R220.70-0063-09-6 діаметром 63 мм [97]. Їх

конструкції забезпечують рівномірний розподіл навантаження по ріжучій кромці, покращене відведення тепла та зниження локального термонавантаження.

В якості інструментального матеріалу для дослідження торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом (ЧВГ) марки GJV-450 (виробництво Sinter Cast) використовувалися пластини з кубічного нітриду бору (КНБ), що забезпечують високу зносостійкість при сухому фрезеруванні, а також з нітридної кераміки (НК), як економічно доцільна альтернатива з високою термостійкістю.

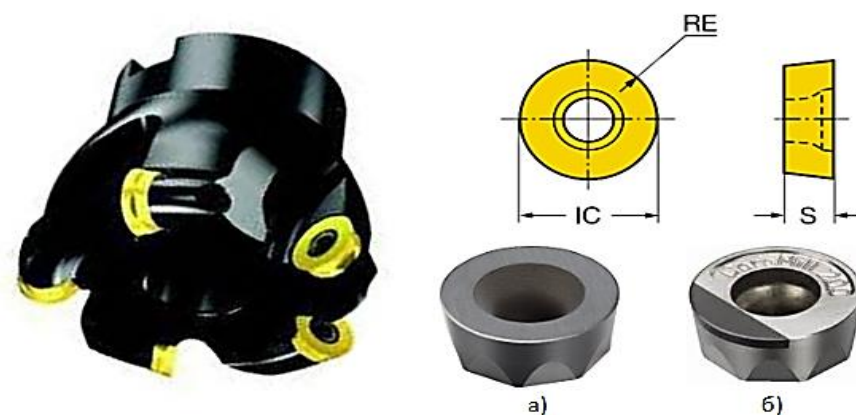


Рис. 3.1. Торцева фреза R200-051Q22-12H Sandvik Coromant з круглими різальними пластинами [108] з: а) НК; б) КНБ

Таблиця 3.1.

Параметри різальних пластинок [108]

Параметр	НК	КНБ
Діаметр різальних пластин	12 мм	12 мм
Максимальна глибина різання	1,76 мм	1,76 мм
Кількість різальних кромок	8	2
Ширина фаски на передній поверхні	0,2 мм	0,15 мм
Кут фаски на передній поверхні	15°	15°
Товщина пластини	4,7625 мм	4,7625 мм
Задній кут	-7°	-7°

В свою чергу, для дослідження загартованої сталі 4X5МФС використовувалась торцева фреза фірми SECO TOOLS [69] діаметром 63 мм (R220.70-0063-09-6) з 6 різальними елементами, з механічним кріпленням

пластин клиновим притисканням та з вбудованим кутом нахилу опорної поверхні -6° (рис. 3.2).



Рис. 3.2. Торцева фреза SECO TOOLS [69]

Обрано різальні пластини круглої форми фірми SECO TOOLS (RNGN090300S) з різним вмістом ПКНБ. Застосовувалися пластини з різною геометрією фаски ($\theta = -20^\circ$ і -25°) як без покриттів, так і зі зносостійкими покриттями TiSiN і TiAlN (рис. 3.3). Різальна пластина має 5 робочих положень для швидкої заміни інструменту [69].

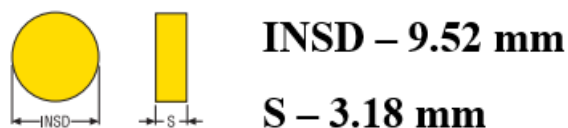
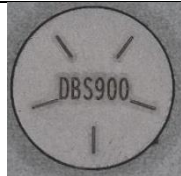


Рис. 3.3. Розміри стандартної різальної пластини SECO TOOLS

Типи різальних пластин із ПКНБ групи BL і ВН без покриттів та зі зносостійкими покриттями TiAlN і TiSiN, що застосовувалися при лабораторно-експериментальних дослідженнях процесу торцевого фрезерування загартованої сталі 4X5МФС зображено в табл. 3.2.

Таблиця 3.2.

Типи пластин із ПКНБ групи BL і BH

Найменування	Група BL/BH	Фаска	Вигляд пластини
DBS-900 RNGN090300S-01525 LF-K	BH	Кут – 25°, ширина 0,15 мм	
CBN200 RNGN090300S-02020-LF	BH	Кут – 20°, ширина 0,2 мм	
CH3505 RNGN090300S-02020-LF	BH	Кут – 20°, ширина 0,2 мм	
DSC500 RNGN090300S-01525-K	BL	Кут – 25°, ширина 0,15 мм	
CBN200 покриття TiSiN RNGN090300S-02020-LF	BH	Кут – 20°, ширина 0,2 мм	
CH3505 покриття TiAlN RNGN090300S-02020-LF	BH	Кут – 20°, ширина 0,2 мм	

Обробка здійснювалась на двох високоточних верстатах з числовим програмним керуванням: п'ятиосьовому обробному центрі DMU 80eVo та вертикальному тривісному оброблюваному центрі HAAS VF-2SSYT-NG (рис. 3.4). Їх характеристики наведені в табл. 3.3. Обидва верстати характеризується високою жорсткістю, високою частотою обертання шпинделя та здатністю виконувати складні траєкторії обробки з високою точністю.

Застосування обох верстатів дало змогу порівняти стабільність процесу фрезерування при різних кінематичних конфігураціях та умовах навантаження.



Рис. 3.4. Оброблювальні центри: а) DMU 80 eVo; б) HAAS VF-2SSYT-NG

Таблиця 3.3.

Характеристики оброблювальних центрів DMU 80 eVo
та HAAS VF-2SSYT-NG

Характеристика	HAAS VF-2SS	DMU 80 eVo linear
Тип	3-осьовий вертикально-фрезерний	5-осьовий вертикально-фрезерний
Хід по осі X/Y/Z, мм	762/508/508	800/650/550
В-вісь (нахил)	—	-5° до +110° (0,001°)
С-вісь (оберт)	—	360° (0,001°)
Макс. швидкість подачі, м/хв	21,2	80
Швидкість холостого ходу, м/хв	35,6	80
Розмір столу / піддона, мм	457 × 914	800 × 700
Макс. вага заготовки, кг	680	600
Тип шпинделя	ISO 40 / BT	HSK-A63
Оберти шпинделя, об/хв	12 000	20 – 18 000
Потужність шпинделя, кВт	22,4	35 (40%DC) / 25 (100%DC)
Кількість інструментів у магазині	30+1 / 50+1	30
Тип інструментального тримача	ISO 40	HSK-A63
Максимальний діаметр інструмента (звичайний/без сусідів)	64 / 127 мм	80 / 130 мм
Час зміни інструмента, с	1,8 (середнє)	—
Точність позиціонування, мм	±0,005	висока точність
Габарити (Д × Ш × В), мм	2690×2590×2570	5000×6200×3010

Для проведення комплексної оцінки ефективності процесу фінішного фрезерування ЧВГ використовуються сучасні високоточні контрольно-вимірювальні прилади, що забезпечують аналіз шорсткості поверхні, сил різання, зношування інструмента та залишкових напружень [52].

Реєстрація сил різання здійснювалась за допомогою п'єзокристалічного динамометра KISTLER Type 9257B, що забезпечує тривимірний аналіз компонент сили різання (P_x , P_y , P_z) у реальному часі.

Шорсткість обробленої поверхні вимірювалась за допомогою портативного профілометра UIT TR200 (параметри R_a та R_z), безконтактного 3D-профілометра Keyence VR6000 series для тривимірної реконструкції мікрогеометрії поверхні, а також щупового профілометра.

Для аналізу зношування ріжучих пластин застосовувався цифровий мікроскоп, а для оцінки залишкових напружень у поверхневому шарі після обробки використовувався рентгенівський дифрактометр Ultima IV.

Зовнішній вигляд, призначення та технічні характеристики даних приладів наведено в таблиці 3.4.

Таблиця 3.4.

Контрольно-вимірювальні прилади для аналізу параметрів обробки

№	Назва приладу	Призначення та технічні характеристики
1	Динамометр для вимірювання сил різання KISTLER Type 9257B 	Призначення: побудова часових діаграм та векторів сил у координатній системі Реєстрація тривимірних складових сил різання (F_x, F_y, F_z) у реальному часі П'єзокристалічний датчик, роздільна здатність 0,01 Н, частота дискретизації до 20 кГц

№	Назва приладу	Призначення та технічні характеристики
2	Портативний профілометр UIT TR200 	Призначення: швидка оцінка якості обробленої поверхні на місці Контактне вимірювання параметрів шорсткості поверхні (R_a, R_z, R_q) після обробки Діапазон R_a: 0,05–15 мкм; точність $\pm 10\%$
3	Контактний профілометр (щуповий) Mitutoyo Surftest 301 	Призначення: вимірювання шорсткості для верифікації результатів R_a, R_z, R_t, R_q Довжина бази 0,8/2,5/8 мм; точність $\pm 0,02$ мкм
4	Цифровий мікроскоп DM9 	Призначення: для збільшення та візуалізації зразків при проведенні контролю якості, аналізу структури поверхні та пошуку дефектів. Збільшення: 50х–1200х.

№	Назва приладу	Призначення та технічні характеристики
5	Безконтактний 3D-профілометр Keyence VR6000 series 	Призначення: для детального тривимірного оптичного аналізу топографії поверхні без механічного контакту з об'єктом дослідження, контролю якості обробки, вивчення зношування, покриттів та зразків з чутливою або складною структурою. Забезпечує побудову тривимірних моделей у реальному масштабі з можливістю проведення зрізів, побудови профілів, кольорового картування, а також кількісного аналізу параметрів шорсткості відповідно до міжнародних стандартів. Максимальна область сканування: 200×200 мм; вертикальна роздільна здатність (по осі Z): до 0,1 мкм.
6	Рентгенівський дифрактометр Rigaku Ultima IV 	Призначення: для проведення структурного аналізу матеріалів та для визначення залишкових напружень у поверхневому шарі методом $\sin^2\psi$. Джерело випромінювання: $\text{CuK}\alpha$ Режим сканування: кроковий. Кутовий діапазон: 2θ: $-3 \dots 162^\circ$ Прилад забезпечує високу точність і стабільність вимірювань завдяки автоматизованій системі вирівнювання зразка.

3.3. Дослідження складових сили різання при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ інструментами з НК та КНБ

Для дослідження сил різання при фрезеруванні ЧВГ (GJV-450) були виготовлені зразки розміром $110 \times 100 \times 30$ мм. Зазначені габарити були підібрані з урахуванням конструктивних обмежень динамометричної платформи KISTLER Type 9257B та забезпечували зручне встановлення, надійне кріплення й стабільний контакт з опорною площиною вимірювального вузла. Такий підхід дозволив уникнути перекосів у процесі обробки та гарантував високу точність вимірювання сил різання у трьох координатних напрямках [80].

Підготовка зразків включала кілька послідовних етапів. На першому етапі з попередньо відлитого блоку чавуну підготовлено заготовки з дотриманням вимог до геометричної точності, що забезпечувало однорідність структури та стабільність механічних властивостей по всьому об'єму. Для розкрою застосовувалося високоточне обладнання, здатне мінімізувати залишкові напруження, які могли виникнути під час первинної механічної обробки.



Рис. 3.5. Заготовка для досліджень сил різання під час фінішного торцевого фрезерування ЧВГ [80]

Наступний етап: проведено чистову механічну обробку для формування заданих геометричних параметрів з високою точністю. Дана обробка

виконувалась на верстаті з числовим програмним керуванням для забезпечення високої повторюваності розмірів і точності експерименту.

На останньому етапі підготовки проводилась шліфувальна обробка базових площин до досягнення початкової шорсткості $Ra=3,2$ мкм, що забезпечувало однакові початкові умови для всіх дослідів, підвищуючи достовірність результатів порівняння.

Фінішне фрезерування виконувалось в режимі сухої обробки на п'ятиосьовому обробному центрі DMU 80 eVo із застосуванням торцевої фрези Sandvik Coromant R200-051Q22-12H, оснащеної однією змінною круглою ріжучою пластиною. Для порівняльного аналізу використовувалися пластини з двох інструментальних матеріалів – нітридної кераміки (НК) та кубічного нітриду бору (КНБ), які відрізняються зносостійкістю, термостійкістю та впливом на якість обробки [80].

Було визначено режими фрезерування відповідно до плану експерименту типу Бокса-Бенкена, що дозволило дослідити вплив трьох основних технологічних факторів: швидкості різання V , подачі на зуб S_z , та глибини різання t . На основі рівнів (табл. 3.5.) було сформовано 15 експериментальних точок відповідно до Бох–Бенкен-дизайну, який є неповним факторним планом другого порядку без крайових комбінацій.

Мета експерименту: встановлення залежностей між параметрами та величиною сил різання та шорсткістю поверхні з подальшою оптимізацією технологічного процесу.

Таблиця 3.5.

Рівні зміни факторів

Рівень факторів	V , м/хв	X1 (код.)	t , мм	X2 (код.)	S_z , мм/зуб	X3 (код.)
Верхній (+1)	800	1	0.150	1	0.150	1
Середній (0)	600	0	0.115	0	0.125	0
Нижній (-1)	400	-1	0.080	-1	0.100	-1



Рис. 3.6. Верстатно-апаратний комплекс для визначення сил різання під час фінішного торцевого фрезерування ЧВГ інструментами з КНБ та НК

3.4. Дослідження складових сили різання при фінішному торцевому фрезеруванні загартованої сталі інструментами із ПКНБ із покриттями та без покриття

Обробка загартованої сталі 4X5МФС з фіксацією сили різання, виконувалась однією пластиною кожного типу, зокрема ПКНБ пластинами 6 типів: CBN200, CH3505, DBS900, DSC500, CBN200 з покриттям TiSiN, CH3505 з покриттям TiAlN. Режими різання для кожного типу пластин однакові, незмінна тільки швидкість різання $V = 120 \text{ м/хв}$ [66]. Режими різання, що були основою для побудови плану експерименту зображено в табл. 3.6:

Таблиця 3.6.

Фактори та рівні параметрів фрезерування

Фактори	Глибина різання t , мм	Подача S , мм/зуб	Швидкість різання V , м/хв	Схема різання
	0,3 мм 0,5мм	0,075 мм/зуб 0,1 мм/зуб 0,125 мм/зуб	120 м/хв	Попутне Зустрічне Симетричне

Підготовка до експерименту включала в себе визначення матриці експерименту, яка була застосована для кожного типу пластин (6 типів). За допомогою програмного забезпечення JMP виконано планування експерименту, де із повного факторного експерименту побудовано дробовий факторний (репліка) та обрано 25 раціональних режимів різання із 300 можливих [65].

Сили різання визначали за допомогою спеціального апаратного комплексу (рис. 3.7). Комплекс складається з динамометру, АЦП та персонального комп'ютера для отримання даних. Частота по кожному із трьох каналів – 1000 Гц.



Рис. 3.7. Спеціальний апаратний комплекс для вимірювання складових сили різання при фінішній обробці

Реєстрація сил різання здійснювалася за допомогою динамометра KISTLER Type 9257B, який забезпечував високоточне тривимірне фіксування складових сил різання (P_x , P_y , P_z), під час фінішного торцевого фрезерування. Це дозволило отримати детальну картину розподілу навантажень на інструмент та виявити закономірності впливу параметрів обробки на поведінку матеріалу. Динамометр забезпечував високу точність вимірювань завдяки чутливим сенсорам, які реєстрували навіть незначні зміни у величині сил. Схема проведення досліджень з фіксування складових сили різання (рис. 3.8).

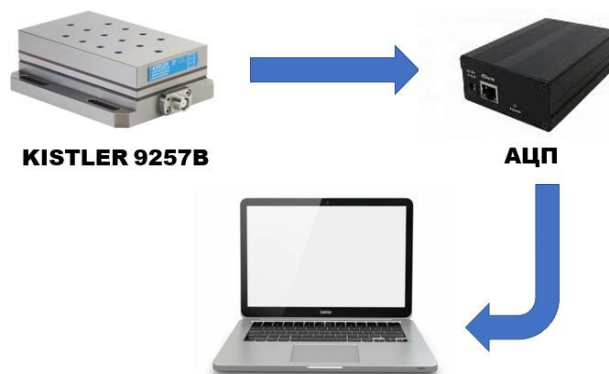


Рис. 3.8. Схема фіксування сили різання при торцевому фрезеруванні

Динамометр марки KISTLER Type 9257B показано на рис. 3.9. Заготовка розміром 110×60×40 мм механічно закріплювалась на вимірювальний блок динамометру [94, 106].



Рис. 3.9. Динамометр KISTLER Type 9257B

Після кожного проходу фіксувалися сили різання та проводилося вимірювання шорсткості обробленої поверхні заготовок з ЧВГ та загартованої сталі 4Х5МФС.

Отримані дані були систематизовані для подальшого аналізу, який дозволив визначити залежності між значеннями сил різання та такими параметрами, як швидкість різання, подача, глибина різання та властивості матеріалу. Реєстрація сил різання в трьох координатах забезпечила всебічний аналіз механіки процесу обробки, дозволяючи врахувати всі аспекти взаємодії інструменту з матеріалом, зокрема зміну силового навантаження в різних фазах різання.

Таким чином, розроблено методики лабораторних досліджень фінішного торцевого фрезерування чавуну GJV-450 інструментами з КНБ та НК і загартованої сталі інструментами з ПКНБ груп ВL і ВН з та без покриттями TiSiN і TiAlN. Вони охоплюють вибір матеріалу, обладнання, інструменту та оптимальних режимів різання, визначених шляхом планування експериментів у середовищі JMP.

Обґрунтовано застосування сучасного сертифікованого обладнання (HAAS VF-2SSYT-NG, DMU 80 eVo Deckel Maho) та вимірювальних систем (Kistler 9257B, KEYENCE VR-6000, Surf test 301, Surtronic 10, Rigaku Ultima IV), що забезпечило високу достовірність отриманих результатів.

Встановлено технічні умови комплексних досліджень із оцінюванням сил різання, шорсткості поверхні та закономірностей зношування інструментів. Подальший етап роботи передбачає застосування методики комп'ютерного моделювання для поглибленого аналізу процесів фрезерування та перевірки експериментальних результатів.

3.5. Комп'ютерне моделювання процесу торцевого фрезерування загартованих сталей

Комп'ютерне моделювання процесу торцевого фрезерування загартованої сталі за допомогою інструмента з різальними вставками із ПКНБ дає можливість визначити силові навантаження, що виникають під час обробки високоміцних сталей з твердістю понад 60 HRC. Для проведення симуляції процесу торцевого фрезерування використано програмний комплекс Deform-3D.

Дана програма є ключовим засобом для побудови моделі процесу фрезерування, оскільки дозволяє досліджувати поведінку матеріалу під час різання, прогнозувати ефективність роботи інструментів, оцінювати теплові навантаження та стійкість до зношування. Використання методу скінченних елементів (FEM) у Deform-3D забезпечує оптимізацію процесу торцевого фрезерування з метою досягнення високої точності та якості обробки [10]. Це має особливе значення для промислових виробництв, де критично важливими є стабільність і надійність технологічного процесу.

У середовищі SolidWorks створено тривимірну модель стандартної фрези компанії SECO TOOLS R220.70-0063-09-6 (рис. 3.10, а), оснащеної круглими різальними пластинами RNGN090300S (рис. 3.10, б) [94].

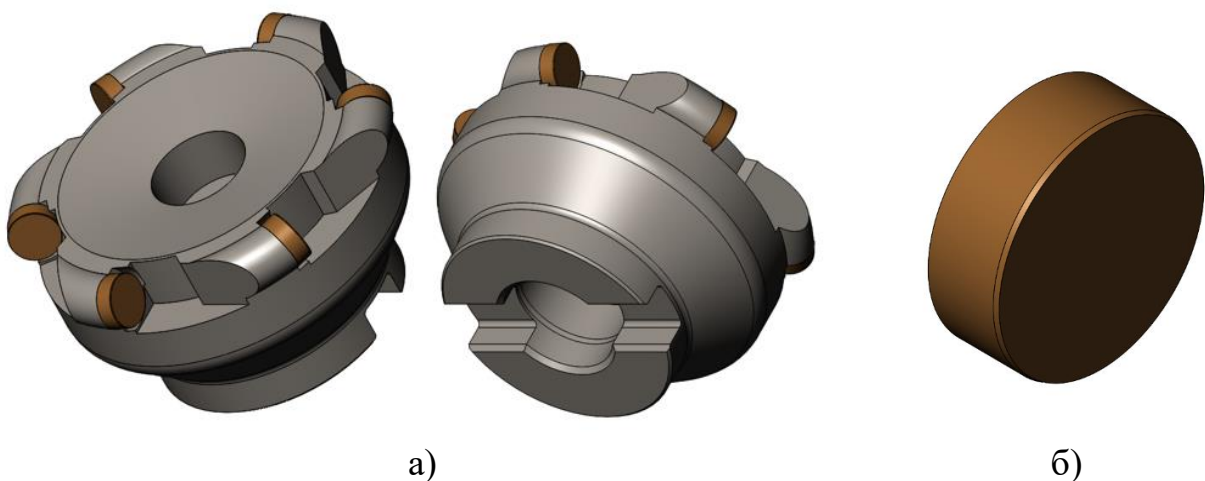


Рис. 3.10. Тривимірні моделі стандартної фрези Seco Tools R220.70-0063-09-6
(а) та різальної пластини (б)

Наступним кроком було створення 3D-моделі заготовки розміром 110×60×40 мм для фіксування сили різання при торцевому фрезеруванні загартованої сталі і подальшого порівняння з експериментальними дослідженнями (рис. 3.11).

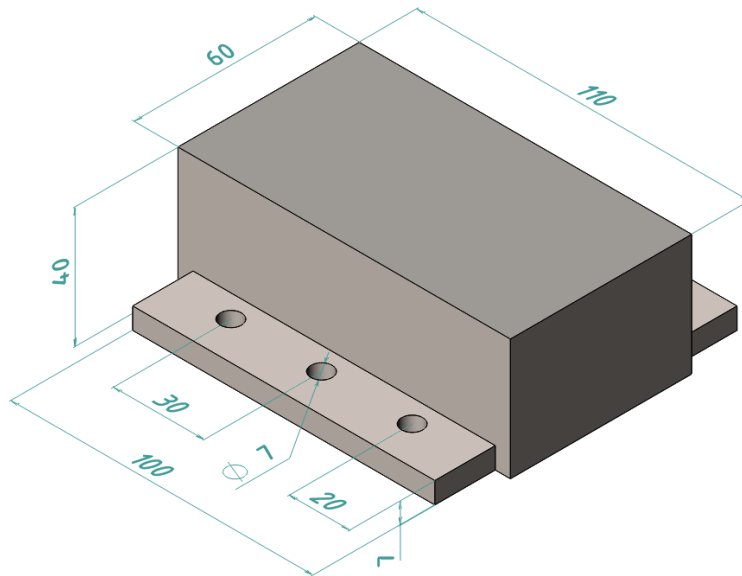


Рис. 3.11. Заготовка загартованої сталі 4X5МФС

У Deform-3D матеріал заготовки підбирається як аналог сталі 4X5МФС із бази програми. Порівняння характеристик дозволило обрати AISI H13, відмінності якої враховуються в аналізі.

Для прискорення розрахунків використано спрощену модель – один різальний елемент та частина заготовки. Вставка імпортована в Deform-3D, після чого задаються основні параметри проєкту: назва, операція Milling, система вимірювань.

Параметри різання:

- швидкість $V = 120$ м/хв
- глибина $t = 0.5$ мм
- подача $S = 0.075$ мм/зуб
- діаметр фрези $D = 63$ мм

Також визначено умови експерименту – початкова температура інструмента 20°C. Позиціонування інструмента виконується згідно правил (рис. 3.12).

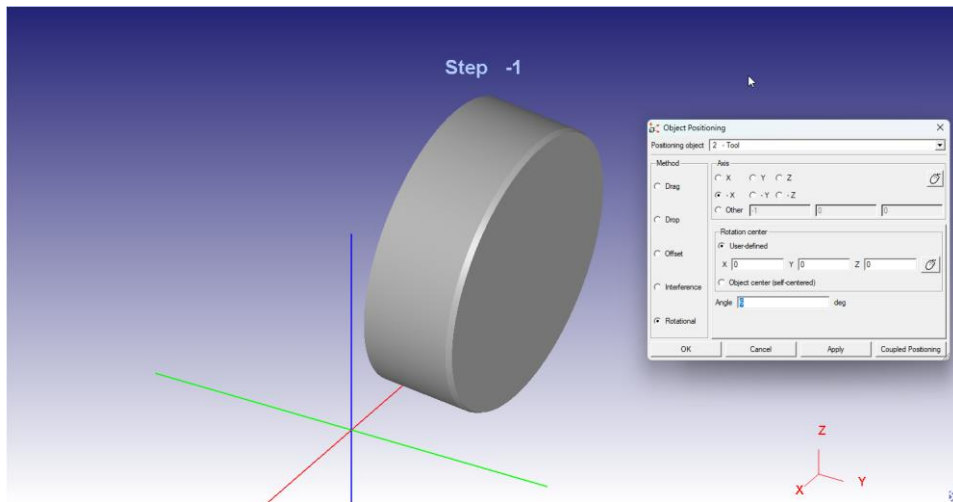


Рис. 3.12. Результат позиціонування різальної вставки

Передбачено додавання матеріалу для різального інструмента, заготовки та, за потреби, його покриття. Покриття TiAlN вибрано з бібліотеки матеріалів.

Наступним етапом є створення сітки різальної пластини інструмента (рис. 3.13) та заготовки (рис. 3.14), визначення матеріалу заготовки AISI H13 і коригування параметрів симуляції у зв'язку з некоректним розташуванням вставки відносно заготовки.

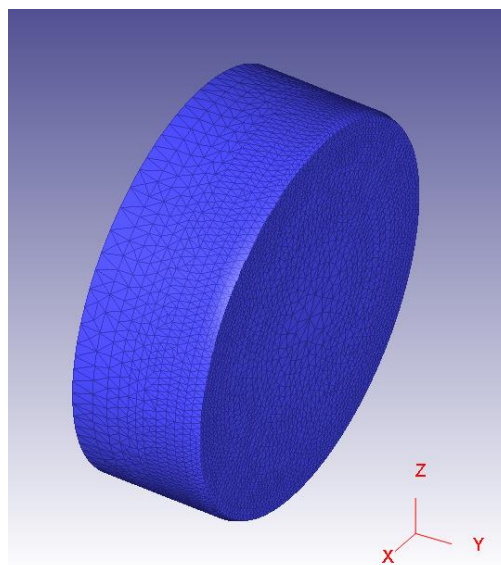


Рис. 3.13. Генерація сітки різальної пластини інструмента

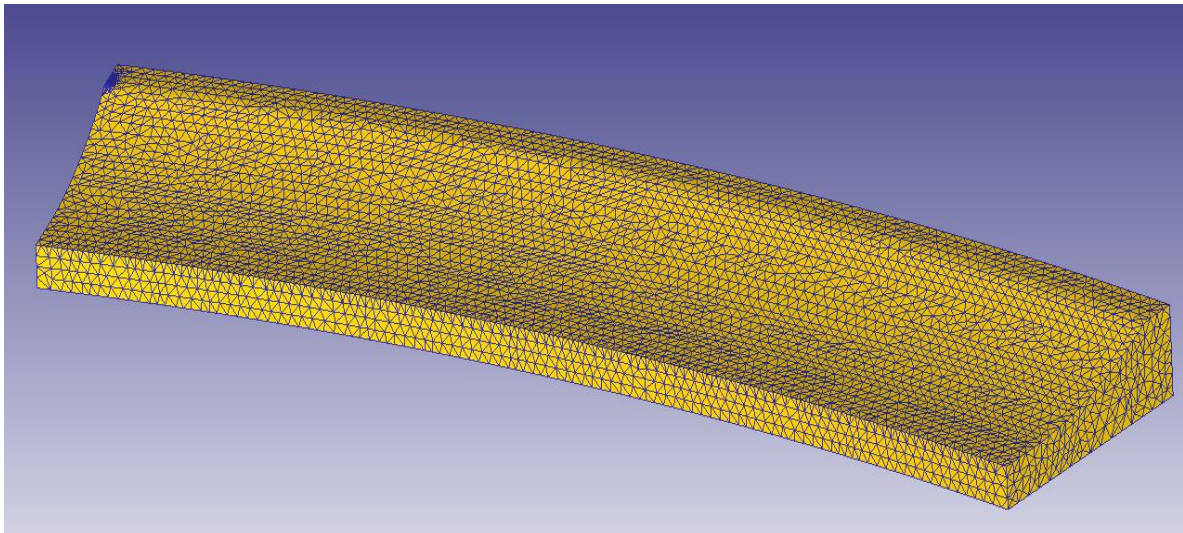


Рис. 3.14. Генерація сітки частини заготовки

Коректне розташування різальної пластини здійснюється за допомогою інструмента «*Object positioning*», виконуючи її обертання навколо осі Z та формуючи оновлену базу даних. Результат регенерації наведено на рис. 3.15.

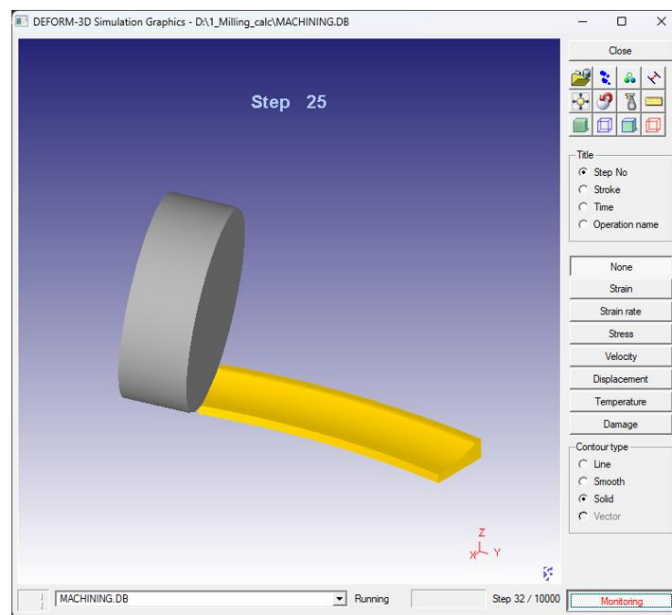


Рис. 3.15. Результат налаштування розташування
різальної пластини відносно заготовки

Фінальний етап передбачає завершення налаштувань та запуск розрахунку, після чого можна візуалізувати результати силових навантажень і температурних параметрів.

Для поглибленого аналізу результатів симуляції виконується перехід до математичного моделювання, що дає змогу узагальнити закономірності та оптимізувати параметри обробки.

3.6. Комп'ютерне моделювання процесу торцевого фрезерування чавунів з вермикулярним графітом

Для визначення оптимальної конструкції фрези та різальних пластин R245-12T3 виконано чисельне моделювання розподілу сил різання та температурного поля в зоні контакту інструмент–заготовка у середовищі DEFORM-3D. Під час моделювання досліджувались різні геометрії різальних пластин (кругла та квадратна форма) за однакових режимів різання.

У середовищі SolidWorks створено тривимірні моделі різальних пластин (круглої та квадратної форми) та заготовки з урахуванням реальних геометричних і конструктивних параметрів інструментів (рис. 3.16). Серед розглянутих інструментів таким критерієм як оптимізована геометрія зони різання з ефективним відведенням стружки, що сприяє запобіганню її накопиченню, налипанню або повторному подрібненню, що покращує чистоту обробленої поверхні, знижує теплове навантаження та зменшує ймовірність локального перегріву, в повному обсязі відповідають фрези Sandvik Coromant CoroMill R200-051Q22-12H та CoroMill RA245-051R19-12H.

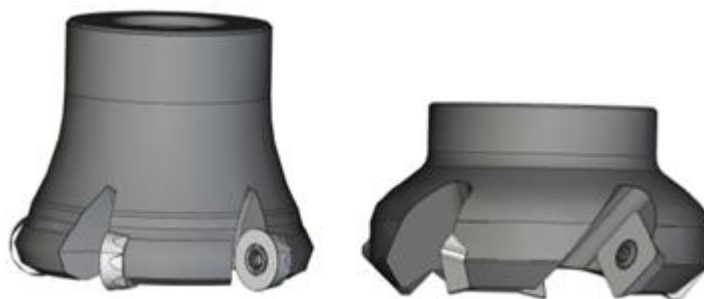


Рис. 3.16. 3D-моделі торцевих фрез:

- а) з круглими різальними пластинами R200 051Q22-12H;
- б) з квадратними різальними пластинами RA245-051R19-12H

Після цього моделі експортовано в Deform-3D для проведення чисельного моделювання процесу фрезерування. Конструкція пластин відповідає стандартним змінним різальним елементам, що застосовуються у торцевих фрезах фірми Sandvik Coromant, що гарантує коректність і точність аналізу напружено-деформованого стану в зоні різання.

Чисельне моделювання виконано методом скінченних елементів у середовищі Deform-3D. При цьому враховано граничні умови: швидкість обертання шпинделя 5000 об/хв, подача 12,5 мм/с, глибина різання 0,15 мм, а також контактну взаємодію інструмента із заготовкою та теплофізичні властивості матеріалів різальних пластин (КНБ та НК) табл. 3.7 і заготовки табл. 3.8 та 3.9. Було застосовано модель Джонсона–Кука, для визначення сил різання та температур в зоні різання.

Таблиця 3.7.

Фізико-механічні характеристики КНБ та НК

Параметр	Нітридна кераміка	Кубічний нітрид бору
Густина, г/см ³	3,2 – 3,5	3,45
Твердість, HRA	93 – 96	100
Мікротвердість, HV, МПа	28 000 – 32 000	60 000 – 80 000
Межа міцності при згині, Мпа	≥ 1200	≈ 1000
Межа міцності при стисканні, Мпа	≈ 4000	≥ 6500
Термостійкість, °С	до 1200	до 1500
Коефіцієнт теплового розширення, 10 ⁻⁶ 1/°С	4,5 – 6,0	–
Коефіцієнт лінійного розширення, мкм/°С	5,5 – 7,5	–
Модуль пружності, МПа	450 000	720 000

Таблиця 3.8.

Параметри моделі Джонсона–Кука для ЧВГ [72]

A	B	C	N	M	Tr	Tm
686,58	595,26	0,028	0,606	0,996	1400	200

Таблиця 3.9.

Фізико-механічні характеристики чавуну з вермикулярним графітом GJV-450

Параметр	Значення
Межа міцності при розтязі	465 МПа
Межа плинності	350 МПа
Модуль пружності	145 ГПа
Відносне подовження	1–2 %
Теплопровідність	36 Вт/м·К
Густина	7.0 – 7.2 г/см ³
Твердість за Брінеллем	207 – 255
Коефіцієнт зниження границі витривалості	1.20 – 1.60

Модель Джонсона-Кука описує залежність напруження від деформації, швидкості деформації та температури. Загальне рівняння має вигляд:

$$\sigma = (A + B \cdot \varepsilon^n) \cdot (1 + C \cdot \ln \dot{\varepsilon}) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)^m\right)$$

де σ – еквівалентне напруження, A – межа текучості матеріалу,

B – параметр зміцнення, n – показник зміцнення,

ε – еквівалентна пластична деформація,

C – параметр, що враховує залежність від швидкості деформації,

$\dot{\varepsilon}$ – відносна швидкість деформації,

T – поточна температура, T_{room} – кімнатна температура,

T – температура плавлення матеріалу,

m – температурний показник пом'якшення.

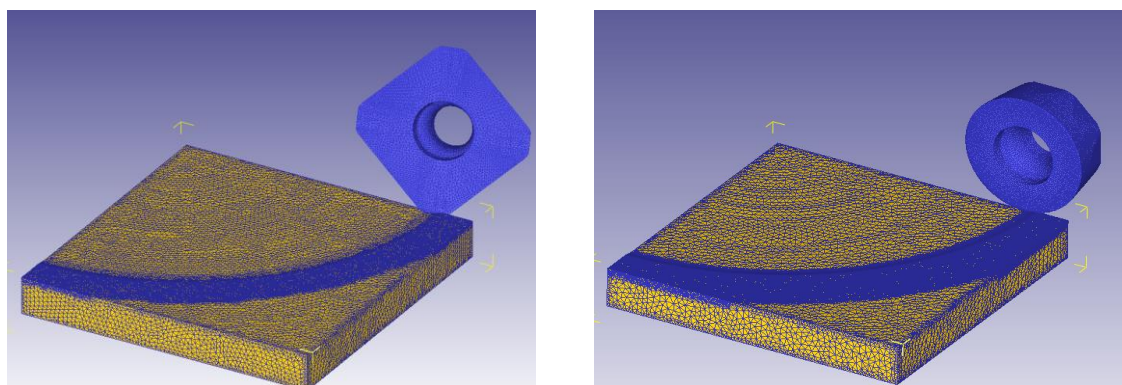


Рис. 3.17. Скінченно-елементні моделі різальних пластин з заготовками:

а) квадратна різальна пластина; б) кругла різальна пластина

Комп'ютерне моделювання забезпечує вихідні дані, які використовуються для побудови математичної моделі процесу обробки ЧВГ з метою прогнозування його параметрів.

3.7. Математичне моделювання процесу торцевого фрезерування загартованих сталей

Математичне моделювання торцевого фрезерування загартованих сталей інструментом із ПКНБ використовується для прогнозування параметрів шорсткості поверхні, що особливо важливо при виготовленні штампів. Для встановлення залежності між умовами різання та якістю обробки застосовано регресійний аналіз (лінійна та поліноміальна регресії).

У моделі незалежними змінними виступають параметри різання, а залежною – шорсткість поверхні.

Розрахунки виконано на основі даних різання вставкою СН3505 з урахуванням чотирьох факторів: глибини різання – d , схеми (S : 1 – зустрічне, 2 – попутне, 3 – симетричне), подачі на зуб (g) та ширини різання (W), що визначають значення Ra .

Лінійну багатофакторну регресію розглянуто у вигляді [94, 96]:

$$Ra = b_0 + b_1 W + b_2 d + b_3 g + b_4 S, \quad (3.1)$$

де b_0, b_1, b_2, b_3, b_4 – невідомі коефіцієнти, які потрібно знайти за допомогою регресійного аналізу моделі;

W – ширина різання, мм;

d – глибина різання, мм;

g – подача, мм/зуб;

S – схема різання.

Для знаходження аналітичної залежності між залежними і незалежними змінними параметрами процесу торцевого фрезерування, мінімізуючи похибки

між експериментальними даними і моделлю передбачається застосування методу найменших квадратів.

Для того, щоб застосувати метод найменших квадратів і знайти невідомі коефіцієнти b_0, b_1, b_2, b_3, b_4 :

$$Ra = y, W = x_1, d = x_2, g = x_3, S = x_4. \quad (3.2)$$

Тоді рівняння (3.2) у нових змінних виглядає наступним чином:

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_4. \quad (3.3)$$

У таблиці 3.7 наведено параметри різання, значення шорсткості та сили різання, отримані під час експериментів для подальшого зіставлення з прогнозованими даними. Для кожного з 25 дослідів визначається фактична відстань від початку координат R.

Таблиця 3.7.

Параметри різання, що отримані при експериментальних досліджень

№	Ширина різання, мм	Глибина різання, мм	Подача, мм/зуб	Схема різання	Шорсткість, мкм	Сили різання, Н		
						X	Y	Z
1	18,9	0,5	0,075	1	0,38	200	145	330
2	18,9	0,3	0,125	1	0,29	170	135	290
3	6,3	0,5	0,125	1	0,26	280	23	320
4	6,3	0,5	0,1	1	0,33	210	15	305
5	6,3	0,3	0,125	1	0,3	160	23	250
6	18,9	0,5	0,1	3	0,37	90	390	380
7	18,9	0,3	0,125	3	0,28	20	280	270
8	6,3	0,5	0,1	3	0,21	25	180	280
9	6,3	0,3	0,075	3	0,29	10	100	210
10	6,3	0,3	0,1	3	0,21	12	110	220
11	31,5	0,5	0,125	1	0,28	260	280	290
12	31,5	0,5	0,1	1	0,23	225	260	400
13	31,5	0,3	0,075	1	0,3	180	150	300
14	31,5	0,3	0,1	1	0,36	170	180	330
15	31,5	0,3	0,125	1	0,25	200	220	325
16	31,5	0,5	0,075	3	0,2	150	405	440
17	31,5	0,5	0,1	3	0,21	215	480	500
18	31,5	0,3	0,125	3	0,26	290	580	550
19	31,5	0,3	0,075	3	0,28	160	275	310
20	31,5	0,3	0,1	3	0,28	210	325	370
21	63	0,5	0,075	2	0,18	200	280	405
22	63	0,5	0,1	2	0,19	250	330	480
23	63	0,5	0,125	2	0,17	250	330	480
24	63	0,3	0,075	2	0,18	150	200	350
25	63	0,3	0,125	2	0,19	200	260	420

Фактична відстань R від початку координат до точки (X, Y, Z) :

$$R = \sqrt{X^2 + Y^2 + Z^2}. \quad (3.4)$$

Для спрощення значень при лінійній залежності застосовано логарифмічне перетворення, що спрощує побудову моделі і підвищує точність прогнозів $\ln(W) = X_1$, $\ln(d) = X_2$, $\ln(g)$, $\ln(g) = X_3$, $\ln(S) = X_4$, $\ln(Ra)$, $\ln(F_x)$, $\ln(F_y)$, $\ln(F_z)$.

Для перевірки статистичної значущості коефіцієнтів множинної регресії застосовують критерій Стьюдента:

$$t_{кр} = t_{кр}(a, n - m - 1), \quad (3.5)$$

де a – рівень значущості (альфа), який показує ймовірність помилки першого роду (зазвичай a береться рівним 0.05, що відповідає 95% довірчому інтервалу).

N – загальна кількість спостережень або вибіркова потужність.

M – кількість параметрів, які оцінюються або вільні параметри в моделі.

$N - m - 1$ – ступені свободи для t -розподілу.

При цьому $t_{кр}$ повинно бути меншим за t_i ($|t_i| > |t_{кр}|$). У цьому випадку оцінка a_i відповідного коефіцієнта рівняння регресії є статистично значимою. У протилежному разі відповідну змінну необхідно виключити з рівняння регресії і розрахунок регресії виконати заново.

Перевірка значущості рівняння множинної лінійної регресії здійснюється за F – критерієм Фішера.

Критичне значення $F_{кр}$ передбачається статистичною функцією $F_{кр}(a, k_1, k_2)$, де a рівень значущості, $k_1 = m$, $k_2 = n - m - 1$. Знаходження значення F :

$$F = \frac{R^2(n-m-1)}{(1-R^2) \cdot m}. \quad (3.6)$$

При $F > F_{кр}$ рівняння регресії є статистично значущим.

Для оцінки якості прогнозованих моделей в процесах торцевого фрезерування передбачається коефіцієнт невідповідності Тейла для виявлення неточності та покращення точності прогнозування.

$$K_T = \frac{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{t=1}^n (y_i - y_{i \text{ розр}})^2}}{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{t=1}^n y_i^2 + \frac{1}{n} \sum_{t=1}^n y_{i \text{ розр}}^2}}. \quad (3.7)$$

Для вимірювання середнього абсолютного відхилення прогнозованих значень від фактичних, абсолютний показник зміщення прогнозу виглядає так:

$$M.E. = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - y_{i \text{ розр}}), \quad (3.8)$$

де n – кількість проходів;

y_i – фактичне значення;

$y_{i \text{ розр}}$ – прогнозоване значення.

Середня абсолютна похибка прогнозу:

$$M.A.E. = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i - y_{i \text{ розр}}|. \quad (3.9)$$

Середньоквадратична похибка прогнозу:

$$M.S.E. = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{t=1}^n (y_t - y_{t \text{ розр}})^2} \quad (3.10)$$

Після визначення відносної похибки будується графік емпіричної та теоретичної регресії для зіставлення результатів прогнозування з експериментальними даними. Поліноміальна регресія використовується для опису нелінійних залежностей за допомогою поліномів певного порядку та застосовується для прогнозування значень залежної змінної, якою у даному дослідженні є глибина різання.

Багатофакторна степенева регресійна модель:

$$Ra = C_0 + W^{b_1} g^{b_2} S^{b_3}, \quad (3.11)$$

де C_0 , W^{b_1} , g^{b_2} , S^{b_3} – невідомі коефіцієнти, які потрібно знайти за допомогою регресійного аналізу моделі.

Для того, щоб застосувати метод найменших квадратів і знайти невідомі коефіцієнти C_0 , b_1 , b_2 , b_3 перетворюємо степеневу регресійну модель (3.11) за допомогою логарифмування у лінійну регресійну модель [94, 96]:

$$\ln Ra = \ln C_0 + b_1 \ln W + b_2 \ln g + b_3 \ln S. \quad (3.12)$$

Після цього $\ln Ra = y$, $\ln C_0 = b_0$, $\ln W = x_1$, $\ln g = x_2$, $\ln S = x_3$.

Тоді рівняння (2.12) у нових змінних буде виглядати так:

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3. \quad (3.13)$$

Для перевірки статистичної значущості коефіцієнтів множинної регресії застосовують критерій Стюдента:

$$t_{кр} = t_{кр}(a, n - m - 1), \quad (3.14)$$

де a – рівень значущості (альфа), який показує ймовірність помилки першого роду (зазвичай a береться рівним 0,05, що відповідає 95% довірчому інтервалу).

N – загальна кількість спостережень або вибіркова потужність.

M – кількість параметрів, які оцінюються або вільні параметри в моделі.

$N - m - 1$ – ступені свободи для t -розподілу.

При цьому $t_{кр}$ повинно бути меншим за t_i ($|t_i| > |t_{кр}|$). У цьому випадку оцінка a_i відповідного коефіцієнта рівняння регресії є статистично значимою. У протилежному разі відповідну змінну необхідно виключити з рівняння регресії і розрахунок регресії виконати заново.

Перевірка значущості рівняння множинної лінійної регресії здійснюється за F – критерієм Фішера [94, 96].

Критичне значення $F_{кр}$ знаходиться за допомогою статистичної функції $F_{кр}(a, k_1, k_2)$, де a рівень значущості, $k_1 = m$, $k_2 = n - m - 1$. Значення F за формулою:

$$F = \frac{R^2(n-m-1)}{(1-R^2) \cdot m}. \quad (3.15)$$

При $F > F_{кр}$ рівняння регресії є статистично значущим.

Для оцінки якості прогнозованих моделей передбачається застосування коефіцієнту невідповідності Тейла для виявлення неточності та покращення точності прогнозування.

$$K_T = \frac{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{t=1}^n (y_t - y_{t \text{ розр}})^2}}{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{t=1}^n y_t^2 + \frac{1}{n} \sum_{t=1}^n y_{t \text{ розр}}^2}}. \quad (3.16)$$

Для вимірювання середнього абсолютного відхилення прогнозованих значень від фактичних абсолютний показник зміщення прогнозу виглядає так:

$$M.E. = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - y_{i \text{ розр}}), \quad (3.17)$$

де n – кількість проходів; y_i – фактичне значення; $y_{i \text{ розр}}$ – прогнозоване значення.

Середня абсолютна похибка прогнозу:

$$M.A.E. = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i - y_{i \text{ розр}}|. \quad (3.18)$$

Середньоквадратична похибка прогнозу:

$$M.S.E. = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{t=1}^n (y_t - y_{t \text{ розр}})^2} \quad (3.19)$$

При отриманні відносної похибки числа передбачається побудова графіку емпіричної та теоретичної регресії для порівняння отриманих результатів при прогнозуванні та при експериментальних досліджень.

3.8. Математичне моделювання процесу торцевого фрезерування чавунів з вермикулярним графітом

Для вивчення впливу ключових технологічних параметрів фінішного фрезерування чавуну з вермикулярним графітом на результати обробки використано метод планування експерименту Вох-Behnken. Такий підхід дає змогу дослідити дію трьох і більше факторів при мінімальній кількості дослідів, забезпечуючи високу точність моделювання та аналізу їх взаємодії.

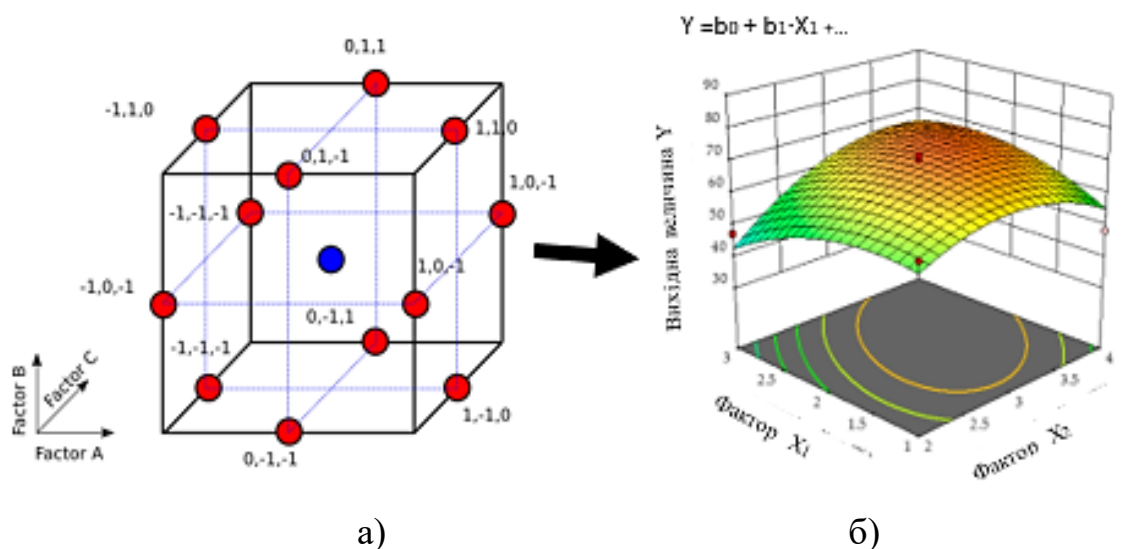


Рис. 3.18. а) Схема Бох-Бехнкен з (+1), (0) та (−1) значеннями незалежних змінних для формування експериментального простору;

б) поверхня відгуку, яка описується рівнянням лінійної багатфакторної регресії

У ході експерименту як незалежні змінні було визначено швидкість різання V , подачу на зуб S_z , та глибину різання t . Для кожного з факторів визначено три рівні варіації: мінімальний (−1), середній (0) та максимальний (+1), що наведено в таблиці 3.8. З метою кодування рівнів факторів та забезпечення коректності побудови математичної моделі було застосовано процедуру стандартизованого масштабування даних, що передбачає приведення змінних до нормалізованої шкали з нульовим середнім значенням та одиничним стандартним відхиленням.

Таблиця 3.8.

Рівні зміни факторів

Рівень факторів	V , м/хв	X1 (код.)	t , мм	X2 (код.)	S_z , мм/зуб	X3 (код.)
Верхній (+1)	800	1	0.150	1	0.150	1
Середній (0)	600	0	0.115	0	0.125	0
Нижній (−1)	400	−1	0.080	−1	0.100	−1

Відповідно до Бох–Бехнкен-дизайну, що є неповним факторним планом другого порядку без крайових комбінацій, було сформовано 15 експериментальних точок. Матрицю плану та обробку отриманих даних

виконано у програмному середовищі JMP, що забезпечило автоматизацію побудови моделей поверхонь відгуку та аналізу варіаційних ефектів.

	Σ	Pattern	X1	X2	X3	Y
1	000	0	0	0	0	•
2	0-+	0	-1	1		•
3	000	0	0	0		•
4	--0	-1	-1	0		•
5	-0+	-1	0	1		•
6	--0	-1	1	0		•
7	+--0	1	-1	0		•
8	+0-	1	0	-1		•
9	0++	0	1	1		•
10	+0+	1	0	1		•
11	++0	1	1	0		•
12	0+-	0	1	-1		•
13	000	0	0	0		•
14	-0-	-1	0	-1		•
15	0--	0	-1	-1		•

Рис. 3.19. Матриця неповного (некомпозиційного) плану другого порядку для трьох факторів (варіант плану типу 3^3) типу Box–Behnken у середовищі JMP

Для оцінки та прогнозування впливу режимів обробки і інструментальних матеріалів на сили різання, якість поверхні та зношування різальних пластин були створені математичні моделі. Вони базувалися на експериментальних даних, отриманих під час фрезерування чавуну GJV-450, що дало змогу визначити кількісні залежності між основними параметрами процесу.

Моделі подано у вигляді рівнянь множинної регресії, які описують взаємозв'язок між технологічними параметрами (швидкістю різання V , подачею на зуб S_z і глибиною різання t) та вихідними характеристиками процесу: силою різання, шорсткістю поверхні R_a , зношуванням ріжучої пластини, залишковими напруженнями тощо.

Залежність вихідної величини Y (наприклад, сили різання, параметра шорсткості R_a чи зношування) від незалежних змінних описується рівнянням другого порядку:

$$Y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_1x_2 + b_5x_1x_3 + b_6x_2x_3 + b_7x_1^2 + b_8x_2^2 + b_9x_3^2,$$

де Y – прогнозоване значення відгуку;

x_1, x_2, x_3 – нормалізовані значення незалежних змінних;

b_0 – вільний член;

$b_1...b_9$ – коефіцієнти регресії, що характеризують лінійний, парний та квадратичний впливи факторів.

Адекватність побудованих моделей оцінюється за допомогою статистичних критеріїв. Зокрема, коефіцієнт детермінації R^2 використовувався для визначення відповідності моделі експериментальним даним. Для перевірки статистичної значущості застосовується F-критерій Фішера: зіставлення експериментального значення $F_{\text{експ}}$ із табличним $F_{\text{табл}}$ підтверджує істотний вплив незалежних змінних на результат.

Для перевірки достовірності та прогностичної здатності регресійних моделей проводиться зовнішня валідація – серія контрольних експериментів за режимами різання, що не входять до матриці Бох-Бейнкен, але залишаються у межах досліджуваного діапазону параметрів.

На основі моделей розраховуються прогнозовані значення вихідних характеристик (сили різання, зношування інструмента, шорсткості поверхні тощо), які згодом будуть зіставлені з фактичними експериментальними даними.

РОЗДІЛ 4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ЧАСТИНА: ЗАГАРТОВАНІ СТАЛІ

Об'єктом дослідження є процес фінішного торцевого фрезерування плоских поверхонь деталей з загартованої сталі 4X5МФС за допомогою торцевої фрези фірми SECO TOOLS [69] із застосуванням круглих різальних пластин шести типів із ПКНБ: CBN200, CH3505 з покриттям TiAlN, CBN200 з покриттям TiSiN, DBS900, DSC500 та CH3505.

Експериментальні випробування проводилися при зміні режимів різання (швидкості різання, подачі на зуб, глибини різання) та схем різання [93].

Контроль параметрів: при дослідженні складових сили різання в процесі оброблення загартованої сталі, при дослідженні якості обробленої поверхні, при рентгеноструктурних дослідженнях залишкових внутрішніх напружень поверхневого шару сталі, при дослідженні зношуваності різальних пластин.

Мета дослідження: підвищення ефективності фінішного фрезерування загартованої сталі, оптимізація режимів оброблення для забезпечення високої точності та мінімального зносу інструменту та розробка рекомендацій для виробництва.

4.1. Результати вимірювань

4.1.1. Дослідження складових сили різання в процесі оброблення загартованої сталі торцевим фрезеруванням

У ході досліджень отримано діаграми складових сили різання P_x , P_y , P_z при торцевому фрезеруванні із застосуванням різальних пластин шести типів: CBN200, CH3505 з покриттям TiAlN, CBN200 з покриттям TiSiN, DBS900, DSC500 та CH3505.

Вплив подачі на сили різання. Визначено вплив подачі ($S = 0,075; 0,1; 0,125$ мм/зуб) на складові сили різання при торцевому фрезеруванні різальними пластинами шести типів при глибині різання $t = 0,5$ мм та швидкості різання $V=120$ м/хв (рис. 4.1).

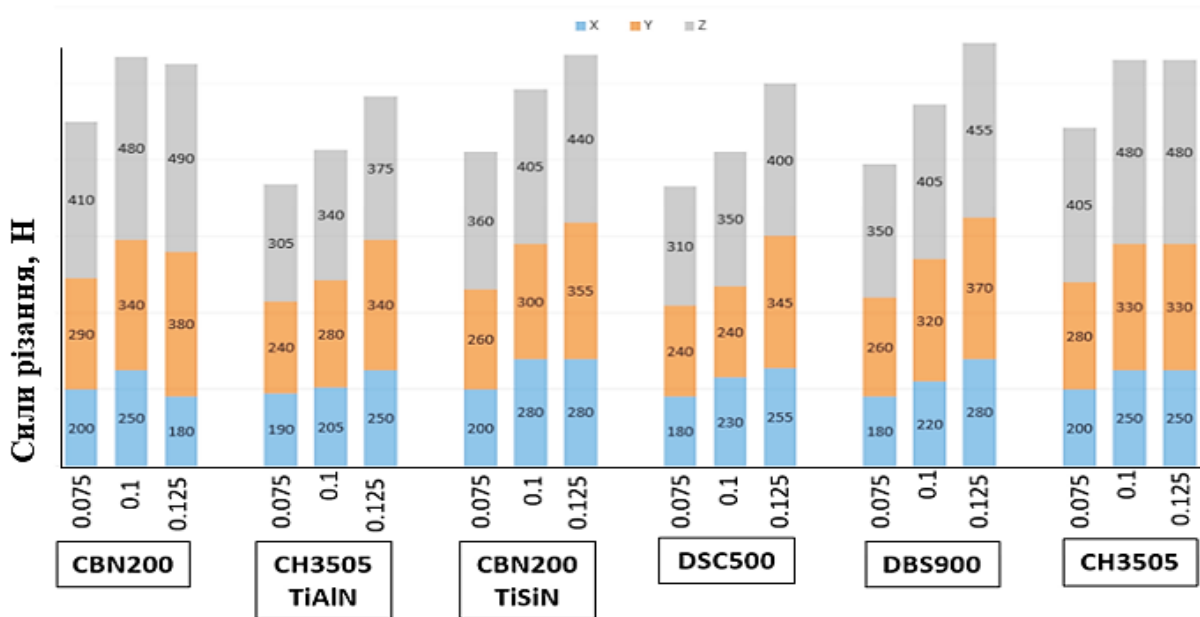


Рис. 4.1. Вплив подачі ($S = 0,075, 0,1, 0,125$ мм/зуб) на сили різання при торцевому фрезеруванні різальними пластинами шести типів із ПКНБ ($t = 0,5$ мм, $V = 120$ м/хв)

Встановлено закономірність зростання сил різання зі збільшенням подачі. Це зумовлено тим, що зі зростанням подачі збільшується товщина шару матеріалу, що знімається та одночасно видаляється різальним інструментом. Внаслідок цього підвищується опір деформації та руйнування оброблюваного матеріалу, що прямо відображається на величині складових сил різання.

Найнижчі значення сил різання отримані при застосуванні різальних пластин CH3505 з покриттям TiAlN ($P_x = 190$ Н, $P_y = 240$ Н, $P_z = 305$ Н) та DSC500 з вмістом КНБ 50% ($P_x = 180$ Н, $P_y = 240$ Н, $P_z = 310$ Н при подачі $S = 0,075$ мм). Це свідчить про вищу ефективність зазначених пластин з точки зору зниження силових навантажень на інструмент і оброблювану заготовку [65].

За результатами експериментальних досліджень встановлено, що застосування зносостійких різальних пластин може істотно впливати на значення складових сили різання. Для пластини CH3505 з покриттям TiAlN спостерігається помітне зниження всіх складових сили різання порівняно з аналогічними пластинами без покриття. Середнє зменшення сил різання становить 15%. Цей ефект можна пояснити покращенням тепловідведення та

стабільністю мікрогеометрії різальної кромки, яку забезпечує покриття TiAlN. Покриття підвищує твердість при високих температурах, що запобігає мікровідколюванням і стабілізує контакт між інструментом і матеріалом, що в комплексі зменшує навантаження на інструмент [93].

Вплив глибини різання на сили різання. Визначено вплив глибини різання ($t = 0,3$ мм; $0,5$ мм) на складові сили різання при торцевому фрезеруванні загартованої сталі різальними пластинами шести типів із ПКНБ при $S=0,125$ мм/зуб, $V = 120$ м/хв (рис. 4.2).

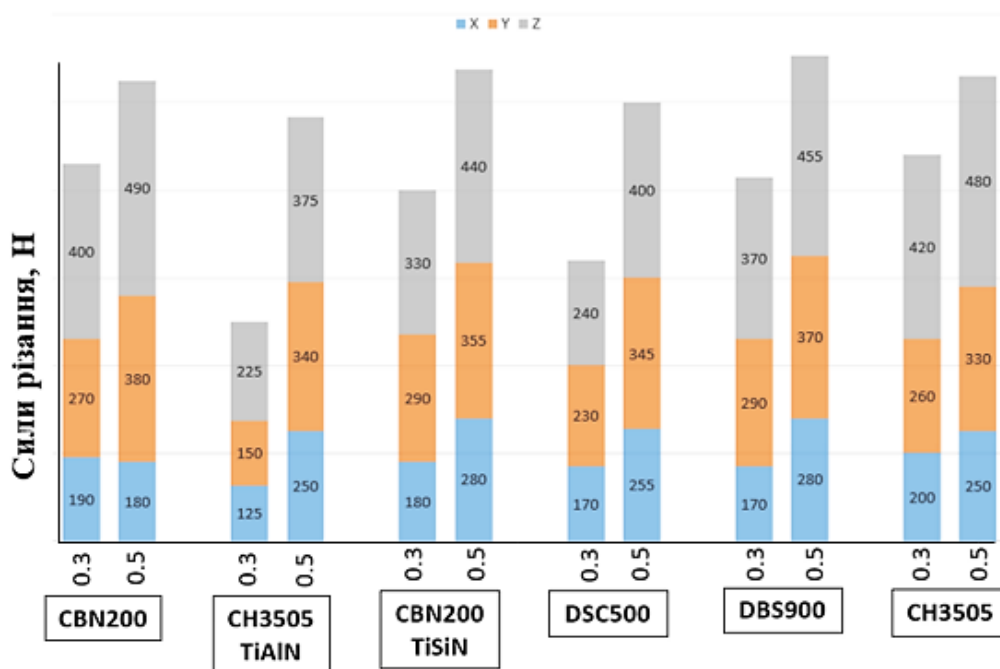


Рис. 4.2. Вплив глибини різання ($t = 0,3, 0,5$ мм) на сили різання при торцевому фрезеруванні різальними пластинами із ПКНБ ($S = 0,125$ мм/зуб і $V = 120$ м/хв)

Аналіз отриманих результатів свідчить, що зі збільшенням глибини різання від $0,3$ до $0,5$ мм відбувається закономірне зростання сил різання при торцевому фрезеруванні. Це пояснюється збільшенням об'єму зрізаного шару матеріалу, що підвищує навантаження на різальну кромку інструменту та зумовлює зростання опору деформації оброблюваного матеріалу. Найнижчі сили різання отримані при торцевому фрезеруванні різальними пластинами CH3505 з покриттям TiAlN ($P_x - 125$, $P_y - 150$, $P_z - 225$ Н) та DSC500 з вмістом ПКНБ 50% ($P_x - 170$, $P_y - 230$, $P_z - 240$ Н) при $t = 0,3$ мм. Також порівняльний аналіз показав,

що застосування покриття TiAlN забезпечує зменшення складових сили різання в середньому на 37 % у порівнянні з аналогічними пластинами без покриття [93].

Вплив схеми різання на сили різання. Визначено вплив схеми фрезерування (зустрічної та попутної) на величини складових сили різання при торцевому фрезеруванні загартованої сталі різальними пластинами шести типів. Дослідження проведено за сталих режимів різання: $S = 0,1$ мм/зуб, $V = 120$ м/хв, $t = 0,3$ мм (рис. 4.3).

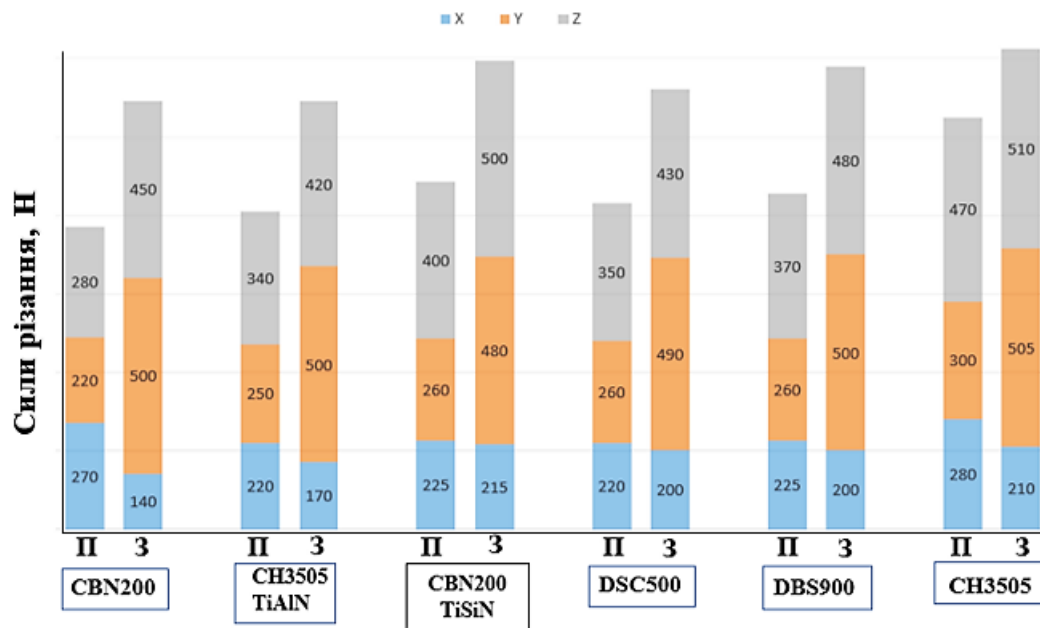


Рис. 4.3. Вплив схеми різання (П-попутне, З-зустрічне) на сили різання при торцевому фрезеруванні різальними пластинами із ПКНБ ($S = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм, $V = 120$ м/хв)

Як показано на рис. 4.3, нижчі значення сил різання спостерігаються при попутній схемі фрезерування для всіх шести типів різальних пластин. При зустрічній схемі фрезерування різальна кромка інструменту рухається проти напрямку подачі, а товщина стружки, що знімається, поступово збільшується від нуля до максимального значення, що призводить до зростання сил різання, підвищення тертя та появи додаткових вібрацій у системі [65].

4.1.2. Дослідження якості поверхні

Після кожного експерименту з визначення складових сили різання при торцевому фрезеруванні інструментом із ПКНБ, виміряно шорсткість обробленої поверхні загартованої сталі, що дозволило встановити вплив режимів різання, схеми різання на формоутворення поверхні [47].

Вплив подачі на шорсткість. Досліджено вплив подачі ($S = 0,75, 0,1, 0,125$ мм/зуб) на показники шорсткості поверхні загартованої сталі при торцевому фрезеруванні інструментом, що оснащений різальними пластинами із ПКНБ шести типів при $t = 0,5$ мм і $V = 120$ м/хв (рис. 4.4)

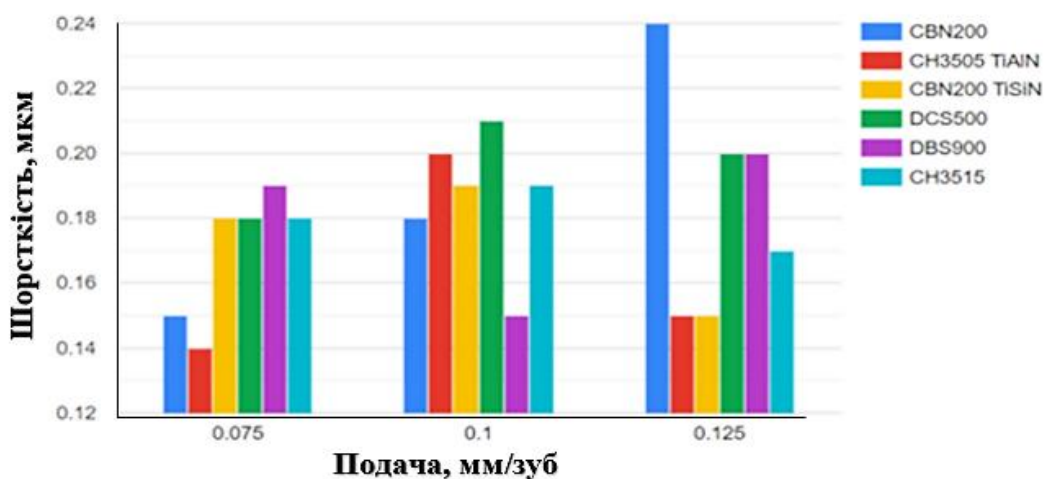


Рис. 4.4. Вплив подачі ($S = 0,075, 0,1, 0,125$ мм/зуб) на шорсткість поверхні R_a , обробленої інструментом із ПКНБ шести типів ($t = 0,5$ мм і $V = 120$ м/хв)

Як показано на рис. 4.4, зі збільшенням подачі значення параметрів шорсткості поверхні також зростають, що обумовлено збільшенням товщини стружки, що знімається та висоти нерівностей, що формуються під час різання. Найнижчі значення шорсткості поверхні спостерігались при обробці різальними пластинами CH3505 з покриттям TiAlN при $S = 0,075$ та $0,125$ мм/зуб, а також пластиною CBN200 з покриттям TiSiN при $S = 0,125$ мм/зуб [96].

Для різальної пластини CBN200 без покриття спостерігається поступове зростання шорсткості із збільшенням подачі: від $0,18$ мкм при $S = 0,075$ мм/зуб та при $S = 0,125$ мм/зуб до $0,24$ мкм. Це свідчить про підвищену чутливість

інструмента без покриття до умов різання, що зумовлено збільшенням тертя на контактних поверхнях і менш стабільною роботою різальної кромки. Натомість пластини CH3505 з покриттям TiAlN та CBN200 з TiSiN забезпечують менші значення шорсткості у всьому діапазоні подач. Зокрема, при максимальній подачі $S = 0,125$ мм/зуб показник R_a знижується майже на 40 % порівняно з пластиною CBN200 без покриття. Це пояснюється наявністю твердих нітридних покриттів TiAlN і TiSiN, які характеризуються високою термостійкістю, зменшеним коефіцієнтом тертя та покращеними антиадгезійними властивостями [114].

Таким чином, нанесення покриття на основі TiAlN і TiSiN сприяє формуванню більш рівномірної мікрогеометрії поверхні, зменшенню глибини мікрорізів і стабілізації процесу різання. Найкращі результати досягнуті при використанні пластини CH3505 TiAlN, для якої спостерігається найнижча шорсткість у всьому діапазоні подач.

Вплив глибини різання на шорсткість. Досліджено вплив глибини різання на шорсткість поверхні загартованої сталі при торцевому фрезеруванні інструментом, оснащеним різальними пластинами із ПКНБ шести типів при $S=0,125$ мм і $V = 120$ м/хв (рис. 4.5).

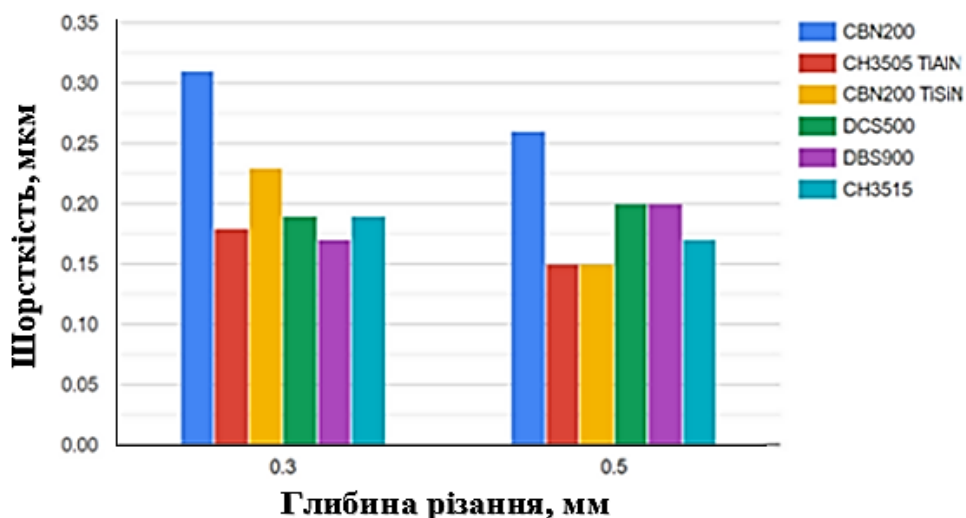


Рис. 4.5. Вплив глибини різання ($t = 0,3, 0,5$ мм) на шорсткість поверхні R_a оброблених інструментом із ПКНБ шести типів ($S=0,125$ мм/зуб і $V=120$ м/хв)

Із зростанням глибини різання від 0,3 до 0,5 мм для більшості типів пластин спостерігається незначне зменшення шорсткості. Найвищі значення параметра R_a у всьому діапазоні отримано для різальної пластини CBN200 без покриття, що пов'язано з підвищеним тертям у зоні різання та нестабільністю роботи різальної кромки при високих механічних навантаженнях саме для цієї пластини.

Пластина CH3505 з покриттям TiAlN та CBN200 з покриттям TiSiN забезпечують істотно меншу шорсткість поверхні, зокрема при $t = 0,3$ мм R_a знижується приблизно на 35-40 % порівняно з пластинами без покриттів. Це пояснюється наявністю теплостійких нітридних шарів покриття, які зменшують налипання оброблюваного матеріалу на контактні поверхні та стабілізують процес формування мікрорельєфу [97].

Зі збільшенням глибини різання до $t=0,5$ мм пластини з покриттями зберігають стабільно низькі значення шорсткості, що свідчить про вищу термомеханічну стійкість і ефективність відведення теплоти із зони різання. Найкращі результати отримані для пластини CH3505 з покриттям TiAlN, яка забезпечує найнижчі значення параметра R_a при всіх глибинах різання.

Отже, застосування покриттів TiAlN та TiSiN дозволяє забезпечити стабільну якість поверхні навіть при підвищених глибинах різання, що підтверджує їх ефективність для високопродуктивного фрезерування загартованих сталей.

Вплив схеми різання на шорсткість. Встановлено вплив схеми різання (попутне і зустрічне різання) на шорсткість поверхні загартованої сталі при торцевому фрезеруванні інструментом оснащеним пластинами із ПКНБ 6 типів (при $V = 120$ м/хв, $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм (рис. 4.6).

Отримані результати дослідження шорсткості поверхні свідчать, що при зустрічній схемі різання значення R_a є істотно нижчими, ніж при попутній схемі фрезерування. Це пояснюється тим, що під час зустрічного різання різальна кромка інструмента вступає у взаємодію з менш деформованим шаром

матеріалу, що забезпечує більш стабільне формування стружки з мінімальним налипанням і зменшеним ризиком утворення задирів [47].

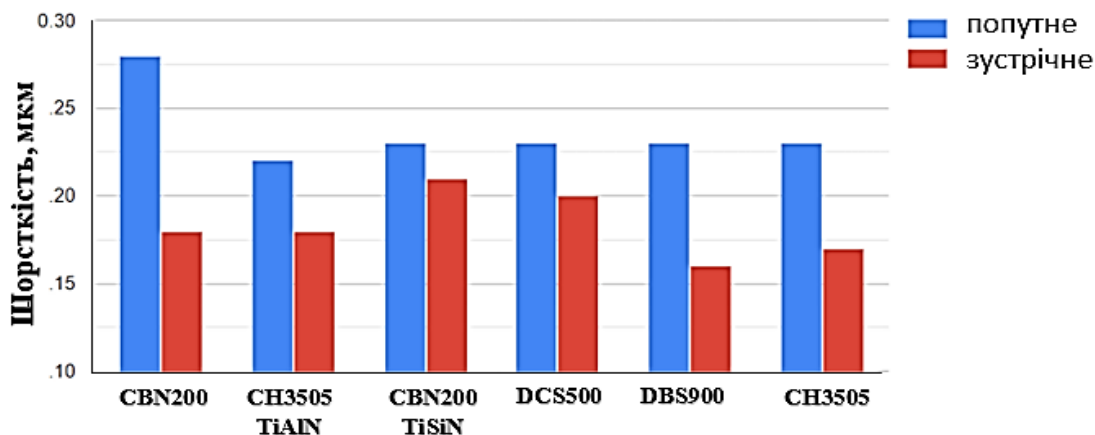


Рис. 4.6. Вплив схеми різання на шорсткість поверхні загартованої сталі при торцевому фрезеруванні інструментом із ПКНБ ($V = 120$ м/хв, $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм)

Порівняльний аналіз отриманих результатів показав, що при попутній схемі фрезерування найнижче значення шорсткості (0,22 мкм) зафіксовано під час обробки різальною пластиною CH3505 з покриттям TiAlN, що зумовлено її високою твердістю, термостійкістю та низьким коефіцієнтом тертя. У той час як при зустрічній схемі фрезерування мінімальне значення шорсткості (0,16 мкм) отримано при використанні різальної пластини DBS900 із вмістом кубічного нітриду бору 90 %, що свідчить про високу стабільність її різальної кромки та ефективне відведення теплоти із зони різання [94].

Таким чином, зустрічна схема різання забезпечує кращу якість обробленої поверхні за рахунок зниження адгезійних явищ і рівномірного зрізання матеріалу, тоді як застосування покриття TiAlN додатково покращує чистоту поверхні при попутному фрезеруванні.

Визначення впливу різних параметрів на шорсткість включали в себе і додаткові дослідження, зокрема встановлення впливу різної геометрії фаски, різного ступеня зношуваності інструменту та різної подачі на якість поверхні.

Всі шість заготовок оброблялися у відповідності до поставлених завдань:

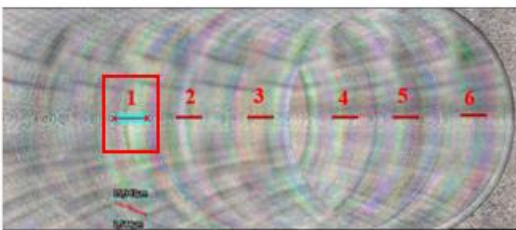
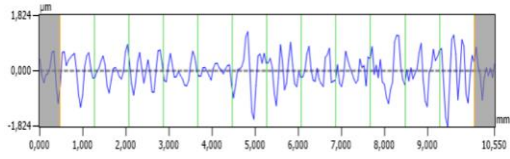
- *заготовка 1* оброблялася новою різальною пластиною із ПКНБ – DBS900 при $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм;
- *заготовка 2* оброблялася новою різальною пластиною із ПКНБ – DBS900 при $S = 0,125$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм;
- *заготовка 3* оброблялася новою різальною пластиною із ПКНБ – CBN200 з покриттям TiSiN при $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм;
- *заготовка 4* оброблялася новою різальною пластиною із ПКНБ – CBN200 з покриттям TiSiN при $S = 0,125$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм;
- *заготовка 5* оброблялася напівзношеною різальною пластиною із ПКНБ (при 30 хв різання) – CBN200 при $S = 0,125$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм;
- *заготовка 6* оброблялася в більшій мірі зношеною (за 60 хв) різальною пластиною із ПКНБ – CBN200 при $S = 0,125$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм.

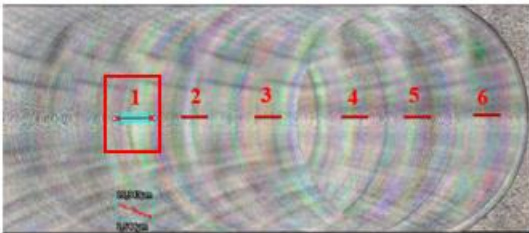
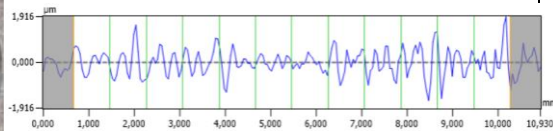
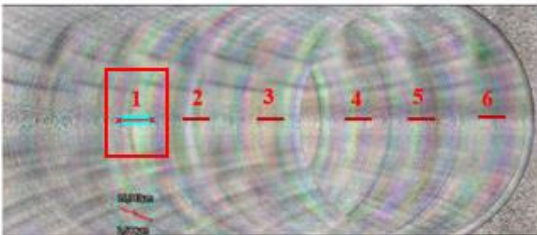
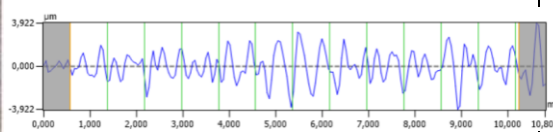
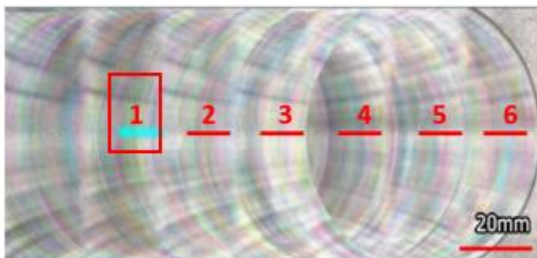
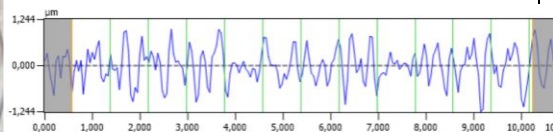
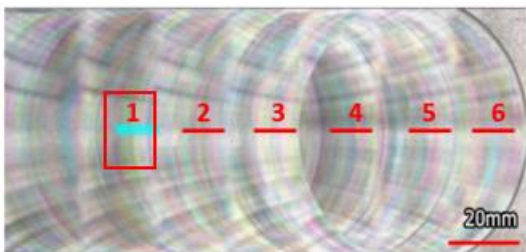
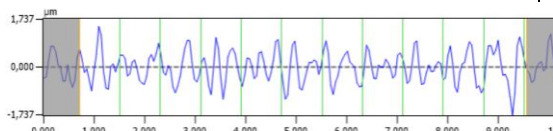
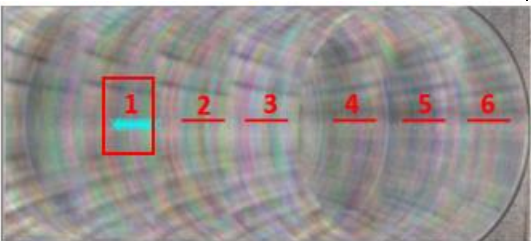
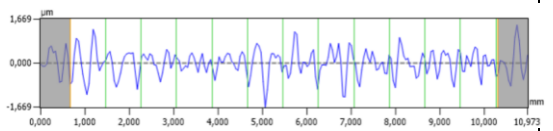
Заготовки розділялися на 6 ділянок і кожна ділянка оброблювалася з різною швидкістю різання (1 ділянка – 100 м/хв, 2 – 120 м/хв, 3 – 140 м/хв, 4 – 160 м/хв, 5 – 180 м/хв, 6 – 200 м/хв) [94].

Встановлено параметр шорсткості R_a після торцевого фрезерування всіх шести заготовок загартованої сталі інструментом із ПКНБ (табл. 4.1).

Таблиця 4.1.

Результати шорсткості R_a після торцевого фрезерування
загартованої сталі інструментом із ПКНБ

№ заготовки	Ділянка вимірювання	Профілограма	R_a , мкм
1			0,47

№ заготовки	Ділянка вимірювання	Профілограма	Ra, мкм
2			0,42
3			0,46
4			0,40
5			0,45
6			0,40

Інші результати шорсткості по іншим ділянкам зображено в табл. 4.2.

Таблиця 4.2.

Результати шорсткості інших ділянок

Заготовка	Ділянка	Шорсткість, мкм
Заготовка 1	2	0,42
	3	0,37
	4	0,36
	5	0,40
	6	0,34
Заготовка 2	2	0,35
	3	0,38
	4	0,30
	5	0,35
	6	0,30
Заготовка 3	2	0,42
	3	0,40
	4	0,38
	5	0,36
	6	0,35
Заготовка 4	2	0,39
	3	0,40
	4	0,37
	5	0,33
	6	0,29
Заготовка 5	2	0,5
	3	0,41
	4	0,4
	5	0,33
	6	0,32
Заготовка 6	2	0,5
	3	0,41
	4	0,4
	5	0,33
	6	0,32

Вплив умов різання на шорсткість поверхні

Вплив різної подачі на шорсткість поверхні. Встановлено вплив подач (0,1 мм/зуб, 0,125 мм/зуб) на шорсткість обробленої поверхні (заготовка 1 і заготовка 2) [37, 94].

На рис. 4.7 зображено графік порівняння значень шорсткості поверхні після торцевого фрезерування заготовки 1 ($S = 0,1$ мм/зуб) та заготовки 2 ($S=0,125$ мм/зуб), $t = 0,5$ мм, при швидкості різання в діапазоні з 100 м/хв до 200 м/хв.

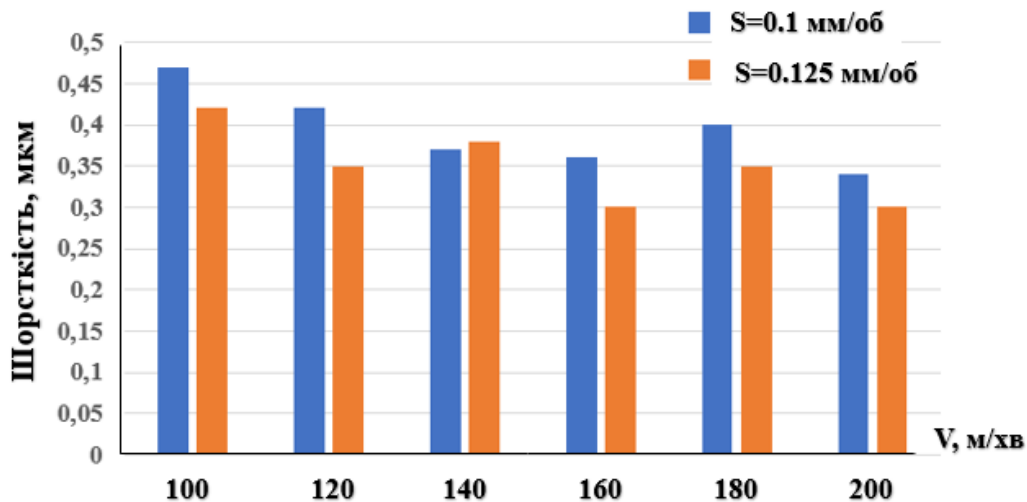


Рис. 4.7. Порівняння шорсткості поверхні після торцевого фрезерування заготовки 1 ($S = 0,1$ мм/зуб) та заготовки 2 ($S = 0,125$ мм/зуб)

Як показано на рис. 4.7, зі збільшенням швидкості різання спостерігається зниження параметра шорсткості поверхні R_a для обох заготовок. Така закономірність пояснюється зменшенням сил тертя у зоні різання та стабілізацією процесу стружкоутворення при підвищених швидкостях. Внаслідок цього знижується інтенсивність мікродеформацій поверхневого шару, зменшується тенденція до налипання матеріалу на різальну кромку, що забезпечує формування стабільної поверхні [96, 115].

Порівняльний аналіз показує, що при $S = 0,125$ мм/зуб значення шорсткості поверхні нижчі ($R_a \approx 0,30$ мкм), ніж при подачі $S = 0,1$ мм/зуб ($R_a \approx 0,34$ мкм). Це пов'язано з більш стабільним зняттям шару матеріалу за рахунок підвищеної товщини стружки, що сприяє меншому впливу коливань інструменту на формування мікрогеометрії поверхні.

Вплив різної геометрії фаски ($\theta = -20^\circ$ і -25°) на шорсткість. Визначено вплив різної геометрії різальної кромки пластини із ПКНБ на шорсткість поверхні загартованої сталі після торцевого фрезерування. Порівняно отримані значення

шорсткості поверхні заготовки 2, що оброблювалася різальною пластиною DBS900 з фаскою $\theta = -25^\circ$ та шорсткість поверхні заготовки 4, що оброблювалася пластиною CBN200 з фаскою $\theta = -20^\circ$ при подачі $S=0,125$ мм/зуб [94].

На рис. 4.8 зображено порівняння шорсткості поверхні заготовки 2 і заготовки 4 при $S = 0,125$ мм/зуб.

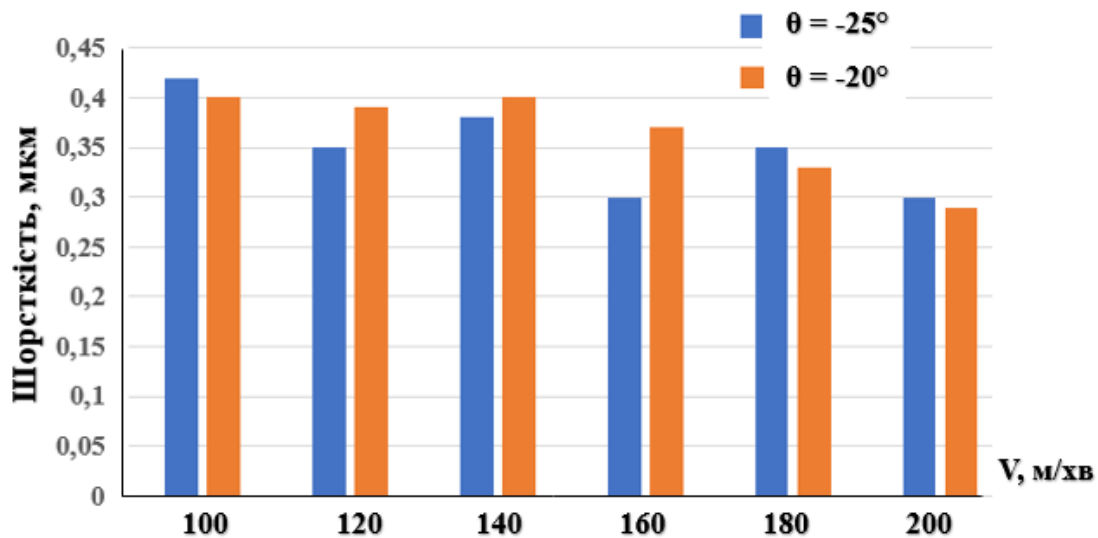


Рис. 4.8. Порівняння шорсткості поверхні заготовки 2 і 4 при подачі $S=0,125$ мм/зуб, що оброблені DBS900 з $\theta = -25^\circ$ та CBN200 з $\theta = -20^\circ$

Як показано на рисунку, зі збільшенням швидкості різання спостерігається зменшення значень параметра шорсткості поверхні Ra для обох варіантів геометрії різальної кромки. При цьому нижчі значення шорсткості отримано під час обробки інструментом із фаскою $\theta = -25^\circ$.

Фаска з $\theta = -25^\circ$ створює більш від'ємний передній кут, що безпосередньо впливає на механіку різання. Різальна кромка стає міцнішою та жорсткішою, завдяки чому зменшується її мікроколивання та схильність до мікровідколів у момент входження в матеріал. Це покращує стабільність процесу різання, а відтак і знижує випадкові коливання сили різання, які формують нерівності поверхні [94].

Вплив рівня зношуваності інструменту на шорсткість поверхні.
Показники шорсткості поверхні загартованої сталі, обробленої напівзношеною

(за 30 хв) і в більшій мірі зношеною (за 60 хв) різальною пластиною CBN200 показано на рис. 4.9.

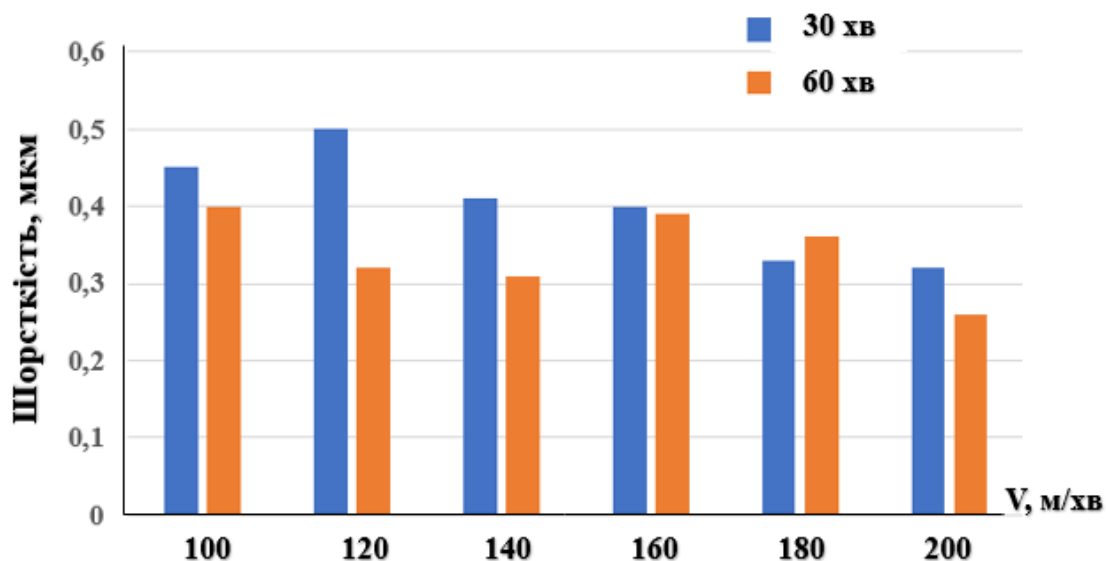


Рис. 4.9. Шорсткість поверхні Ra загартованої сталі, обробленої напівзношеною і в більшій мірі зношеною різальною пластиною CBN200

Аналіз результатів свідчить, що із зростанням швидкості різання у діапазоні $V = 100\text{--}200$ м/хв спостерігається закономірне зниження параметра шорсткості поверхні Ra для обох станів різальної пластини CBN200 – після 30 та 60 хв роботи. При цьому встановлено, що використання більш зношеної пластини (60 хв) забезпечує нижчі значення шорсткості у порівнянні з напівзношеною (30 хв) на всьому дослідженому діапазоні швидкостей. Таке явище зумовлене еволюцією мікрогеометрії різальної кромки внаслідок поступового зношування. У процесі експлуатації на різальній кромці формується мікрофаска притуплення, яка зменшує локальні напруження, стабілізує напрямок вектору різальної сили та знижує амплітуду мікроколивань інструменту. Це сприяє згладженню мікропрофілю поверхні, зменшенню висоти нерівностей і, відповідно, зниженню параметра Ra. Така стабілізація різального процесу відбувається через зменшення ефективного кута різання та покращення контакту різальної кромки із заготовкою, що забезпечує більш рівномірне пластичне деформування шару матеріалу замість його

мікровідколювання. Крім того, зношена фаска діє як своєрідний мікророзділювач навантаження, що зменшує інтенсивність коливань [98].

Найнижче значення шорсткості зафіксовано при $V = 200$ м/хв, де для зношеної пластини після 60 хв роботи $Ra \approx 0,26$ мкм, що на $\sim 20\text{-}25\%$ менше, ніж при використанні напівзношеної пластини. Це свідчить про позитивний вплив контрольованого притуплення різальної кромки на формування високоякісної поверхні під час торцевого фрезерування загартованої сталі.

Однак слід зауважити, що зазначений ефект має тимчасовий характер: подальше зростання зношування призводить до збільшення контактної зони, підвищення температури у зоні різання та виникнення адгезійних процесів, що, у свою чергу, спричиняє різке погіршення шорсткості та можливе руйнування різальної кромки [37].

4.1.3. Рентгеноструктурні дослідження

залишкових внутрішніх напружень поверхневого шару сталі

За допомогою рентгеноструктурного аналізу досліджено залишкові внутрішні напруження загартованої сталі 4X5МФС, яка була оброблена різальною пластиною CBN200 без покриття та пластиною CBN200 з покриттям TiSiN.

Зразок 1 (Різальна пластина CBN200 без покриття). Результат, який отримано при дослідженні становить $+578,71$ МПа, що відповідає розтягувальним залишковим напруженням у поверхневому шарі. Позитивний знак $+$ вказує на тяжіння кристалічних шарів назовні, тобто на розтяг у матеріалі [94].

На графіку (рис. 4.10) видно точки, що відображають зміщення кута дифракції (2Θ) під різними кутами ψ . Лінія тренду має позитивний нахил у просторі « $2\Theta - \sin^2\psi$ », але значення нахилу (Slope) становить $-0,47^\circ$, що свідчить про особливості перерахунку, який виводить на розтягувальні напруження.

Положення дифракційного піка 2РТ (максимальна інтенсивність) – 98,847°, піковий кут (Peak Angle) – 99,160°.

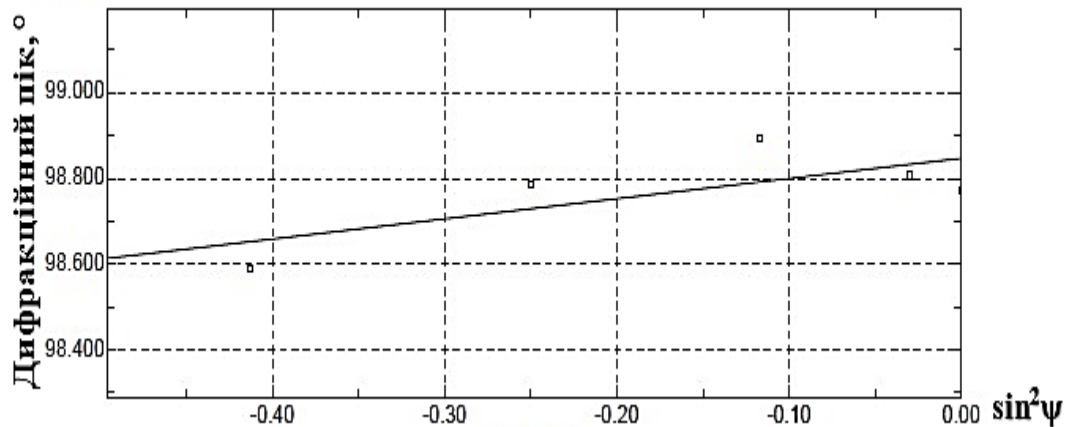


Рис. 4.10. Внутрішні напруження поверхневого шару під час обробки різальною пластиною CBN200 без покриття

В табл. 4.3. зображено дані, які отримані при зміні всіх дифракційних піків залежно від орієнтації зразка.

Таблиця 4.3.

Дані при зміні всіх дифракційних піків [94]

№	Ψ-кут	Вершина піку	Повна ширина піку (gauss fit)	Повна ширина піку (lorentz fit)	Центр ваги піку	Інтенсивність піку	Ширина піку
1	0,00	98,781	98,744	98,744	98,774	12	0,983
2	- 10,00	98,762	98,746	98,755	98,207	3	0,301
3	- 20,00	98,727	98,727	98,724	98,894	1	0,254
4	- 30,00	98,672	98,672	98,687	98,788	1	0,308
5	- 40,00	98,161	98,161	98,208	98,589	1	0,275

При $\psi = 0$ кут вершини піку – 98,781, тоді як за $\psi = -40^\circ$ він зміщується до $\sim 98,720 \dots 98,750^\circ$. Ширина піка коливається біля $0,7\text{-}0,8^\circ$, що вказує на певний рівень мікронеоднорідності [94]. Похибка складає $\pm 384,87$ МПа, що є досить значною. При різанні заготовки на шліфи для подальших досліджень було застосовано електроерозію із-за високої твердості матеріалу, що і могло вплинути на суттєву похибку вимірювання.

Велика величина розтягувальних напружень у поверхневому шарі може бути наслідком термомеханічного впливу різання (висока локальна температура + пластична деформація). Розтяг на поверхні є зазвичай несприятливим із точки зору втомної міцності із-за тріщин, що формуються в зоні розтягувальних напружень [65].

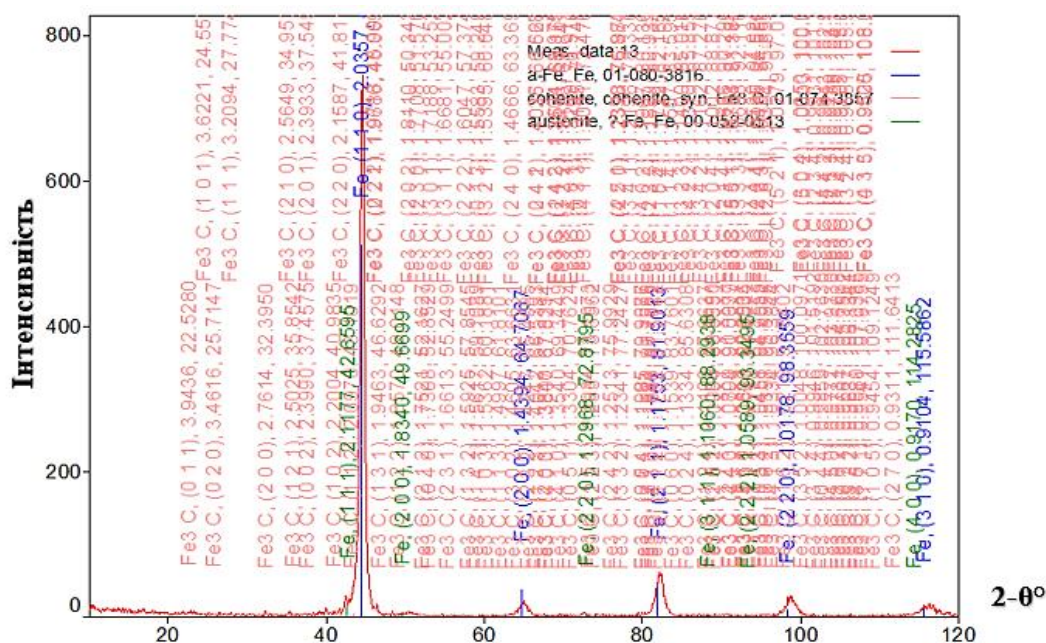


Рис. 4.11. Рентгенівська дифрактограма (XRD-профіль) сталі

Найвищий пік у ділянці $2\theta \approx 44^\circ$ (на графіку α -Fe) свідчить, що основна фаза у зразку – це мартенситоподібна α -фаза (високоінтенсивний пік). Другорядні піки при $\sim 42^\circ$, 82° , 116° збігаються з довідковими позиціями Fe_3C . Це свідчить про присутність карбідів у сталі (зазвичай $\sim 3\text{-}5\%$ для загартованих легованих сталей). Невеликі співпадіння з γ -Fe говорять про наявність залишкового аустеніту ($5\text{-}15\%$), що характерно для загартованих сталей. Інтенсивність та розширення піків можуть додатково вказувати на рівень внутрішніх напружень і розмір кристалітів [94].

Оцінено розмір кристалів та мікродеформацій кристалічної ґратки у зразку за рентгенівськими дифракційними піками, кількісний фазовий склад для загартованої сталі 4X5МФС після торцевого фрезерування методом Вільямсона-Голла.

На рис. 4.12. зображено графік з визначення розміру кристалітів (субзерен) та на яку частку вони дають мікродеформації в розширенні дифракційних ліній.

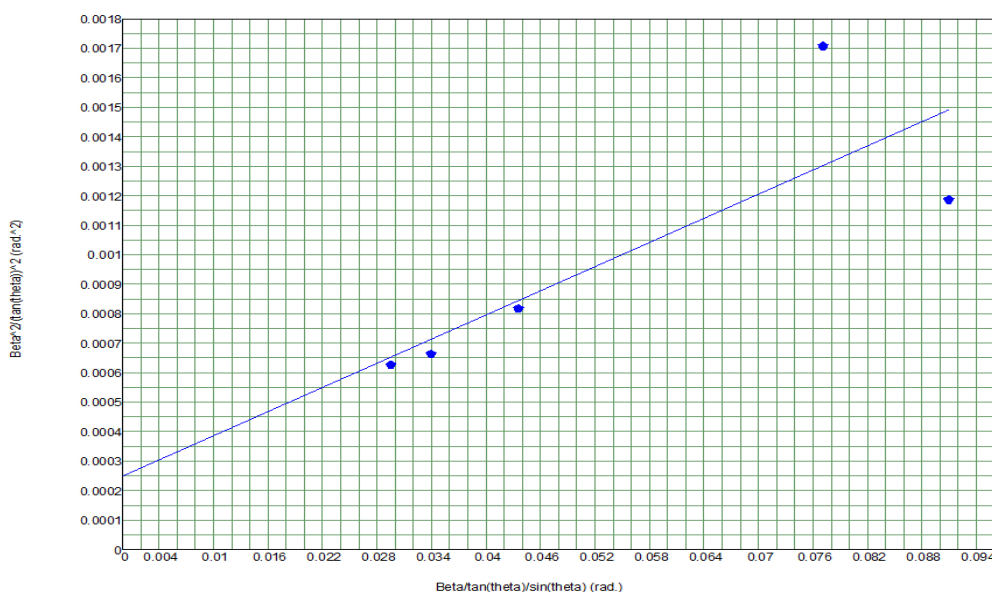


Рис. 4.12. Визначення розміру кристалітів (субзерен) та на яку частку вони дають мікродеформації в розширенні дифракційних ліній

На осі абсцис відкладено $\sin \beta / \sin \theta$, а на осі ординат – скориговану ширину піка $\beta \cos \theta$, щоб лінійною апроксимацією знайти два параметри:

1. відтин по осі ординат (при $\sin \theta = 0$) відповідає (обернено) середньому розміру кристалітів.
2. нахил прямої (slope) характеризує мікродеформації (lattice strain) у зразку.

В табл. 4.4. зображено результати середнього розміру кристалів, оцінених за розширенням рентгенівських піків та мікродеформації ґратки.

Таблиця 4.4.

Середній розмір кристалітів та мікродеформація ґратки

Найменування фази	Розмір кристалів, Å	Мікродеформація, %
α -Fe	118(47)	0,4(3)
Fe ₃ C	485(13)	0,75(6)
γ -Fe	39,13(5)	0,75(4)

α -Fe – розмір кристалітів $118(47) \text{ \AA} \approx 11,8 \text{ нм}$, мікродеформація $0,4(3) \%$, де можна зробити висновок, що мартенситна (феритна) матриця має відносно помірну мікродеформацію $0,4\%$.

Fe_3C – розмір кристалітів $485(13) \text{ \AA} \approx 48,5 \text{ нм}$, мікродеформація $0,75(6) \%$, де карбідна фаза має більший середній розмір кристаліту, але і підвищену деформацію, що свідчить про суттєві внутрішні напруження в карбідах.

γ -Fe – розмір кристалітів $39,13(5) \text{ \AA} \approx 3,9 \text{ нм}$, мікродеформація $0,75(4) \%$, де аустенітна фаза виявилась найбільш дисперсною (близько 4 нм) і також має помітний рівень мікродеформацій [94].

Кількісний фазовий склад. Основна фаза – це мартенситна (феритна) матриця (85%). Карбіди Fe_3C становлять 5%, що і є ідентичним для інструментальної легованої сталі (особливо після гартування і відпуску). Залишковий аустеніт становить 10%, що теж типово для такої марки сталі, коли частина аустеніту не перетворюється на мартенсит при гартуванні [114].

Зразок 2 (Різальна пластина CBN200 з покриттям TiSiN). Результат, який отримано при дослідженні становить - $407,70 \text{ МПа}$, що свідчить про стиснувальні (компресійні) напруження у поверхневому шарі після фрезерування. Негативний знак однозначно вказує, що йдеться про компресійні напруження. Кут нахилу (Slope) = $0,33^\circ$, що показує чим більше цей нахил, тим більше змінюється період решітки під час нахилів і тим вищі залишкові напруження.

На графіку (рис. 4.13) видно точки, що відображають зміщення кута дифракції (2θ) під різними кутами ψ . Положення дифракційного піка 2PT (максимальна інтенсивність) – $98,661^\circ$, піковий кут (Peak Angle) – $99,160^\circ$.

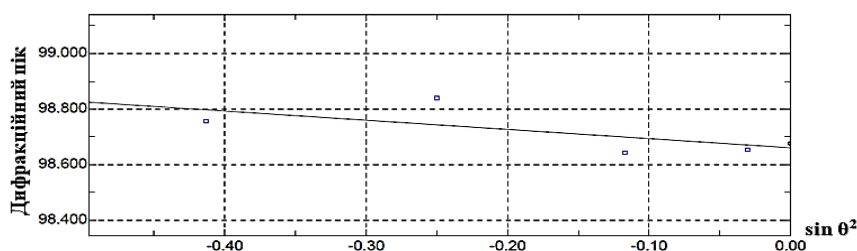


Рис. 4.13. Внутрішні напруження поверхневого шару під час різання різальною пластиною CBN200 з покриттям TiSiN

орієнтації зразка.

Таблица 4.5.

Дані, які отримані при зміні всіх дифракційних піків

№	Ψ-кут	Вершина піку	Повна ширина піку (gauss fit)	Повна ширина піку (lorentz fit)	Центр ваги піку	Інтенсивність піку	Ширина піку
1	0,00	98,583	98,677	98,638	98,677	11	0,958
2	- 10,00	98,521	98,654	98,630	98,655	5	0,918
3	- 20,00	98,631	98,632	98,638	98,644	3	0,702
4	- 30,00	98,267	98,238	98,242	98,839	0	0,213
5	- 40,00	99,340	99,332	99,338	98,757	0	0,170

Похибка складає ± 299 МПа. При різанні заготовки на шліфи для подальших досліджень було застосовано електроерозію із-за високої твердості матеріалу, що і могло вплинути на суттєву похибку вимірювання. В певній мірі має свій вплив і неоднорідність структури сталі або неточність позиціювання зразка.

Ширина піка близько $0,95-1,0^\circ$ може говорити про відносно дрібні зони кристаліту і наявність деякого рівня мікронапружень [94].

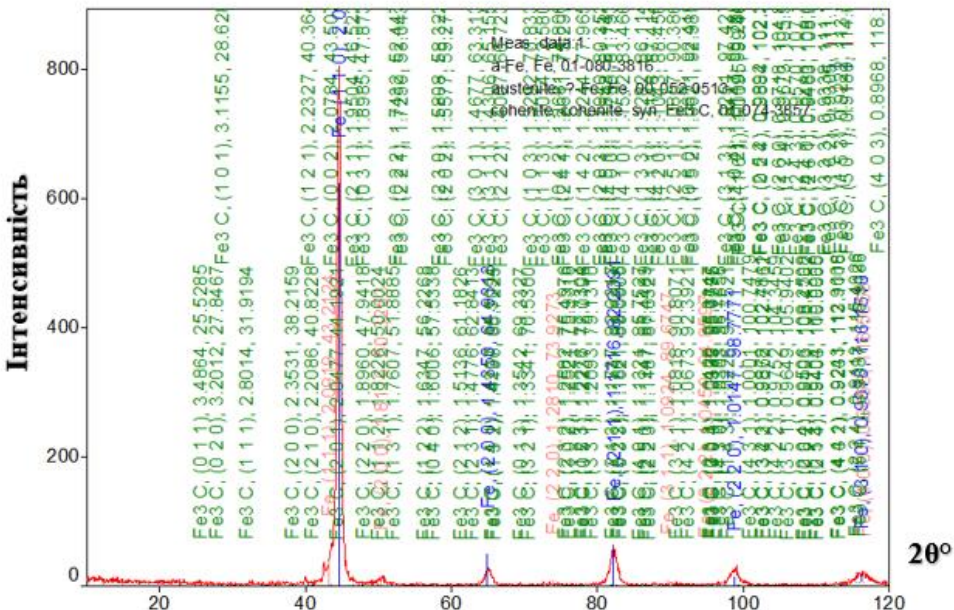


Рис. 4.14. Рентгенівська дифрактограма (XRD-профіль) сталі

На рис. 4.14 зображено рентгенівську дифрактограму (XRD-профіль) сталі. Показано порівняння експериментальної кривої з еталонними дифракційними лініями, яке підтверджує наявність ідентифікованих фаз у зразку. Червоні лінії відображають виміряну інтенсивність рентгенівських променів, а зелені – довідкові (теоретичні) позиції піків із бази даних, що належать виявленим фазам (α -Fe, γ -Fe, Fe₃C) [94].

Оцінено розмір кристалів та мікрдеформацій кристалічної ґратки у зразку за рентгенівськими дифракційними піками, кількісний фазовий склад для загартованої сталі 4X5МФС після торцевого фрезерування методом Вільямсона-Голла [94].

На рис. 4.15 зображено графік з визначення розміру кристалітів (субзерен) та показано на яку частку вони дають мікрдеформації в розширенні дифракційних ліній.

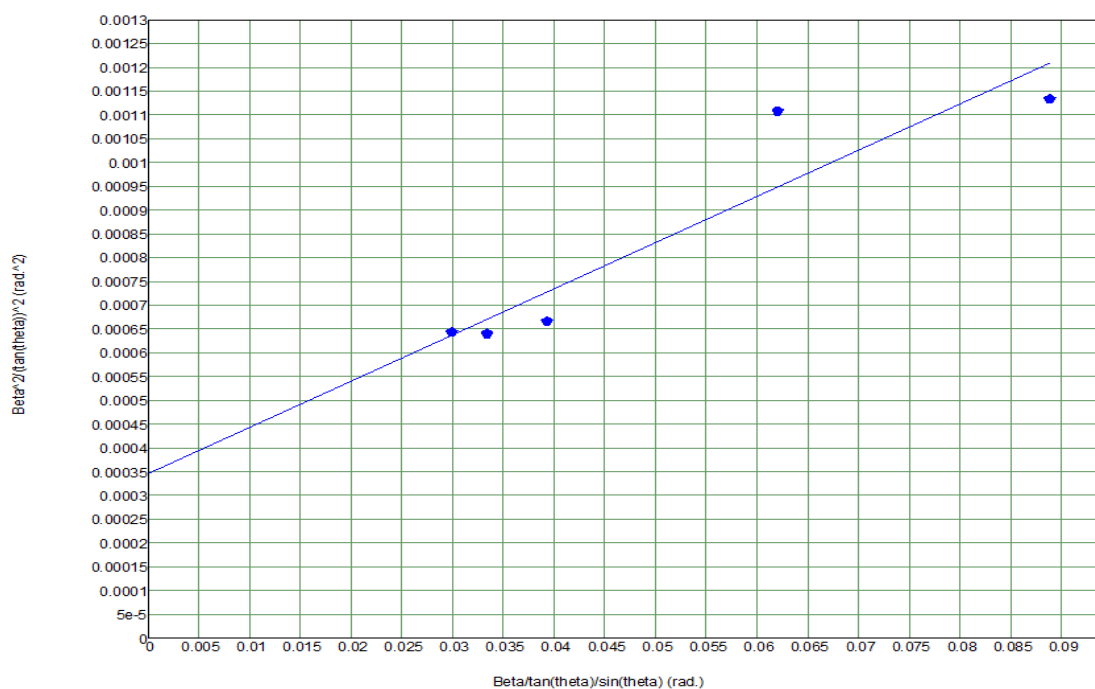


Рис. 4.15. Визначення розміру кристалітів (субзерен) та на яку частку вони дають мікрдеформації в розширенні дифракційних ліній

Графік відображає залежність розширення піка ($\beta \cos \theta$) від параметра ($\sin \theta$) у координатах, характерних для методу Вільямсона-Голла. Нахил прямої

пов'язаний з мікродеформацією, а відтин перетину по осі – із розміром кристалітів [94].

В таблиці 4.6. зображено результати середнього розміру кристалів, оцінених за розширенням рентгенівських піків та мікродеформації ґратки.

Таблиця 4.6.

Середній розмір кристалітів та мікродеформацій

Найменування фази	Розмір кристалів, Å	Мікродеформація, %
α -Fe	166(38)	0,46(8)
Fe ₃ C	47,48(17)	0,74(8)
γ -Fe	60,3(3)	1,31(4)

Із табл. 4.6. видно, що найбільша мікродеформація у γ -Fe (1,31%), найменша α -Fe (~0,46%). Аустеніт Fe₃C має проміжне значення (0,74%).

Менший розмір кристалітів (аустеніт близько 4-5 нм) свідчить про високу дисперсність цієї фази (наприклад, залишковий аустеніт у загартованій сталі може бути тонкодисперсним). Вища мікродеформація (особливо в карбідах) вказує, що вони зазнали значних напружень під час гартування або внаслідок механічної обробки.

Кількісний фазовий склад. За допомогою методу Rietveld/WPPF наведено відсотковий вміст кожної фази: α -Fe – 82(6)%, γ -Fe – 15(2)%, Fe₃C – 3(1)%. Основна фаза – феритна (мартенситна) структура α -Fe 80-88%, залишковий аустеніт становить 13-17%, карбід Fe₃C – у межах 2-4%. Таке відношення забезпечує високу твердість і водночас певну пластичність, яку додає залишковий аустеніт. Найбільший середній розмір кристалітів має α -Fe (~16 нм) і найменшу мікродеформацію (0,46 %) [94].

Основна фаза – це мартенситна (феритна) матриця (85%). Карбіди Fe₃C становлять 5%, що і є ідентичним для інструментальної легованої сталі (особливо після гартування і відпуску). Залишковий аустеніт становить 10%, що теж типово для такої марки сталі, коли частина аустеніту не перетворюється на мартенсит при гартуванні.

Аналіз та порівняння зразків (1 і 2) на основі рентгеноструктурних досліджень залишкових напружень у поверхневому шарі сталі 4Х5МФС дозволяє зробити такі ключові висновки:

Порівняння зразків демонструє, що застосування покриття TiSiN на різальній пластині істотно змінило результат: із розтягувального стану (у випадку без покриття) на стискуючий. Це пояснюється зниженою силою тертя, кращим тепловідведенням у зоні різання та більш стабільною роботою різальної кромки з покриттям. Для обох випадків відзначається ширина дифракційних піків на рівні $\sim 0,7\text{--}1,0^\circ$, що свідчить про певний рівень внутрішніх мікронапружень та дрібнозернисту структуру в поверхневій зоні. Різниця в ухилі (slope) кривої у просторі « $2\Theta - \sin^2\psi$ » вказує на відмінності у величині залишкових напружень та особливостях перебудови кристалічних площин [94].

Зразок, що оброблений пластинами з покриттям TiSiN, продемонстрував утворення стискуючих залишкових напружень (≈ -408 МПа) у поверхневому шарі, що загалом краще для міцності та довговічності виробу. Натомість відсутність покриття на інструменті призвело до формування розтягувальних залишкових напружень ($\approx +579$ МПа), які можуть зменшувати опір втомному руйнуванню та негативно позначатися на експлуатаційних властивостях загартованої сталі [94].

4.1.4. Дослідження зношуваності різальних пластин при торцевому фрезеруванні

Дослідження зношуваності [97] різальних пластин із ПКНБ при торцевому фрезеруванні загартованої сталі 4Х5МФС виконувалися із застосуванням таких марок пластин: CBN200, CH3505, DBS900, DSC500 (рис. 4.16).

Режими різання були однакові для кожного типу пластин ($V=120$ м/хв; $S=0,125$ мм/зуб; $t=0,5$ мм) і обробка загартованої сталі відбувалася за різні періоди часу різання: 8 хв, 16 хв, і 24 хв [94].

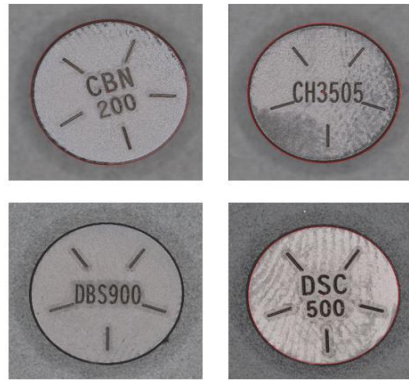
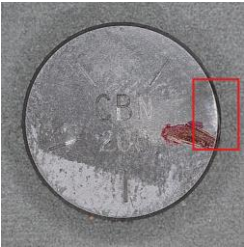
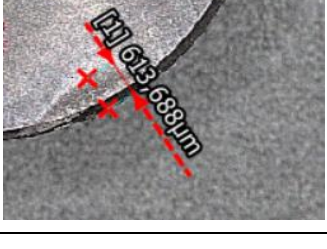


Рис. 4.16. Різальні пластини CBN200, CH3505, DBS900, DSC500

Пластина типу CBN200 (вміст КНБ – 90%, ширина фаски – 0,2 мм з кутом $\theta = -20^\circ$) оброблювала заготовку протягом 8 хв, 16 хв, 24 хв, після чого на 3D-профілометрі отримано зображення зношеної поверхні і виміряно довжину зношеної лунки (мкм). Зображення зношених ділянок різальної пластини CBN200 за різний період часу (8, 16, 24 хв) зображено в табл. 4.7.

Таблиця 4.7.

Зношені ділянки пластини CBN200 після 8, 16, 24 хв різання

	Пластина	Час різання	Зображення поверхні пластини	Зношені ділянки пластини
1	CBN200	8 хв		
2		16 хв		
3		24 хв		

На основі отриманих результатів при різанні 8хв ширина зношеної поверхні пластини складала 393,2 мкм, при 16хв – 542,7 мкм і при 24 хв – 613,6 мкм. Схема зношування за різний період різання представлена на рис. 4.17.

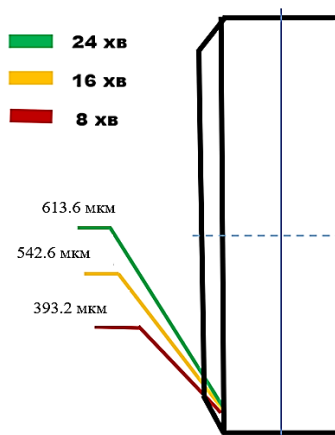
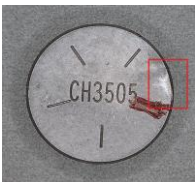
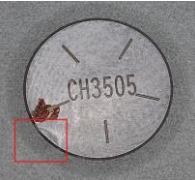
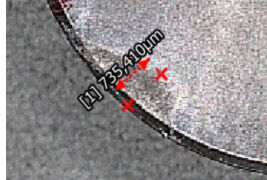


Рис. 4.17. Схема зношування різальної пластини CBN200 за різний період часу

Другий тип пластини CH3505 (вміст КНБ – 90%, ширина фаски – 0.2 мм з кутом $\theta = -20^\circ$) використовувався при обробленні загартованої сталі протягом 8 хв, 16 хв, 24 хв та за допомогою 3D-профілометра виміряно довжину зношеної лунки пластини. Зображення зношених ділянок різальної пластини після різання в різні періоди часу представлено в табл. 4.8 [96].

Таблиця 4.8.

Зображення зношеної ділянки пластини CH3505 після 8, 16, 24 хв різання

	Пластина	Час різання	Зображення поверхні пластини	Зношені ділянки пластини
1	CH3505	8 хв		
2		16 хв		
3		24 хв		

Третій тип пластини використовувався DBS900 при обробці загартованої сталі протягом 8 хв, 16 хв, 24 хв, та за допомогою 3D-профілометра виміряно довжину зношеної лунки пластини інструменту. Зображення зношених ділянок різальної пластини після різання в різні періоди часу (див. табл. 4.9).

На основі отриманих результатів при різанні 8 хв ширина зношеної поверхні пластини складала 471,9 мкм, при 16хв – 607,2 мкм і при 24 хв – 735,4 мкм. Схема зношування за різний період різання (див. рис. 4.18) [40].

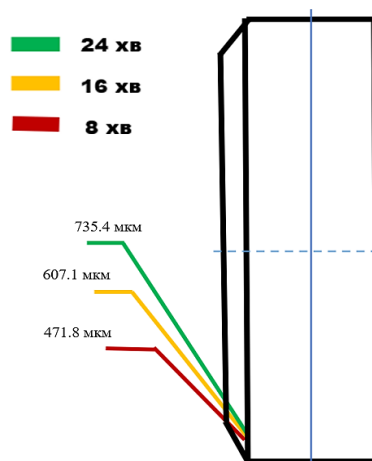
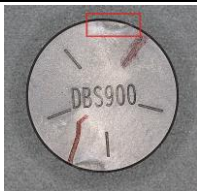
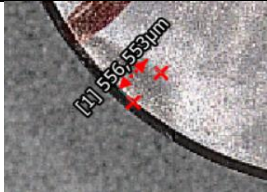
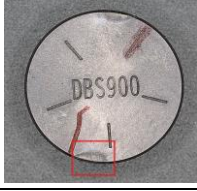
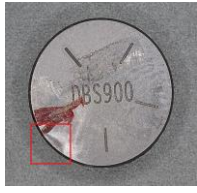
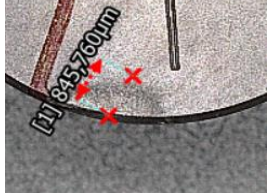


Рис. 4.18. Схема зношування різальної пластини CH3505 за різний період часу

Таблиця 4.9.

Зображення зношеної ділянки пластини DBS900 після 8, 16, 24 хв

	Пластина	Час різання	Зображення поверхні пластини	Зношені ділянки пластини
1	DBS900	8 хв		
2		18 хв		
3		24 хв		

На основі отриманих результатів при різанні 8 хв ширина зношеної поверхні пластини складала 556,6 мкм, при 16хв – 614,2 мкм і при 24 хв – 845,8 мкм. Схема зношування за різний період різання представлена на рис. 4.19.

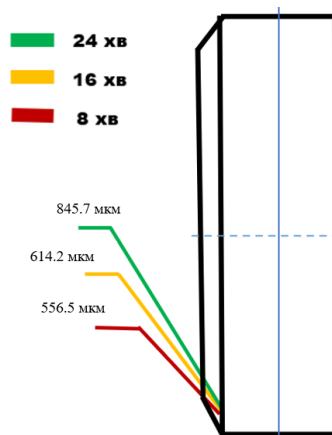
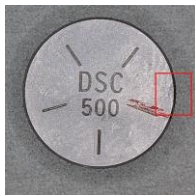
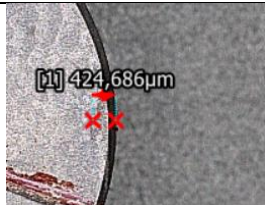
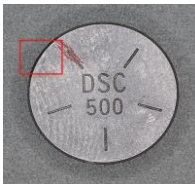
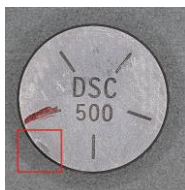
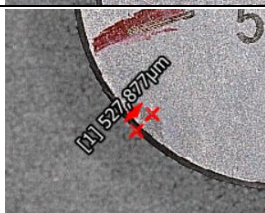


Рис. 4.19. Схема зношування різальної пластини DBS900 за різний період часу

Останній тип пластин DCS500 використовувався при обробці загартованої сталі протягом 8 хв, 16 хв, 24 хв та за допомогою 3D-профілометра виміряно довжину зношеної лунки різальної пластини. Зображення зношених ділянок різальної пластини після різання в різні періоди часу представлено в табл. 4.10.

Таблиця 4.10.

Зображення зношеної ділянки пластини DCS500 після 8, 16, 24 хв різання

	Пластина	Час різання	Зображення поверхні пластини	Зношені ділянки пластини
1	DCS500	8 хв		
2		16 хв		
3		24 хв		

На основі отриманих результатів при різанні 8хв ширина зношеної поверхні пластини складала 424,7 мкм, при 16хв – 460,2 мкм і при 24 хв – 527,9 мкм. Схема зношування за різний період різання представлена на рис. 4.20.

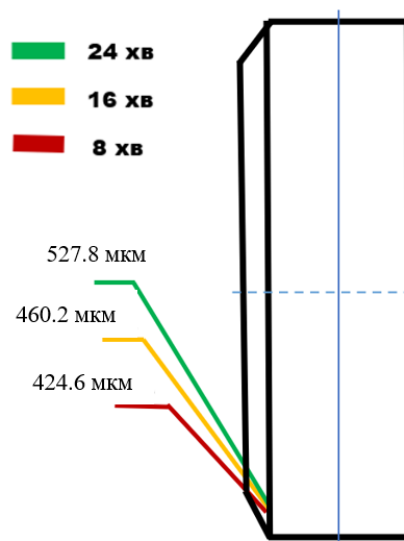


Рис. 4.20. Схема зношування різальної пластини DCS500 за різний період часу

На рис. 4.21 зображено ширину зношеної ділянки всіх різальних пластин (CBN200, CH3505, DBS900, DCS500) в залежності від часу різання (8, 16, 24 хв).

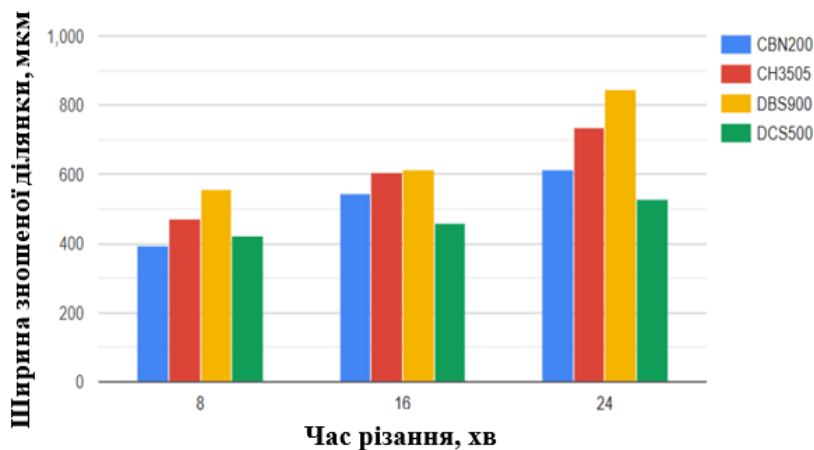


Рис. 4.21. Залежність утворення ширини зношеної ділянки різальних пластин від часу різання

Усі чотири матеріали з часом втрачають різальну здатність, що проявляється у збільшенні ширини зношеної ділянки. З рис. 4.21 видно, що під час різання протягом 24 хв всі типи пластин демонстрували максимальну ширину зношеної ділянки у порівнянні з різанням протягом 8 та 16 хв.

Найбільше зношування при 8, 16 і 24 хв зафіксовано для різальної пластини DBS900 (556,6 мкм; 614,2 мкм; 845,8 мкм), тоді як пластина DCS500 демонструє найкращий опір зношенню за сукупністю отриманих результатів [96].

При виборі оптимального інструменту слід враховувати й інші характеристики (ресурс, стійкість до викришування, собівартість), проте з огляду результатів, пластина DCS500 є більш сприятливою для триваліших періодів різання або підвищених навантажень.

Визначення питомої зношуваності різальних пластин з врахуванням силових характеристик

Питома зношуваність різальних пластин використовується для оцінки їх зносостійкості, прогнозування ресурсу інструменту, оптимізації режимів різання, підбору інструментального матеріалу для зниження виробничих витрат [104].

Отримані дані силових характеристик та значення ширини зношеної ділянки різальних пластин 6 типів (CBN200, CBN200 з покриттям TiSiN, CH3505, CH3505 з покриттям TiAlN, DBS900, DCS500) дозволили визначити питому зношуваність. Різальні пластини оброблювали загартовану сталь 4X5МФС при однакових режимах різання ($V = 120$ м/хв, $S = 120$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм) за період різання у 16 хв.

Результуючу силу різання визначено для кожного типу пластин:

- пластина CBN200 (сили різання: $P_x = 180$ Н, $P_y = 380$ Н, $P_z = 490$ Н; ширина зношеної поверхні пластини $V_B = 0,15$ мм (150 мкм)):

$$P = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2} = 645 \text{ Н} \quad (4.1)$$

$$W = \frac{V_B}{P} = \frac{0,15}{645} = 0,232 \text{ мкм/Н} \quad (4.2)$$

- пластина CBN200 з покриттям TiSiN (сили різання: $P_x = 280$ Н, $P_y = 355$ Н, $P_z = 440$ Н; ширина зношеної поверхні пластини $V_B = 0,08$ мм (80 мкм)):

$$P = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2} = 630 \text{ Н} \quad (4.3)$$

$$W = \frac{VB}{P} = \frac{0.08}{630} = 0,126 \text{ мкм/Н} \quad (4.4)$$

- пластина CH3505 (сили різання: $P_x = 250 \text{ Н}$, $P_y = 330 \text{ Н}$, $P_z = 480 \text{ Н}$; ширина зношеної поверхні пластини $VB = 0,12 \text{ мм}$ (120 мкм)):

$$P = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2} = 633 \text{ Н} \quad (4.5)$$

$$W = \frac{VB}{P} = \frac{0.12}{633} = 0,189 \text{ мкм/Н} \quad (4.6)$$

- пластина CH3505 з покриттям TiAlN (сили різання: $P_x = 250 \text{ Н}$, $P_y = 340 \text{ Н}$, $P_z = 345 \text{ Н}$; ширина зношеної поверхні пластини $VB = 0,07 \text{ мм}$ (70 мкм)):

$$P = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2} = 497 \text{ Н} \quad (4.7)$$

$$W = \frac{VB}{P} = \frac{0.07}{497} = 0,140 \text{ мкм/Н} \quad (4.8)$$

- пластина DBS900 (сили різання: $P_x = 280 \text{ Н}$, $P_y = 370 \text{ Н}$, $P_z = 455 \text{ Н}$; ширина зношеної поверхні пластини $VB = 0,18 \text{ мм}$ (180 мкм)):

$$P = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2} = 649 \text{ Н} \quad (4.9)$$

$$W = \frac{VB}{P} = \frac{0.18}{649} = 0,277 \text{ мкм/Н} \quad (4.10)$$

- пластина DCS500 (сили різання: $P_x = 255 \text{ Н}$, $P_y = 345 \text{ Н}$, $P_z = 400 \text{ Н}$; ширина зношеної поверхні пластини $VB = 0,2 \text{ мм}$ (200 мкм)):

$$P = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2} = 586 \text{ Н} \quad (4.11)$$

$$W = \frac{VB}{P} = \frac{0.2}{586} = 0,341 \text{ мкм/Н} \quad (4.12)$$

На рис. 4.22 графічно зображено результати питомої зношуваності всіх шести типів різальних пластин.

На основі отриманих сканованих зображень зношеної поверхні інструменту та значень силових характеристик, що зафіксовані при експериментальних дослідженнях, визначено питому зношуваність для кожного типу різальної пластини.

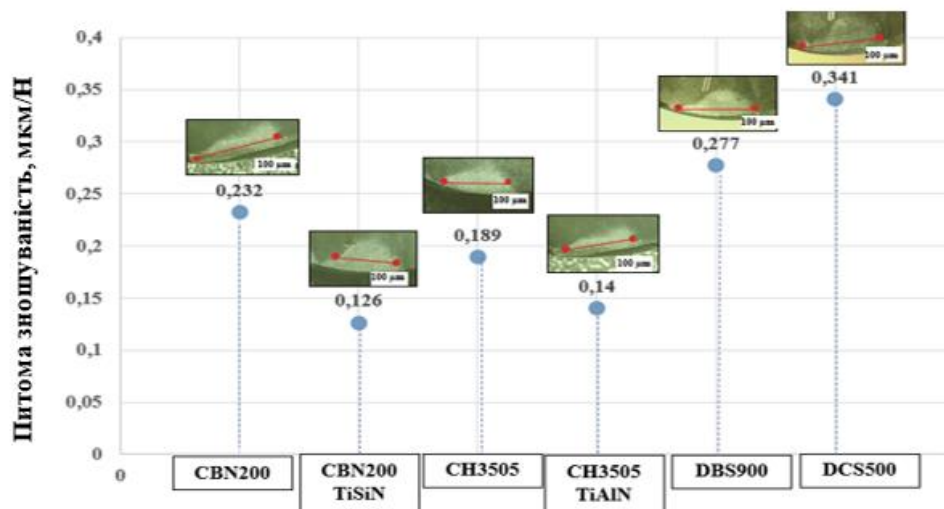


Рис. 4.22. Результати питомої зношеності різальних пластин

На основі цих результатів встановлено, що різальні пластини з покриттями забезпечують нижчу питому зношеність (CBN200 з покриттям TiSiN – 0,126 мкм, CH3505 з покриттям TiAlN – 0,140 мкм), ніж пластини без покриттів, що передбачає менше навантаження на інструмент і більший ресурс його роботи [65].

Визначення питомої зношеності різальних пластин з врахуванням часу зношування

Питома зношеність різальних пластин з врахуванням часу зношування визначається як відношення лінійної величини зношування до часу роботи інструмента. Це дає змогу оцінити інтенсивність зношування і передбачити термін служби різальних пластин. Торцева фреза з різальними пластинами оброблювала загартовану сталь 4X5МФС при однакових режимах різання ($V = 120$ м/хв, $S = 120$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм) за період різання у 16 хв. Питома зношеність з врахуванням часу визначається за формулою:

$$W = \frac{VB}{t}, \quad (4.13)$$

де VB – ширина зношеної поверхні різальної пластики, мм;

t – час роботи інструмента, хв.

Різальна пластина CBN200 ($VB=0,15$ мм):

$$W = \frac{VB}{t} = \frac{0,15}{16} = 0,0093 \text{ мм/хв} \quad (9 \text{ мкм/хв}) \quad (4.14)$$

Різальна пластина CBN200 з покриттям TiSiN ($V_B = 0,08$ мм):

$$W = \frac{VB}{t} = \frac{0.08}{16} = 0,005 \text{ мм/хв} \quad (5 \text{ мкм/хв}) \quad (4.15)$$

Різальна пластина CH3505 ($V_B = 0,12$ мм):

$$W = \frac{VB}{t} = \frac{0.12}{16} = 0,0075 \text{ мм/хв} \quad (7 \text{ мкм/хв}) \quad (4.16)$$

Різальна пластина CH3505 з покриттям TiAlN ($V_B = 0,07$ мм):

$$W = \frac{VB}{t} = \frac{0.07}{16} = 0,0043 \text{ мм/хв} \quad (4 \text{ мкм/хв}) \quad (4.17)$$

Різальна пластина DBS900 ($V_B = 0,18$ мм):

$$W = \frac{VB}{t} = \frac{0.18}{16} = 0,0112 \text{ мм/хв} \quad (11 \text{ мкм/хв}) \quad (4.18)$$

Різальна пластина DCS500 ($V_B = 0,2$ мм):

$$W = \frac{VB}{t} = \frac{0.2}{16} = 0,0125 \text{ мм/хв} \quad (12 \text{ мкм/хв}) \quad (4.19)$$

При порівнянні результатів питомої зношуваності шести типів різальних пластин з урахуванням часу роботи інструменту встановлено, що найнижчі значення питомої зношуваності були отримані при застосуванні різальних пластин з покриттям (CBN200 з покриттям TiSiN – 5 мкм/хв, CH3505 з покриттям TiAlN – 4 мкм/хв). Менша питома зношуваність різальних пластин свідчить про їх повільніше зношування, що сприяє збільшенню строку служби інструмента, забезпеченню стабільності розмірної точності деталей, зменшенню витрат на обслуговування, економії матеріалів і ресурсів, а також покращенню якості обробки [96, 114].

Дослідження зношуваності різальних пластин з врахуванням часу оброблення. Додаткові етапи дослідження зношуваності інструменту проводилися з інтервалом у 8 хв різання для визначення часу, коли показники шорсткості поверхні вийдуть за межі 0,64 мкм та 2,5 мкм.

Дослідження 1. Одна різальна пластина CBN200 оброблювала матеріал з інтервалом 8 хв різання до межі шорсткості 0,64 мкм ($V = 120$ м/хв, $t = 0,5$ мм, $S=0,125$ мм/зуб). Отримані значення шорсткості наведено в табл. 4.10.

Таблиця 4.10.

Результати дослідження шорсткості поверхні

Час різання	8 хв	16 хв	24 хв	32 хв	40 хв	48 хв	56 хв	1 год 4хв	1 год 12хв	1 год 20хв	1 год 28хв	1 год 36хв	1 год 44хв	1 год 52хв
Шорсткість Ra, мкм	0,1	0,1	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7

При 8 хв різання шорсткість поверхні становила 0,1 мкм, з 24 хв по 72 хв шорсткість була сталою 0,2 мкм, а після 72 хв почався катастрофічний знос різальної пластини. Значення шорсткості поверхні вийшли за межі 0,64 мкм при різанні у 104 хв.

Дослідження 2. При обробці загартованої сталі однією пластиною CBN200 при $V = 300$ м/хв, $t = 0,5$ мм, $S = 0,125$ мм/зуб, де інтервал різання складав 8 хв після кожного проходу вимірювалася шорсткість. Отримані дані показників шорсткості зображено в табл. 4.11.

Таблиця 4.11.

Результати дослідження шорсткості поверхні

Час різання	8 хв	16 хв	24 хв	32 хв	40 хв	48 хв	56 хв	1 год 4хв	1 год 12хв	1 год 20хв	1 год 28хв	1 год 36хв	1 год 44хв
Шорсткість Ra, мкм	0,1	0,1	0,2	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8

При 8 хв різання шорсткість поверхні становить 0,1 мкм, з 32 хв по 64 хв шорсткість трималася 0,3 мкм, а після 72 хв почався катастрофічний знос різальної пластини. Значення шорсткості поверхні вийшли за межі 0,64 мкм при різанні в 96 хв, що швидше ніж при різанні такою самою пластиною, але при $V=120$ м/хв.

Дослідження 3. При обробці загартованої сталі повністю оснащеною фрезою 6 пластинами CBN200 ($V = 300$ м/хв, $t = 0,5$ мм, $S = 0,125$ мм/зуб), де інтервал різання складав 8 хв після кожного проходу вимірювалася шорсткість обробленої поверхні. Отримані показники шорсткості зображено в табл. 4.12.

Таблиця 4.12.

Результати дослідження шорсткості поверхні

Час різання	8 хв	16 хв	24 хв	32 хв	40 хв	48 хв	56 хв	1 год 4хв	1год 12хв	1год 20хв
Шорсткість Ra, мкм	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,7	1,2	1,8	2,3	2,8

При різанні 40 хв було помічено іскри, де в наслідок згоряння стружки відбувалося налипання на поверхню заготовки, що призвело до значного погіршення шорсткості поверхні. Для того, щоб виключити перегрів інструменту, після 40 хв різання, коли шорсткість різко зростала, кожних наступних 8 хв обробки інструмент охолоджувався 30 хв, але як видно з табл. 4.12, шорсткість продовжувала динамічно зростати.

При 8 хв різання шорсткість поверхні становила 0,3 мкм, з 40 хв по 56 хв шорсткість трималася 0,7 мкм, а після 56 хв почався катастрофічний знос різальної пластини, де температура в зоні різання значно збільшилась. Значення шорсткості поверхні вийшли за межі 0,64 мкм при різанні у 56 хв, що швидше ніж при різанні однією пластиною зі швидкостями різання $V = 120$ і 300 м/хв. За межі шорсткості 2,6 мкм показники вийшли за 80 хв [40].

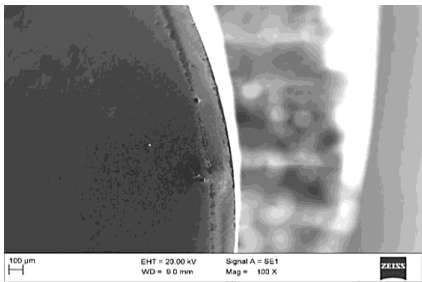
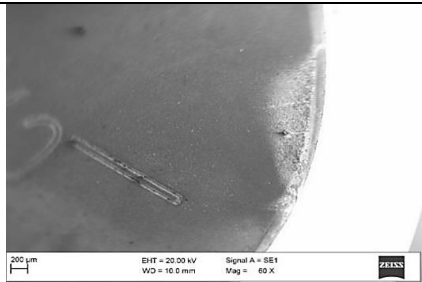
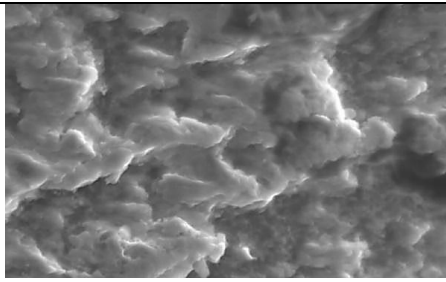
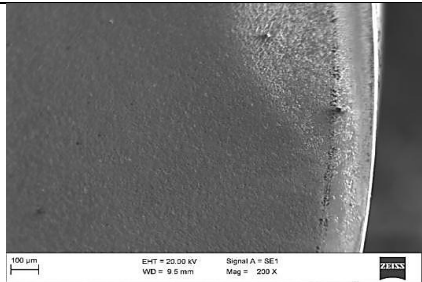
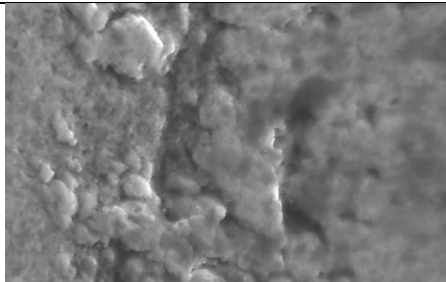
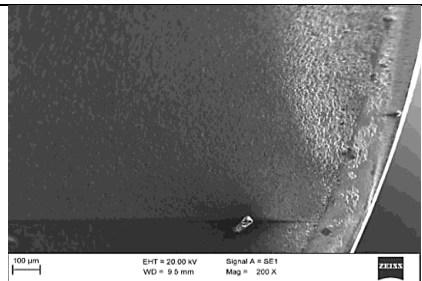
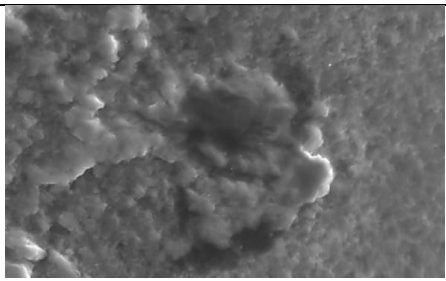
Мікроскопічні дослідження зношуваності різальних пластин

Досліджено зношені ділянки різальної пластини після 24 хв різання (при $t=0,5$ мм, $S=0,125$ мм/зуб, $V=120$ м/хв), зокрема при збільшенні до 100X та 500X отримано зображення структури зношеної ділянки. Зношені ділянки всіх чотирьох пластин (CBN200, CH3505, DBS900, DCS500) (див. табл. 4.13).

Мікроструктурний аналіз зношених ділянок поверхонь різальних пластин після торцевого фрезерування загартованої сталі дозволив встановити характер зношування інструментальних матеріалів різного складу. Дослідження проводились із використанням растрової електронної мікроскопії при значних збільшеннях, що дало змогу детально оцінити стан різальної кромки, наявність мікротріщин, відшарувань та адгезійних зон [94].

Таблиця 4.13.

Зношені ділянки всіх чотирьох пластин

Пластина	Зношена ділянка	Збільшення 500X
CBN200		
CH3505		
DCS500		
DBS900		

Пластина CBN200 продемонструвала найменші ознаки абразивного зношування. На мікрозображеннях спостерігається чітко сформована фаска притуплення без виражених мікровідколів або пластичної деформації. Поверхня кромки залишається відносно гладкою, що свідчить про високу термостійкість та структурну стабільність матеріалу ПКНБ при різанні загартованих сталей. Це пояснює стабільні показники шорсткості поверхні при збільшенні тривалості роботи до 60 хв.

Пластина CH3505 характеризується наявністю дрібних мікровідколів та поверхневих тріщин, що є наслідком циклічних термомеханічних навантажень. При збільшенні 500× видно нерівномірну мікроструктуру з ділянками мікропластичного деформування, що вказує на зниження зносостійкості при тривалому контакті із загартованим матеріалом [94].

Для пластини DCS500 характерним є комбінований тип зношування – абразивно-адгезійний. На мікрозображеннях видно локальні ділянки налипання оброблюваного матеріалу, що формують мікронерівності та сприяють підвищенню шорсткості обробленої поверхні. Це підтверджує меншу стабільність різального процесу для даного інструментального матеріалу порівняно з іншими матеріалами із ПКНБ.

Пластина DBS900 демонструє найбільш інтенсивне зношування серед досліджених. При збільшенні 500× чітко видно ознаки мікросхоплення, глибокі пластичні деформації та сліди розм'якшення матеріалу кромки, що свідчить про перевищення допустимих температур у зоні різання. Такий тип зношування призводить до нестабільності сили різання та значного погіршення параметрів шорсткості поверхні.

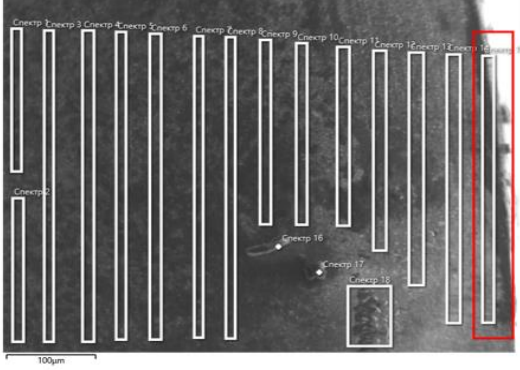
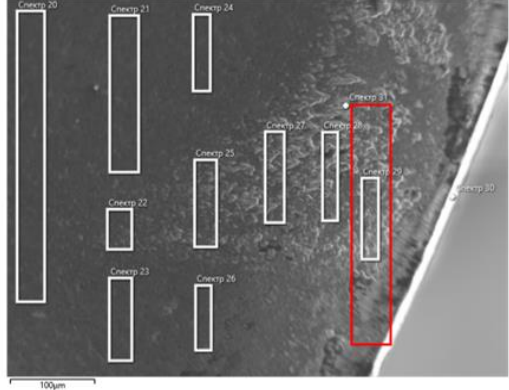
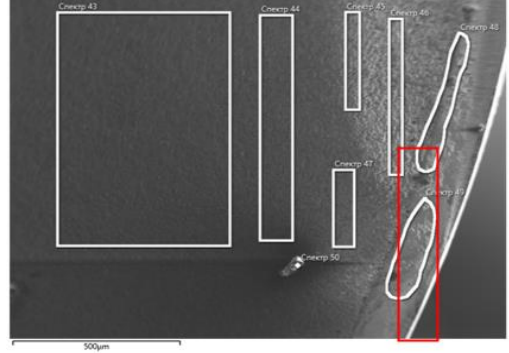
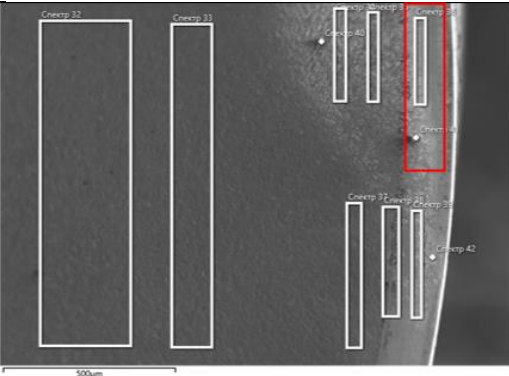
Отже, за результатами мікроструктурного аналізу встановлено, що найбільш стабільну геометрію різальної кромки та мінімальні ознаки деградації якості демонструє інструмент марки CBN200. Це безпосередньо корелює з отриманими експериментально мінімальними значеннями параметра Ra, підтверджуючи взаємозв'язок між морфологією зношування інструменту та якістю сформованої поверхні [94].

Проведено дослідження рентгенівського фазового складу поверхні різальних пластин методом мікро-рентгеноспектрального аналізу. З результату аналізу було встановлено, що крім КНБ зразки пластин містять налипання хімічних елементів із заготовки загартованої сталі 4X5МФС. Фрагменти налиплих елементів були розподілені на спектри (ділянки) на поверхні. Розподілені спектри всіх чотирьох типів різальних пластин зображено в

табл. 4.14. Для детального аналізу було обрано спектр, що знаходиться найбільш близько до різальної кромки пластини [33].

Таблиця 4.14.

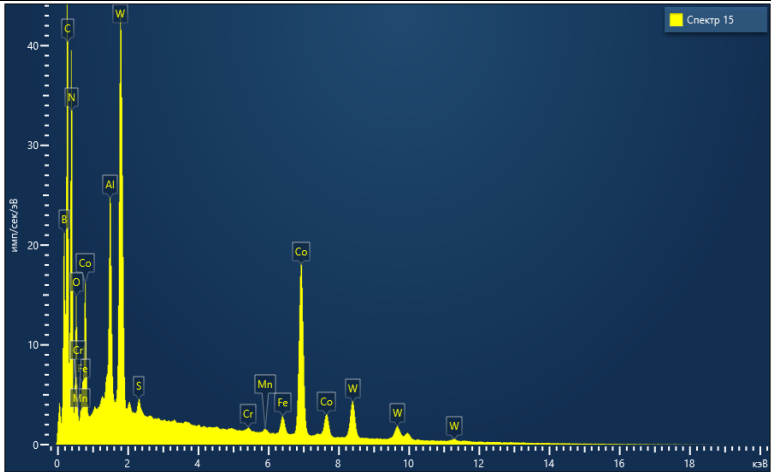
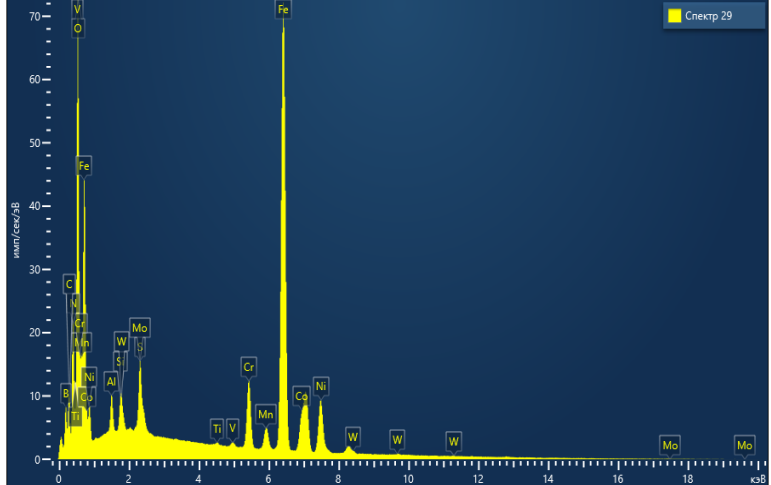
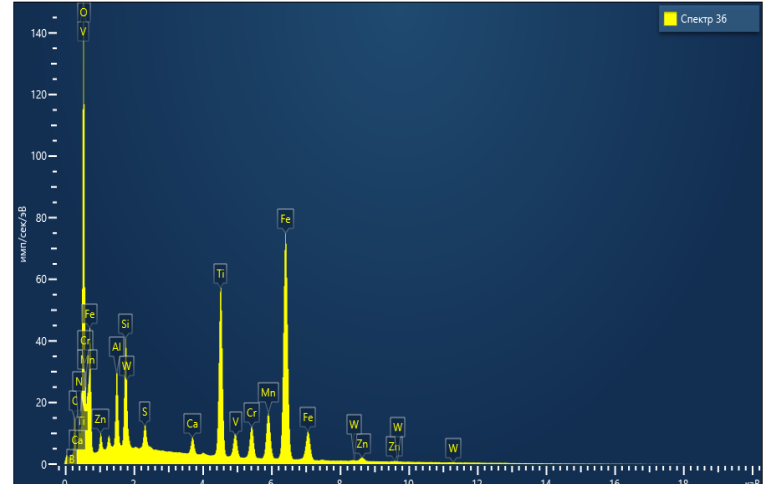
Розподіл спектрів для кожного типу пластин

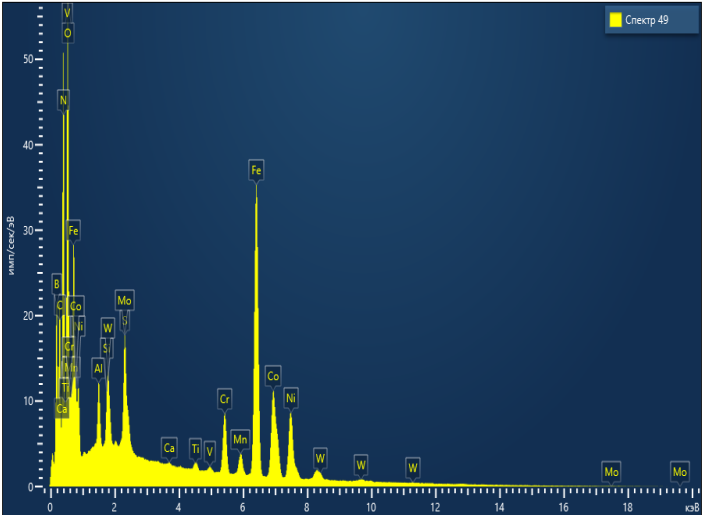
Пластина	Розподіл спектрів	Спектр
CBN200		спектр 15
CH3505		спектр 29
DBS900		спектр 49
DCS500		спектр 36

Розподілення налипання елементів на визначених спектрах різальних пластин всіх типів зображено в табл. 4.15.

Таблиця 4.15.

Елементний склад після обробки

Пластина	Спектр	Елементний склад
CBN200	15	
CH3505	29	
DCS500	49	

Пластина	Спектр	Елементний склад
DBS900	36	

Проведений енергодисперсійний аналіз поверхні різальних пластин після фрезерування сталі 4X5МФС дозволив визначити елементний склад налипань, що утворюються в зоні контакту інструменту з оброблюваним матеріалом. У спектрі пластини CBN200 (спектр 15) виявлено інтенсивні піки елементів Fe, Cr, Mn, Co, W, Al, N та S. Переважання сигналів заліза та хрому свідчить про наявність на поверхні інструменту залишків оброблюваної сталі, що налипали під дією високих контактних температур і тиску в зоні різання. Піки алюмінію, азоту та вольфраму відповідають власним компонентам різального матеріалу та його покриття. Відносно помірної інтенсивності сигналів Fe і Cr вказує на незначний рівень налипання, що свідчить про задовільну хімічну інертність поверхні пластини CBN200 під час фрезерування загартованої сталі [94, 97].

Для пластини CH3505 (спектр 29) характерна наявність більш виражених піків Fe, Cr, Mn, Ni, W, O та C, що вказує на інтенсивніше налипання частинок сталі. Підвищений вміст кисню та вуглецю свідчить про утворення оксидних та карбонізованих плівок, які формуються на межі інструмент-заготовка під дією високої температури тертя. Такий характер спектра підтверджує активацію процесів дифузійної взаємодії між компонентами сталі та поверхневим шаром інструменту. Наявність нікелю і кобальту зумовлена як складом зв'язки пластини із ПКНБ, так і можливою міграцією цих елементів у зону налипання під дією термодифузійних процесів.

Спектр пластини DCS500 (спектр 49) містить значні концентрації Fe, Cr, Mn, Ti, V, W, Zn, N та Al. Переважання піків заліза і хрому знову ж таки підтверджує перенесення частинок сталі 4X5МФС на різальну поверхню. Виявлення ванадію свідчить про складну хімічну взаємодію у зоні різання, що супроводжується утворенням вторинних структур. Загальна інтенсивність спектра свідчить про значний рівень налипання та формування щільного шару адгезійних відкладень.

Для пластини DBS900 (спектр 36) зафіксовано максимальні піки Fe, Cr, Mo, Ni, Co, W, O, N та Al, що свідчить про найбільш інтенсивне налипання матеріалу заготовки. Високі значення інтенсивності заліза та кисню вказують на утворення оксидного шару, який формується під впливом температур понад 800 °C у контактній зоні. Присутність молібдену є характерною ознакою сталі 4X5МФС і однозначно підтверджує походження налипань з оброблюваного матеріалу. Виявлення нікелю, кобальту і вольфраму вказує на змішану природу поверхневого шару, де відбувається взаємне перенесення елементів між інструментом і заготовкою, що є наслідком дифузійного зношування та термічної дестабілізації зв'язки [94].

Отримані спектри свідчать про те, що в процесі фрезерування сталі 4X5МФС на поверхні всіх досліджуваних інструментів утворюються налипання, основними компонентами яких є Fe, Cr, Mn і Mo. Це підтверджує активну адгезійну взаємодію матеріалу заготовки з поверхнею різальної пластини при високих температурах та тисках, характерних для обробки загартованих сталей високої твердості. Додаткові елементи O і C вказують на утворення оксидних та карбідних структур, що можуть відігравати роль проміжного шару між інструментом і налиплим матеріалом. Найінтенсивніше налипання спостерігається для пластин CH3505 і DBS900, що може бути зумовлено як вищою робочою температурою у зоні контакту, так і меншою хімічною стабільністю матеріалу зв'язки. Таким чином, результати EDS-аналізу демонструють наявність дифузійно-адгезійного механізму взаємодії інструменту

з загартованою сталлю, який суттєво впливає на зносостійкість різальних пластин під час високотемпературного фрезерування [94].

Таким чином, у ході експериментів торцевого фрезерування загартованої сталі 4X5МФС різальними пластинами із ПКНБ різних марок та покриттів встановлено закономірності взаємозв'язку між режимами різання, схемою фрезерування, силовими параметрами, шорсткістю та станом поверхневого шару. Збільшення подачі й глибини різання призводить до зростання складових сили (P_x , P_y , P_z), тоді як пластини CH3505 з покриттям TiAlN забезпечують найнижчі значення завдяки покращеному тепловідведенню. Попутна схема зменшує сили різання, а зустрічна покращує якість поверхні. Покриття TiAlN і TiSiN стабільно знижують шорсткість R_a на 30-40 %, підвищують термостійкість та зменшують адгезію. Геометрія кромки з фаскою $\theta = -25^\circ$ робить процес різання більш стабільним. Рентгеноструктурний аналіз показав: без покриття формуються розтягувальні напруження (+579 МПа), а з TiSiN – стискуючі (-408 МПа), що підвищує довговічність. Зношуваність пластин прямо пропорційна часу, найкращі результати продемонстрували пластини DCS500 і CH3505 з покриттям TiAlN. Загалом покриття значно підвищують ефективність і надійність інструментів при високопродуктивному фрезеруванні загартованих сталей [96, 97].

4.2. Результати комп'ютерного та математичного моделювання

У середовищі Deform-3D виконано моделювання процесу фрезерування плоских поверхонь деталей із загартованої сталі 4X5МФС твердістю 62 HRC. Метою було визначення силових характеристик при торцевому фрезеруванні інструментом з різальними пластинами із ПКНБ [95]. В табл. 4.16. наведено результати складових сили різання P_x , P_y , P_z , отримані під час обробки різальними пластинами CBN200, CBN200 з покриттям TiSiN, CH3505, CH3505 з покриттям TiAlN, DBS900, DSC500 за однакових режимів: швидкість різання $V=120$ м/хв, подача $S = 0,075; 0,1; 0,125$ мм/зуб, глибина різання $t = 0,5; 0,3$ мм. Методику комп'ютерного моделювання описано в розділі 3.

Таблиця 4.16

Результати моделювання силових характеристик для всіх різальних вставок

Тест	Ширина врізання інструменту, мм	Глибина різання, мм	Подача, мм/зуб	Швидкість різання, м/хв	схема різання	Сили різання, Н		
						X	Y	Z
CH3505								
21	63	0,5	0,075	120	симетрична	174	126	351
22	63	0,5	0,1	120	симетрична	250	391	468
23	63	0,5	0,125	120	симетрична	264	338	490
24	63	0,3	0,075	120	симетрична	153	280	363
25	63	0,3	0,125	120	симетрична	200	271	448
CBN200								
21	63	0,5	0,075	120	симетрична	200	305	400
22	63	0,5	0,1	120	симетрична	260	350	510
23	63	0,5	0,125	120	симетрична	190	390	530
24	63	0,3	0,075	120	симетрична	153	280	360
25	63	0,3	0,125	120	симетрична	210	271	450
CBN200-TiSiN								
21	63	0,5	0,075	120	симетрична	259	321	416
22	63	0,5	0,1	120	симетрична	254	356	439
23	63	0,5	0,125	120	симетрична	257	345	408
24	63	0,3	0,075	120	симетрична	188	233	336
25	63	0,3	0,125	120	симетрична	185	305	394
CH3505-TiAlN								
21	63	0,5	0,075	120	симетрична	154	109	269
22	63	0,5	0,1	120	симетрична	220	291	330
23	63	0,5	0,125	120	симетрична	255	357	389
24	63	0,3	0,075	120	симетрична	146	159	322
25	63	0,3	0,125	120	симетрична	137	160	235
DBS900								
21	63	0,5	0,075	120	симетрична	192	293	367
22	63	0,5	0,1	120	симетрична	201	345	429
23	63	0,5	0,125	120	симетрична	291	379	467
24	63	0,3	0,075	120	симетрична	120	209	322
25	63	0,3	0,125	120	симетрична	120	297	434
DCS500								
21	63	0,5	0,075	120	симетрична	192	293	367
22	63	0,5	0,1	120	симетрична	201	345	329
23	63	0,5	0,125	120	симетрична	265	379	467
24	63	0,3	0,075	120	симетрична	120	209	222
25	63	0,3	0,125	120	симетрична	180	247	254

На рис. 4.23 зображено порівняння результатів отриманих при комп'ютерному моделюванні процесу торцевого фрезерування, зокрема силових характеристик при обробці загартованої сталі інструментом, оснащеним різальними вставками CH3505 без покриття та CH3505 з покриттям TiAlN. При різанні різальною вставкою CH3505 без покриття отримані дані: P_x –174 Н, P_y –126 Н, P_z – 351 Н, а при різанні вставкою CH3505 з покриттям TiAlN P_x –154 Н, P_y –109 Н, P_z – 269 Н [95].

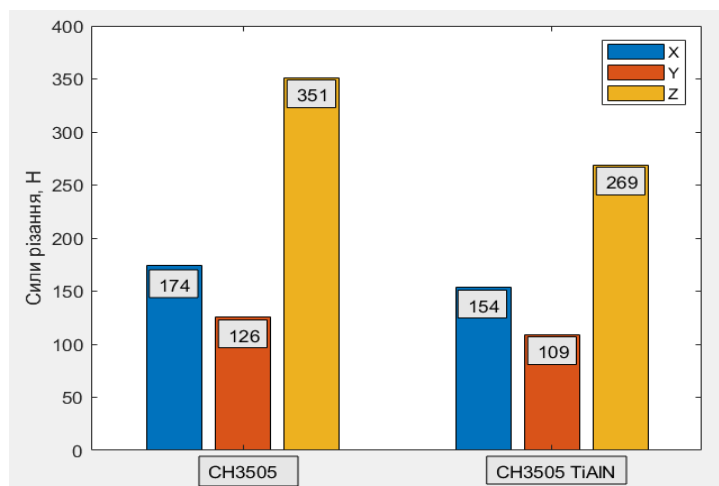


Рис. 4.23. Результати порівняння силових характеристик інструментом CH3505 без покриття та CH3505 з покриттям TiAlN

Побудовано графік порівняння складових сили різання, отриманих при комп'ютерному моделюванні та при експериментальних дослідженнях. Значення вибрані при різанні вставкою CH3505 без покриття (рис. 4.24) та CH3505 з покриттям TiAlN (рис. 4.25).

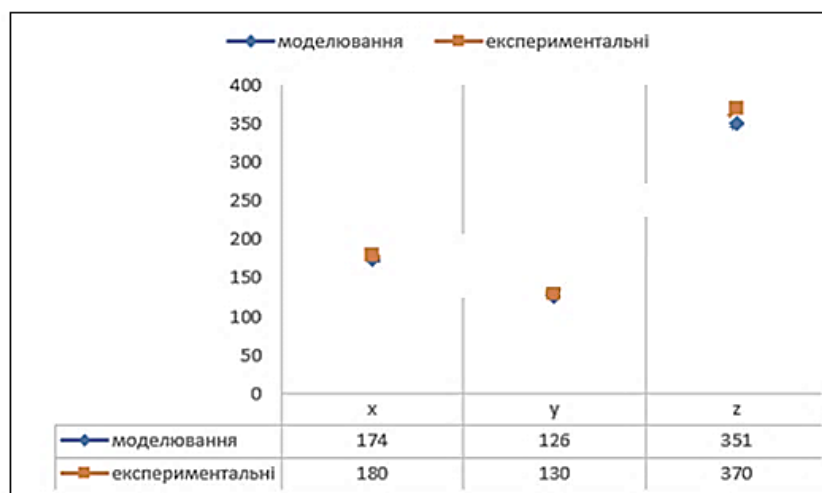


Рис. 4.24. Порівняння складових сили різання при комп'ютерному моделюванні та експериментальних дослідженнях при обробці вставкою CH3505

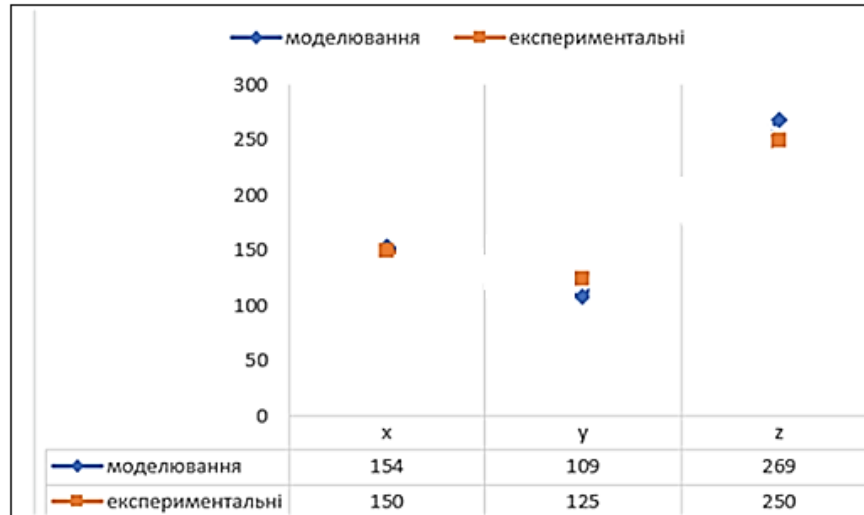


Рис. 4.25. Порівняння складових сили різання при комп'ютерному моделюванні та експериментах при обробці вставкою CN3505 з покриттям TiAlN

Як видно з графіків, отримані значення при комп'ютерному моделюванні були підтверджені експериментальними дослідженнями, де відносна похибка відхилення склала 4% [95]. Тому розроблена комп'ютерна модель є надійною і валідною та можна її застосовувати для прогнозування та оптимізації процесу.

4.3. Результати математичного моделювання

Лінійна регресія. Визначено фактичну відстань R від початку координат до точки значень сили різання (X , Y , Z), результати зображено в табл. 4.17.

При застосуванні методу найменших квадратів визначено невідомі коефіцієнти C_0 , b_1 , b_2 , b_3 , і за допомогою логарифмування перетворено степеневу регресійну модель у лінійну регресійну модель.

Кореляційна матриця зображена в табл. 4.18, де показано коефіцієнти кореляції між різними змінними (X_1 , X_2 , X_3 , X_4 та Y).

Таблиця 4.17.

№ експерименту	Сили різання			R
	X	Y	Z	
1	200	145	330	412,2196017
2	170	135	290	362,2499137
3	280	23	320	425,8274298
4	210	15	305	370,6076092
5	160	23	250	297,706231
6	90	390	380	551,9057891
7	20	280	270	389,4868419
8	25	180	280	333,8038346
9	10	100	210	232,8089345
10	12	110	220	246,2600252
11	260	280	290	479,6873982
12	225	260	400	527,4703783
13	180	150	300	380,6573262
14	170	180	330	412,5530269
15	200	220	325	440,4826898
16	150	405	440	616,5427803
17	215	480	500	725,6893275
18	290	580	550	850,2940668
19	160	275	310	444,2127868
20	210	325	370	535,3737013
21	200	280	405	531,4367319
22	250	330	480	633,8769597
23	250	330	480	633,8769597
24	150	200	350	430,1162634
25	200	260	420	532,9165038

Фактична відстань R від початку координат до точки (X, Y, Z)

Таблиця 4.18.

Кореляційна матриця

	<i>X1 (W)</i>	<i>X2 (d)</i>	<i>X3 (g)</i>	<i>X4 (S)</i>	<i>Y (Ra)</i>
X1 (W)	1				
X2 (d)	0,061623849	1			
X3 (g)	-0,089155968	-0,09656091	1		
X4 (S)	4,93498E-17	-0,089514359	-0,224733287	1	
Y (Ra)	-0,494707037	0,105620335	-0,205059204	-0,275112318	1

Для перевірки статистичної значущості коефіцієнтів множинної регресії виконано розрахунок критерія Стюдента при знаходженні критичних значень для різних рівнів значущості:

Статистика регресії. Коефіцієнт кореляції (Multiple R) між предикторами і залежною змінною – 0,654884524. Коефіцієнт детермінації (R Square), що показує, яка частка варіації залежної змінної пояснюється предикторами – 0,428873739. Скоригований коефіцієнт детермінації (Adjusted R Square), який враховує кількість предикторів у моделі – 0,314648487. Середнє стандартне відхилення залишків (Standard Error) – 0,0494457. Кількість спостережень (Observations) у наборі даних (експериментів) – 25 [94].

ANOVA (Аналіз дисперсії). Встановлено ступені свободи для регресії 4 та залишків (20), де сума квадратів для регресії складає 0,036718454, а залишків 0,002444877. Значення F-тесту для перевірки значущості моделі – 3,754631583, а рівень значущості становить 0,019528698, де значення менше 0.05 вказує на значущість моделі.

Встановлено вільний член рівняння регресії (Intercept) – 0,395098979, коефіцієнти для змінної X1, X2, X3, X4, стандартна похибка коефіцієнта (Standard Error), значення t-тесту для перевірки значущості коефіцієнта, значення P для t-тесту, діапазони довірчого інтервалу (Lower 95%, 99% і Upper 95%, 99%) для коефіцієнта з рівнем довіри 95 і 99% відповідно вказано в табл. 4.19.

Таблиця 4.19

Статистичні показники для коефіцієнтів X1-X4

	Оцінені коефіцієнти моделі	Стандартна помилка оцінки	Статистика для тесту значущості	Ймовірність значущості	95% довірчий інтервал для коефіцієнта	Upper 95%	99% довірчий інтервал	Upper 99,0%
Intercept	0,395098979	0,080829105	4,888078132	8,89373E-05	0,226492421	0,563705536	0,165112718	0,62508524
X1	-0,001599778	0,000514776	-3,107715511	0,005546948	-0,002673582	-0,000525974	-0,003064491	-0,000135065
X2	0,044902229	0,100228326	0,44799939	0,658968854	-0,164170396	0,253974854	-0,240281408	0,330085866
X3	-0,944708158	0,515578169	-1,832327694	0,081835996	-2,020185372	0,130769057	-2,411703195	0,52228688
X4	-0,022274518	0,011423204	-1,949936084	0,065342546	-0,046102905	0,001553868	-0,054777416	0,010228379

За допомогою графіків залишків побудовано різницю між отриманими значеннями при експериментальних дослідженнях та передбаченими значеннями в математичній моделі (табл. 4.20).

Експериментальні та передбачені значення в математичній моделі

<i>Observation</i>	<i>Predicted Y</i>	<i>Residuals</i>	<i>Standard Residuals</i>
1	0,294186663	0,145813337	3,230422594
2	0,237970809	-0,037970809	-0,841224552
3	0,267108455	-0,027108455	-0,600574454
4	0,290726159	-0,020726159	-0,459177832
5	0,258128009	0,021871991	0,484563173
6	0,226019922	0,033980078	0,752811879
7	0,193421772	0,056578228	1,253462745
8	0,246177122	-0,076177122	-1,687666577
9	0,26081438	0,00918562	0,203502881
10	0,237196676	0,042803324	0,948286537
11	0,226794055	0,003205945	0,071026138
12	0,250411759	-0,020411759	-0,452212448
13	0,265049017	0,004950983	0,109686593
14	0,241431313	-0,071431313	-1,582525516
15	0,217813609	-0,017813609	-0,394651721
16	0,229480426	-0,009480426	-0,210034154
17	0,205862722	-0,035862722	-0,794520915
18	0,173264572	0,016735428	0,370765159
19	0,22049998	-0,04049998	-0,897257083
20	0,196882276	-0,016882276	-0,374018497
21	0,201361944	-0,021361944	-0,47326333
22	0,17774424	0,01225576	0,271520326
23	0,154126536	0,015873464	0,351668773
24	0,192381498	-0,012381498	-0,274305981
25	0,14514609	0,04485391	0,993716261

Графіки у відповідності $\ln W = X_1$, $\ln d = X_2$, $\ln g = X_3$, $\ln S = X_4$ зображено на рис. 4.26.

Для відображення та оцінки якості лінійної регресійної моделі передбачається застосування графіків відповідності лінії Line Fit Plot, що дозволяє порівняти фактичні дані зі значеннями, передбаченими лінійною регресійною моделлю (рис. 4.27).

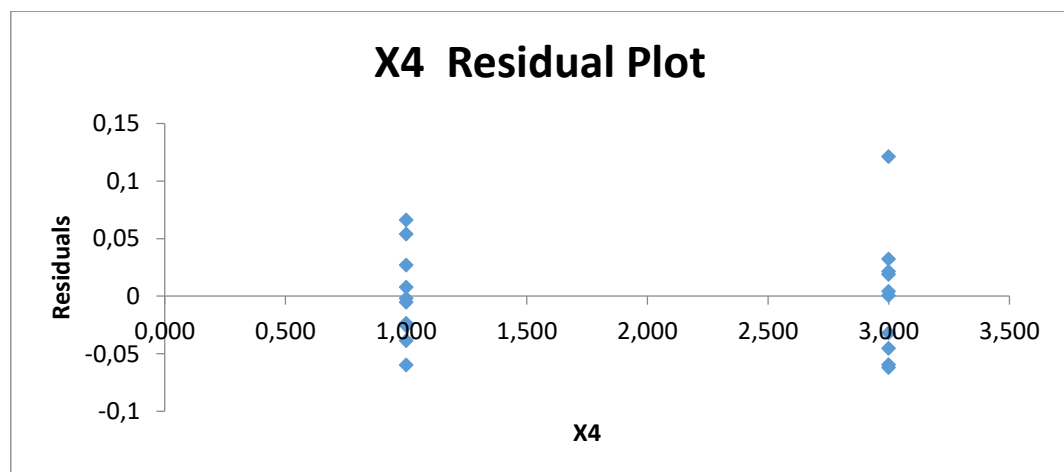
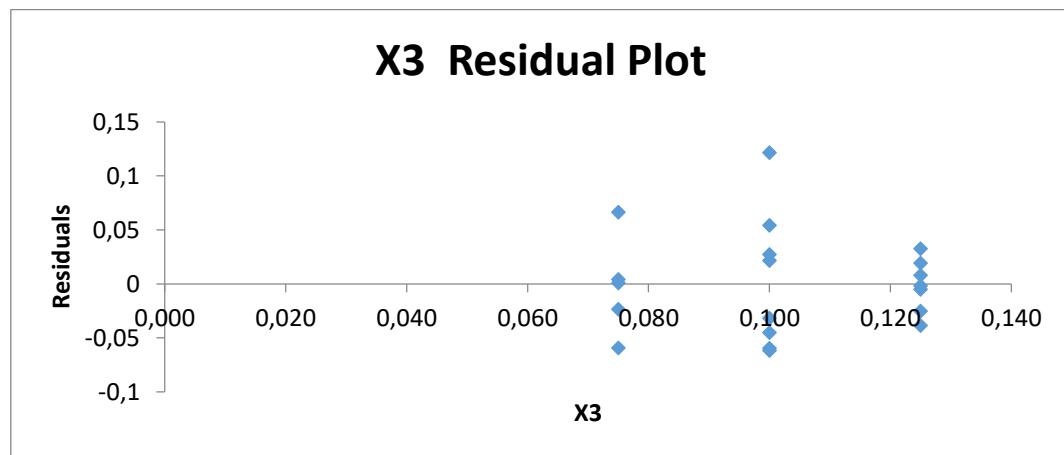
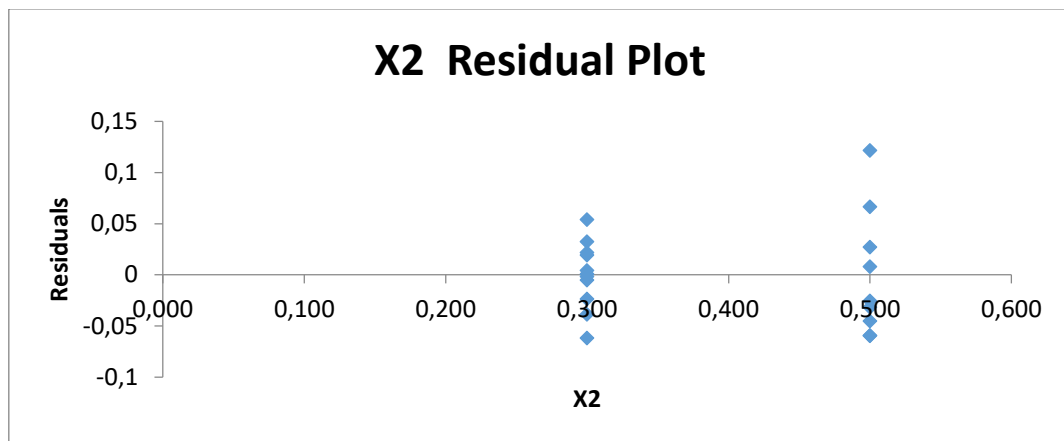
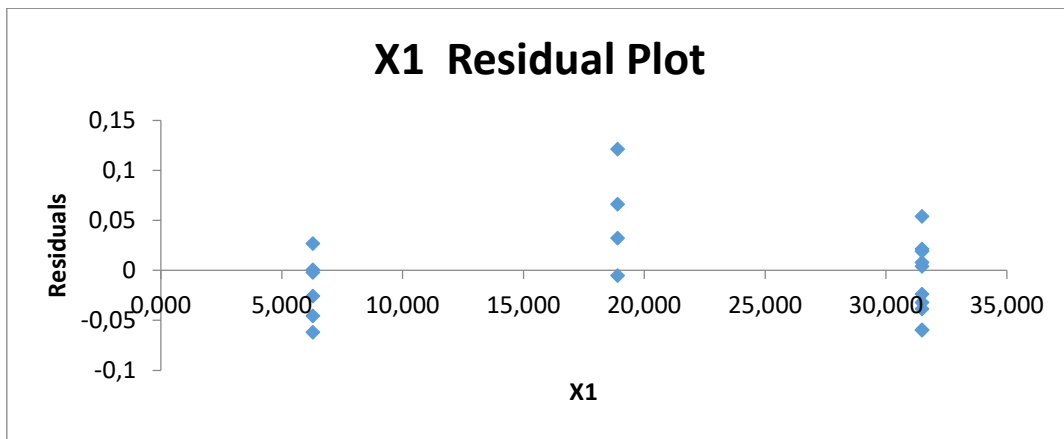


Рис. 4.26. Графік залишків (Residual plot)

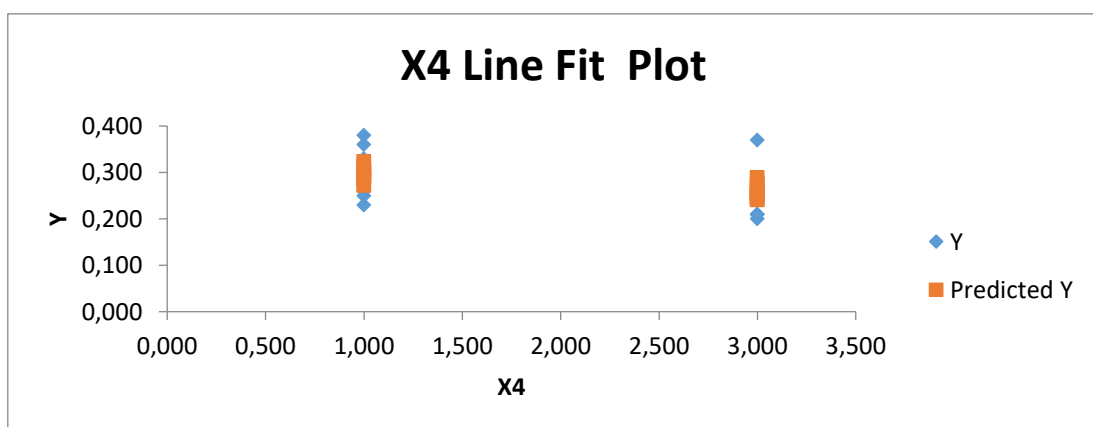
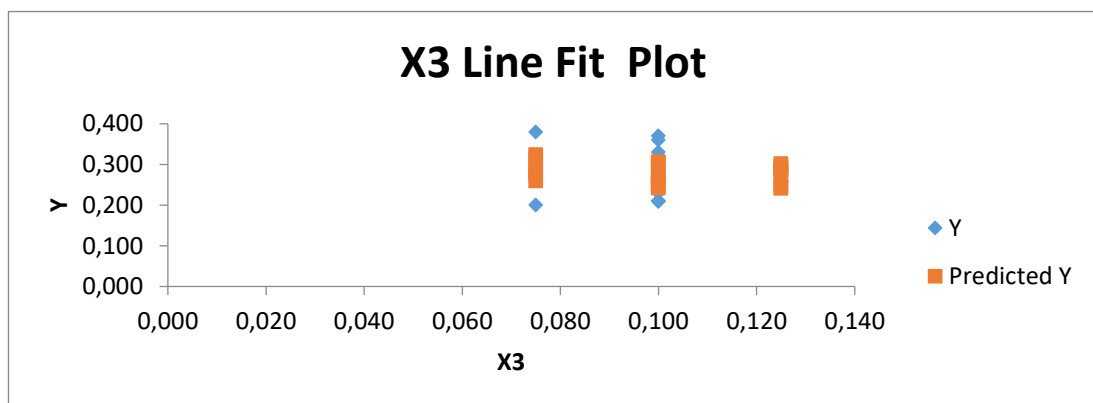
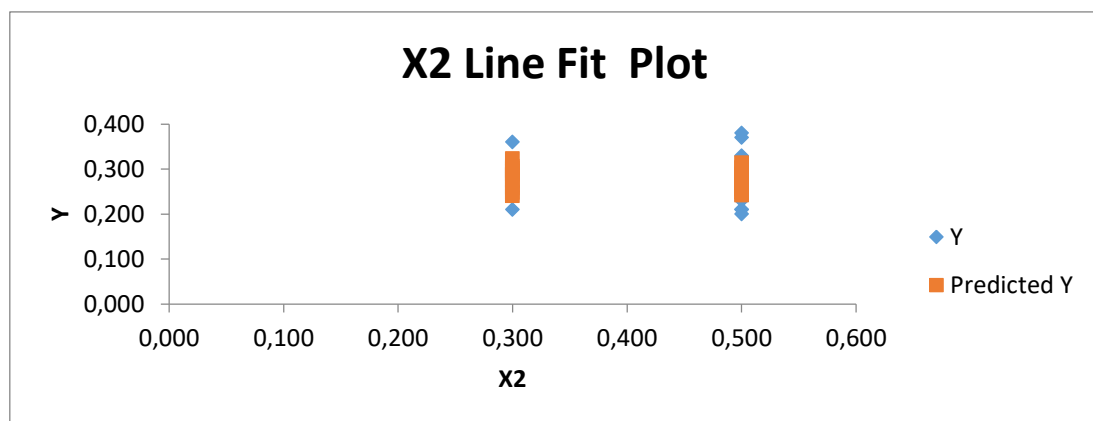
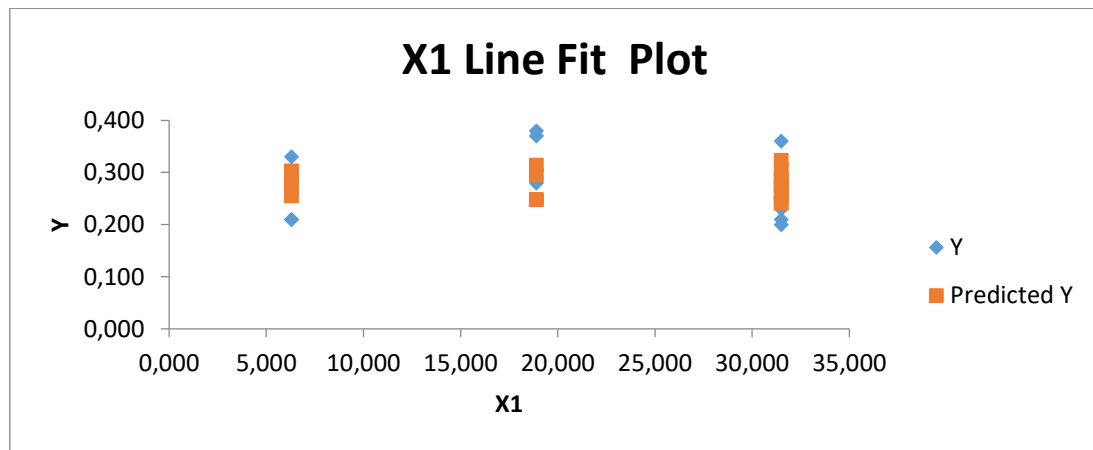


Рис. 4.27. Графік відповідності лінії (Line Fit Plot)

В табл. 4.27. зображено дані – Ймовірність виходу (Probability Output), що демонструє процентильний розподіл значення Y. Percentile: Відсоткове значення, яке вказує на положення в розподілі. Y: Значення Y для відповідного процентиля [94].

Значення Y від 2-го до 14-го процентилів залишаються постійними і дорівнюють 0.17. Починаючи з 18-го процентиля, значення Y поступово збільшуються з кожним наступним процентилем. Значення Y різко зростає з 0.28 на 94-му процентилі до 0.44 на 98-му процентилі. Аналіз всіх процентилів показує як значення змінної Y розподіляються по всьому діапазону даних.

Таблиця 4.21.

Ймовірність виходу

Percentile	2	6	10	14	18	22	26	30	34	38	42	46	50	54	58	62	66	70	74	78	82	86	90	94	98
Y	0,17	0,17	0,17	0,17	0,18	0,18	0,18	0,18	0,19	0,19	0,19	0,2	0,2	0,22	0,23	0,23	0,24	0,25	0,26	0,27	0,27	0,27	0,28	0,28	0,44

Для визначення та оцінки того, наскільки дані відповідають нормальному розподілу, побудовано графіки нормальної ймовірності для подальшого статистичного аналізу (рис. 4.28).

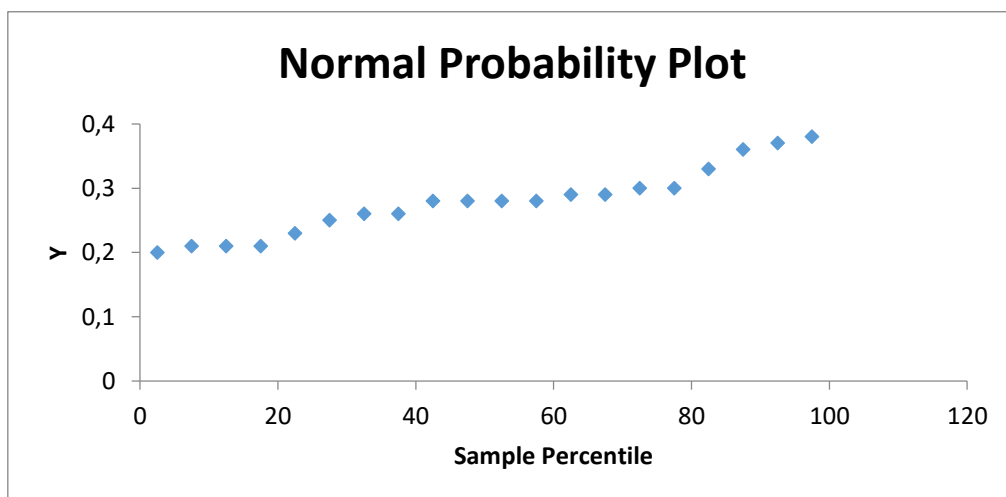


Рис. 4.28. Графік нормальної ймовірності

Якщо графік розподілу значень змінної Y зростає, це може свідчити про тренд збільшення значень залежної змінної з підвищенням процентилів.

Результати обчислення залишків, передбачених значень і стандартних залишків для кожного експерименту представлено в таблиці 7 (Y – фактичні значення залежної змінної, Predicted Y – передбачені значення залежної змінної, які розраховані за допомогою регресійної моделі) [94].

Відношення квадратів відхилень передбачених значень до квадратів залишків:

$$L = (PrY - PrY(\text{середнє}))^2 / (Y - PrY)^2 = 0,750926317 \quad (4.20)$$

Відношення, помножене на скориговану кількість ступенів свободи:

$$L \frac{(n-m-1)}{m} = 0,750926317 \frac{(25-4-1)}{4} = 3,754631583. \quad (4.21)$$

Значення F для рівня значущості 0.05:

$$F_{kp}(0,05; n - m - 1) = (0,05; 4; 20) = 2,866081402. \quad (4.22)$$

Значення F для рівня значущості 0.01:

$$F_{kp}(0,05; n - m - 1) = (0,01; 3; 20) = 4,430690161. \quad (4.23)$$

Коефіцієнт кореляції:

$$R = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i \text{ розр} - \bar{y}_{\text{розр}})^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} = 0,754884524. \quad (4.24)$$

Таблиця 4.22

Результати обчислення залишків, передбачених значень і стандартних залишків для кожного експерименту

№	Y	Predicted Y	Pr Y-Pr Y(сеп)	Pr Y-Pr Y(сеп))^2	Y-Predicted Y	(Y-Pr Y)^2	(Y-Y(сеп))^2
1	0,44000	0,29419	0,06978666	0,00487018	0,14581334	0,02126153	0,04648336
2	0,20000	0,23797	0,01357081	0,00018417	-0,03797081	0,00144178	0,00059536
3	0,24000	0,26711	0,04270845	0,00182401	-0,02710845	0,00073487	0,00024336
4	0,27000	0,29073	0,06632616	0,00439916	-0,02072616	0,00042957	0,00207936
5	0,28000	0,25813	0,03372801	0,00113758	0,02187199	0,00047838	0,00309136
6	0,26000	0,22602	0,00161992	0,00000262	0,03398008	0,00115465	0,00126736
7	0,25000	0,19342	-0,03097823	0,00095965	0,05657823	0,00320110	0,00065536
8	0,17000	0,24618	0,02177712	0,00047424	-0,07617712	0,00580295	0,00295936
9	0,27000	0,26081	0,03641438	0,00132601	0,00918562	0,00008438	0,00207936
10	0,28000	0,23720	0,01279668	0,00016375	0,04280332	0,00183212	0,00309136
11	0,23000	0,22679	0,00239405	0,00000573	0,00320595	0,00001028	0,00003136
12	0,23000	0,25041	0,02601176	0,00067661	-0,02041176	0,00041664	0,00003136
13	0,27000	0,26505	0,04064902	0,00165234	0,00495098	0,00002451	0,00207936
14	0,17000	0,24143	0,01703131	0,00029007	-0,07143131	0,00510243	0,00295936
15	0,20000	0,21781	-0,00658639	0,00004338	-0,01781361	0,00031732	0,00059536
16	0,22000	0,22948	0,00508043	0,00002581	-0,00948043	0,00008988	0,00001936
17	0,17000	0,20586	-0,01853728	0,00034363	-0,03586272	0,00128613	0,00295936
18	0,19000	0,17326	-0,05113543	0,00261483	0,01673543	0,00028007	0,00118336
19	0,18000	0,22050	-0,00390002	0,00001521	-0,04049998	0,00164025	0,00197136

№	Y	Predicted Y	Pr Y-Pr Y(сеп)	Pr Y-Pr Y(сеп))^2	Y-Predicted Y	(Y-Pr Y)^2	(Y-Pr Y(сеп))^2
20	0,18000	0,19688	-0,02751772	0,00075723	-0,01688228	0,00028501	0,00197136
21	0,18000	0,20136	-0,02303806	0,00053075	-0,02136194	0,00045633	0,00197136
22	0,19000	0,17774	-0,04665576	0,00217676	0,01225576	0,00015020	0,00118336
23	0,17000	0,15413	-0,07027346	0,00493836	0,01587346	0,00025197	0,00295936
24	0,18000	0,19238	-0,03201850	0,00102518	-0,01238150	0,00015330	0,00197136
25	0,19000	0,14515	-0,07925391	0,00628118	0,04485391	0,00201187	0,00118336
Сума	5,61000	5,61000	0,00000000	0,03671845	0,00000000	0,04889755	0,08561600
Сер. зн.	0,22440	0,22440					

Для визначення точності передбачень регресійної моделі, а саме отримання абсолютних і відносних помилок для кожного експерименту, розраховано наступні дані і внесені в табл. 4.23.

Таблиця 4.23.

Результати абсолютних і відносних помилок для кожного експерименту

№	Y	Predicted Y	Y^2	Pr Y^2	100(Y-Pr Y)/Y	100*ABS((Y-Pr Y)/Y)	ABS(Y-Pr Y)
1	0,44	0,294186663	0,19360000	0,086545793	33,13939484	33,13939484	0,145813337
2	0,2	0,237970809	0,04000000	0,056630106	-18,9854045	18,9854045	0,037970809
3	0,24	0,267108455	0,05760000	0,071346927	-11,29518957	11,29518957	0,027108455
4	0,27	0,290726159	0,07290000	0,084521699	-7,676355154	7,676355154	0,020726159
5	0,28	0,258128009	0,07840000	0,066630069	7,811425301	7,811425301	0,021871991
6	0,26	0,226019922	0,06760000	0,051085005	13,06926086	13,06926086	0,033980078
7	0,25	0,193421772	0,06250000	0,037411982	22,63129119	22,63129119	0,056578228
8	0,17	0,246177122	0,02890000	0,060603175	-44,81007172	44,81007172	0,076177122
9	0,27	0,26081438	0,07290000	0,068024141	3,402081465	3,402081465	0,00918562
10	0,28	0,237196676	0,07840000	0,056262263	15,28690139	15,28690139	0,042803324
11	0,23	0,226794055	0,05290000	0,051435543	1,393889271	1,393889271	0,003205945
12	0,23	0,250411759	0,05290000	0,062706049	-8,874677659	8,874677659	0,020411759
13	0,27	0,265049017	0,07290000	0,070250981	1,833697504	1,833697504	0,004950983
14	0,17	0,241431313	0,02890000	0,058289079	-42,01841929	42,01841929	0,071431313
15	0,2	0,217813609	0,04000000	0,047442768	-8,90680443	8,90680443	0,017813609
16	0,22	0,229480426	0,04840000	0,052661266	-4,309284346	4,309284346	0,009480426
17	0,17	0,205862722	0,02890000	0,04237946	-21,0957186	21,0957186	0,035862722
18	0,19	0,173264572	0,03610000	0,030020612	8,808120071	8,808120071	0,016735428
19	0,18	0,22049998	0,03240000	0,048620241	-22,49998875	22,49998875	0,04049998
20	0,18	0,196882276	0,03240000	0,038762631	-9,379042114	9,379042114	0,016882276
21	0,18	0,201361944	0,03240000	0,040546632	-11,86774649	11,86774649	0,021361944
22	0,19	0,17774424	0,03610000	0,031593015	6,450400134	6,450400134	0,01225576
23	0,17	0,154126536	0,02890000	0,023754989	9,337331879	9,337331879	0,015873464
24	0,18	0,192381498	0,03240000	0,037010641	-6,878609927	6,878609927	0,012381498
25	0,19	0,14514609	0,03610000	0,021067387	23,60732106	23,60732106	0,04485391
Σ	5,61	5,61	1,34450000	1,29560245	-71,82619759	365,36842753	0,81621614
Сер	0,2244	0,2244					
M.E		-2,55351E-17	0,05378	0,051824098	-2,873047904	14,6147371`	0,032648646

Для оцінки точності прогнозованої моделі застосовано коефіцієнт невідповідності Тейла:

$$K_T = \frac{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - y_{i \text{ розр}})^2}}{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 + \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_{i \text{ розр}}^2}} = 0,096235824. \quad (4.26)$$

Коефіцієнт $K_T \approx 0,096$ свідчить про те, що модель передбачає результати і робить це з високою точністю. Це значення вказує на те, що похибки моделі є значно меншими порівняно з варіаціями у фактичних даних [96].

Для обчислення середньої величини абсолютної похибки між фактичними значеннями і передбаченими є необхідним знаходження середньої абсолютної похибки прогнозу (M.A.E. – Mean Absolute Error):

$$M.A.E. = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i - y_{i \text{ розр}}| = 0,032648646. \quad (4.27)$$

Для знаходження середнього значення квадратів різниці між фактичними та передбаченими значеннями обчислюється середньоквадратична похибка прогнозу:

$$M.S.E. = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - y_{i \text{ розр}})^2} = 0,04422557 \quad (4.28)$$

Для оцінки точності моделі важливо враховувати відносну похибку, що вказує на відсоткове відхилення передбачених значень від фактичних. Результати розрахунків відносної похибки – різниці між фактичним і передбаченим значенням, поділене на фактичне значення зображено в табл. 4.24.

Таблиця 4.24

Результати розрахунків відносної похибки

№	Y	<i>Predicted Y</i>	Відносна похибка	%
1	0,44	0,294186663	0,331393948	33,14%
2	0,2	0,237970809	0,189854045	18,99%
3	0,24	0,267108455	0,112951896	11,30%
4	0,27	0,290726159	0,076763552	7,68%
5	0,28	0,258128009	0,078114253	7,81%
6	0,26	0,226019922	0,130692609	13,07%
7	0,25	0,193421772	0,226312912	22,63%
8	0,17	0,246177122	0,448100717	44,81%
9	0,27	0,26081438	0,034020815	3,40%
10	0,28	0,237196676	0,152869014	15,29%
11	0,23	0,226794055	0,013938893	1,39%
12	0,23	0,250411759	0,088746777	8,87%
13	0,27	0,265049017	0,018336975	1,83%
14	0,17	0,241431313	0,420184193	42,02%
15	0,2	0,217813609	0,089068044	8,91%
16	0,22	0,229480426	0,043092843	4,31%

№	Y	Predicted Y	Відносна похибка	%
17	0,17	0,205862722	0,210957186	21,10%
18	0,19	0,173264572	0,088081201	8,81%
19	0,18	0,22049998	0,224999887	22,50%
20	0,18	0,196882276	0,093790421	9,38%
21	0,18	0,201361944	0,118677465	11,87%
22	0,19	0,17774424	0,064504001	6,45%
23	0,17	0,154126536	0,093373319	9,34%
24	0,18	0,192381498	0,068786099	6,88%
25	0,19	0,14514609	0,236073211	23,61%
Середнє			0,146147371	14,61%
max			0,448100717	44,81%

Для порівняння передбачуваних і фактичних даних побудовано емпіричну та теоретичну лінії регресії за отриманими значеннями Y і Predicted Y відповідно (рис. 4.29) [96].

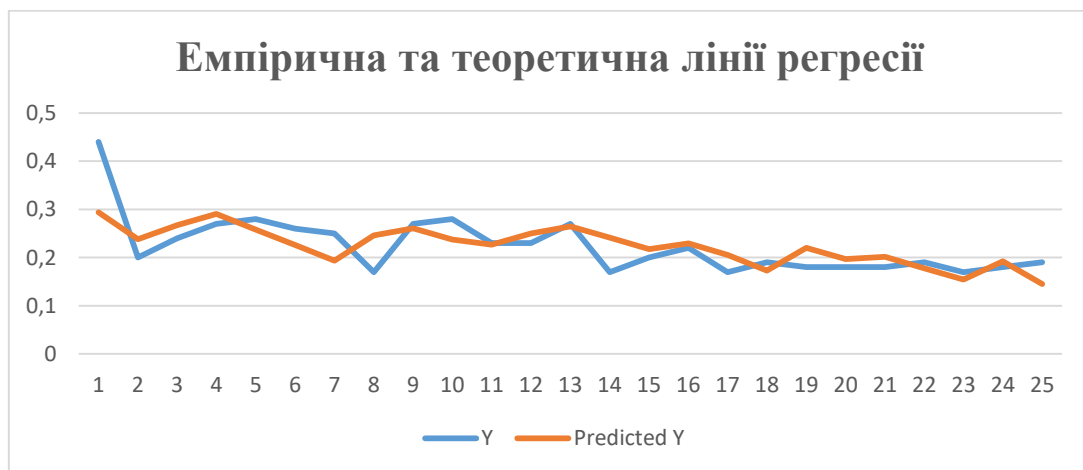


Рис. 4.29. Порівняння емпіричної та теоретичної ліній регресії

З рисунка 4.29 видно, що емпірична і теоретична лінії співпадають з невеликим відхиленням, що свідчить про високу точність регресійної моделі. Додатково мають підтвердження відсоткові значення відносної похибки, що зображені в табл. 4.26. Середнє значення відносної похибки становить 14,61%. Максимальна відносна похибка становить 44% (для експерименту №8), яка свідчить про зовнішні фактори, що впливають на отримані показники, зокрема вібрації верстатного обладнання, похибки при вимірюванні, особливості інструментального матеріалу. Коефіцієнт невідповідності Тейла $K_T \approx 0,096$

свідчить про точність моделі. Значення менше 1 означає, що регресійна модель робить точний прогноз [96].

Поліноміальна регресія. Визначено вплив глибини різання (0,5 мм) на шорсткість поверхні, отриманої при різанні різальною пластиною SN3505. Параметри різання, зокрема і глибина різання, зображено в табл. 4.24.

Таблиця 4.24

Параметри різання

№	Ширина врізання інструменту, мм	Глибина різання, мм	Подача, мм/зуб	Схема різання	Шорсткість Ra, мкм
1	6,3	0,5	0,125	1	0,24
2	6,3	0,5	0,1	1	0,27
3	6,3	0,5	0,1	3	0,17
4	31,5	0,5	0,125	1	0,23
5	31,5	0,5	0,1	1	0,23
6	31,5	0,5	0,075	3	0,22
7	31,5	0,5	0,1	3	0,17
8	63	0,5	0,1	2	0,19
9	63	0,5	0,125	2	0,17

Фактичну відстань R від початку координат до точки значень сили різання (X, Y, Z), результати зображено в табл. 4.25.

Таблиця 4.25.

Результати фактичної відстані R від початку координат до точки (X, Y, Z)

№ експерименту	Складові сили різання			R
	X	Y	Z	
1	220	25	380	439,8010914
2	160	20	320	358,3294573
3	25	180	340	385,5191305
4	280	320	490	648,7680633
5	280	300	470	623,9390996
6	150	420	450	633,5613625
7	210	505	510	747,8134794
8	250	330	480	633,8769597
9	250	330	480	633,8769597

При застосуванні методу найменших квадратів визначено невідомі коефіцієнти C_0 , b_1 , b_2 , b_3 , і за допомогою логарифмування перетворено степеневу регресійну модель у лінійну регресійну модель [94].

Кореляційна матриця зображена в табл. 4.26, де показано коефіцієнти кореляції між різними змінними (X_1 , X_2 , X_3 , X_4 та Y).

Таблиця 4.26

Кореляційна матриця

	$X_1(W)$	$X_2(g)$	$X_3(S)$	$Y (Ra)$
X_1	1			
X_2	-0,046202086	1		
X_3	0,246527284	-0,528804343	1	
Y	-0,40402739	-0,023264938	-0,785647307	1

Для перевірки статистичної значущості коефіцієнтів множинної регресії передбачається розрахунок критерія Стюдента при знаходженні критичних значень для різних рівнів значущості [94].

Статистика регресії. Коефіцієнт кореляції (Multiple R) між предикторами і залежною змінною – 0,954810143. Коефіцієнт детермінації (R Square), що показує, яка частка варіації залежної змінної пояснюється предикторами – 0,911662409. Скоригований коефіцієнт детермінації (Adjusted R Square), який враховує кількість предикторів у моделі – 0,858659855. Середнє стандартне відхилення залишків (Standard Error) – 0,065395438. Кількість спостережень (Observations) у наборі даних (експериментів) – 9.

ANOVA (Аналіз дисперсії). Ступені свободи для регресії 3 та залишків (5). Сума квадратів для регресії – 0,220675139 та залишків – 0,021382817. Значення F-тесту для перевірки значущості моделі – 17,20034857. Рівень значущості – 0,00457319, де значення менше 0,05 вказує на значущість моделі.

Коефіцієнти та додаткові параметри. Вільний член рівняння регресії (Intercept) – -2,7043. Коефіцієнти для змінної X_1 , X_2 , X_3 , X_4 , стандартна похибка коефіцієнта (Standard Error), значення t-тесту для перевірки значущості коефіцієнта, значення P для t-тесту, діапазони довірчого інтервалу

(Lower 95%, 99% і Upper 95%, 99%) для коефіцієнта з рівнем довіри 95 і 99% відповідно.

За допомогою графіків залишків побудовано різницю між отриманими значеннями при експериментальних дослідженнях та передбаченими значеннями в математичній моделі (табл. 4.27). Таблиця містить передбачені значення (Predicted Y), залишки (Predicted), стандартні залишки (Standard Residuals), перцентилі (Percentile) і фактичні значення (Y) [94].

Таблиця 4.27.

Експериментальні та передбачені значення в математичній моделі

Observation	Predicted Y	Residuals	Standard Residuals
1	-1,464496164	0,037379808	0,723018833
2	-1,325340096	0,016006776	0,309611026
3	-1,714580512	-0,05737633	-1,109801488
4	-1,514270226	0,044594256	0,86256427
5	-1,375114159	-0,094561811	-1,829061549
6	-1,584951201	0,070823468	1,369902717
7	-1,764354574	-0,007602268	-0,147046837
8	-1,64213404	-0,018597167	-0,35971564
9	-1,781290108	0,009333266	0,180528667

Графіки у відповідності $\ln W = X1$, $\ln d = X2$, $\ln g = X3$, $\ln S = X4$ зображено на рис. 4.30.

Для відображення та оцінки якості лінійної регресійної моделі передбачається застосування графіків відповідності лінії Line Fit Plot, що дозволяє порівняти фактичні дані зі значеннями, передбаченими лінійною регресійною моделлю (рис. 4.31.).

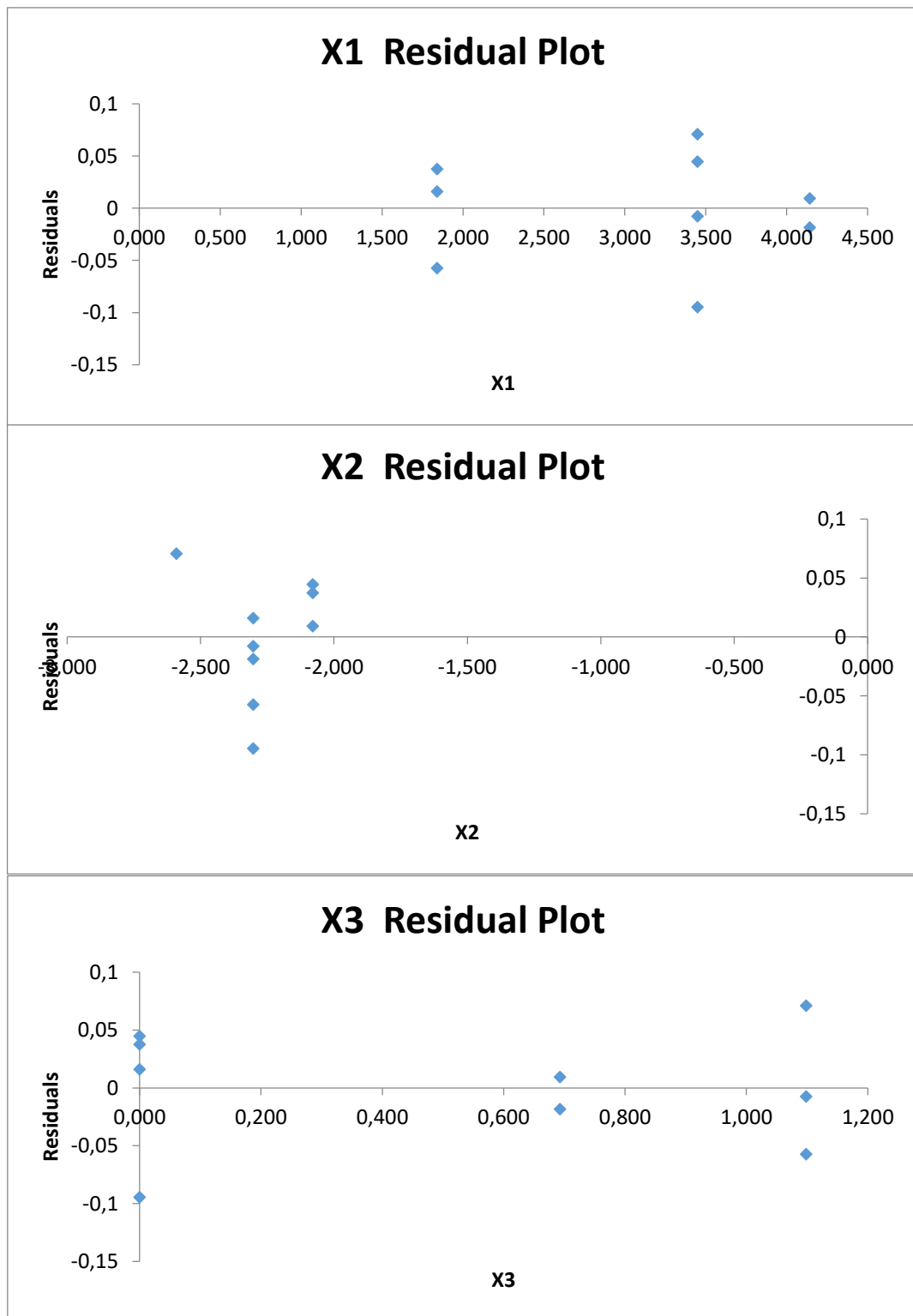


Рис. 4.30. Графік залишків (Residual plot)

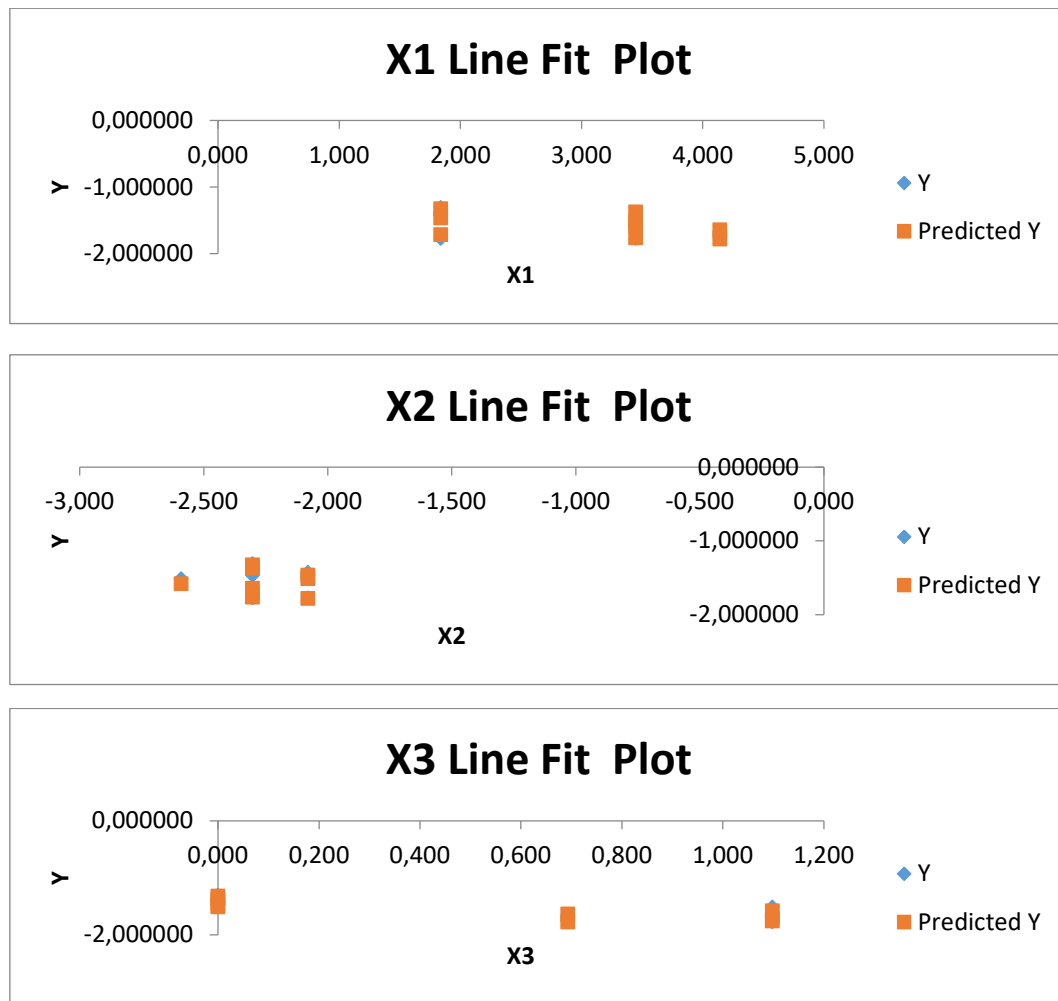


Рис. 4.31. Графік відповідності лінії (Line Fit Plot)

В табл. 4.32 зображено дані - Ймовірність виходу (Probability Output), що демонструє процентильний розподіл значення Y . Percentile: Відсоткове значення, яке вказує на положення в розподілі. Y : Значення Y для відповідного процентиля.

Медіана (-1.5141) вказує на те, що половина значень Y є меншою за це значення, а значення на нижчих процентилях мають однакові значення, що може вказувати на кластеризацію даних [94].

Таблиця 4.32.

Ймовірність виходу

Percentile	5,5555556	16,666667	27,777778	38,888889	50	61,111111	72,222222	83,333333	94,444444
Y	-1,7719568	-1,7719568	-1,7719568	-1,6607312	-1,5141277	-1,469676	-1,469676	-1,4271164	-1,3093332

Для визначення та оцінки того, наскільки дані відповідають нормальному розподілу, побудовано графіки нормальної ймовірності для подальшого статистичного аналізу (рис. 4.32).

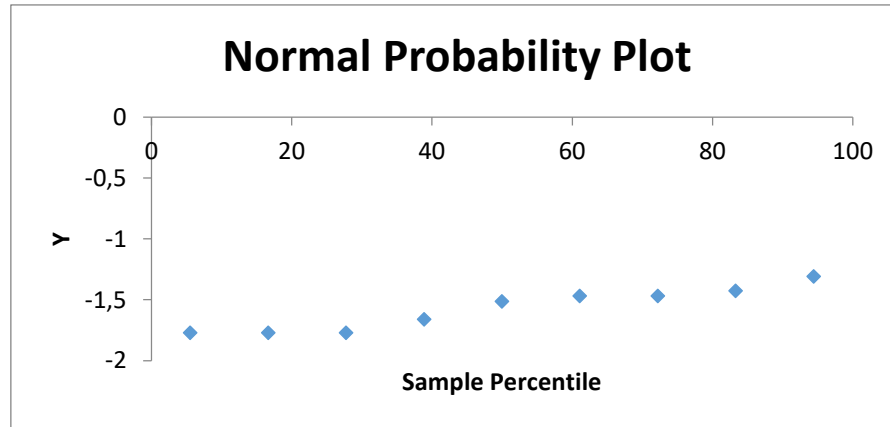


Рис. 4.32. Графік нормальної ймовірності

Якщо графік розподілу значень змінної Y зростає, це може свідчити про тренд збільшення значень залежної змінної з підвищенням процентилів.

Результати обчислення залишків, передбачених значень і стандартних залишків для кожного експерименту представлено в таблиці 7 (Y – фактичні значення залежної змінної, Predicted Y – передбачені значення залежної змінної, які розраховані за допомогою регресійної моделі) [94].

Відношення квадратів відхилень передбачених значень до квадратів залишків:

$$L = (PrY - PrY(\text{середнє}))^2 / (Y - PrY)^2 = 10,32020914. \quad (4.28)$$

Відношення, помножене на скориговану кількість ступенів свободи:

$$L \frac{(n-m-1)}{m} = 0,750926317 \frac{(25-4-1)}{4} = 17,20034857. \quad (4.29)$$

Значення F для рівня значущості 0.05:

$$F_{kp}(0,05; n - m - 1) = (0,05; 4; 20) = 5,409451318. \quad (4.30)$$

Значення F для рівня значущості 0.01:

$$F_{kp}(0,01; n - m - 1) = (0,01; 3; 20) = 12,05995369. \quad (4.31)$$

Коефіцієнт кореляції:

$$R = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i \text{ розр} - \bar{y}_{\text{розр}})^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} = 0,954810143. \quad (4.32)$$

Таблиця 4.33.

Результати обчислення залишків, передбачених значень і стандартних залишків для кожного експерименту

№	Y	Predicted Y	Pr Y-Pr Y(сер)	Pr Y-Pr Y(сер))^2	Y-Predicted Y	(Y-Pr Y)^2	(Y-Y(сер))^2
1	-1,42712	-1,46450	0,10956284	0,01200402	0,03737981	0,00139725	0,02159214
2	-1,30933	-1,32534	0,24871891	0,06186110	0,01600678	0,00025622	0,07007969
3	-1,77196	-1,71458	-0,14052150	0,01974629	-0,05737633	0,00329204	0,03916355
4	-1,46968	-1,51427	0,05978878	0,00357470	0,04459426	0,00198865	0,01089582
5	-1,46968	-1,37511	0,19894485	0,03957905	-0,09456181	0,00894194	0,01089582
6	-1,51413	-1,58495	-0,01089219	0,00011864	0,07082347	0,00501596	0,00359176
7	-1,77196	-1,76435	-0,19029557	0,03621240	-0,00760227	0,00005779	0,03916355
8	-1,66073	-1,64213	-0,06807503	0,00463421	-0,01859717	0,00034585	0,00751207
9	-1,77196	-1,78129	-0,20723110	0,04294473	0,00933327	0,00008711	0,03916355
Сума	-14,16653	-14,16653	0,00000000	0,22067514	0,00000000	0,02138282	0,24205796
Сер. зн.	-1,57406	-1,57406					

Для визначення точності передбачень регресійної моделі, а саме отримання абсолютних і відносних помилок для кожного експерименту, розраховано наступні дані і внесені в табл. 4.34.

Таблиця 4.34

Результати абсолютних і відносних помилок для кожного експерименту

№	Y	Predicted Y	Y^2	Pr Y^2	100(Y-Pr Y)/Y	100*ABS((Y-Pr Y)/Y)	ABS(Y-Pr Y)
1	-1,427116356	-1,464496164	2,03666109	2,144749015	-2,619254439	2,619254439	0,037379808
2	-1,309333332	-1,325340096	1,71435374	1,756526371	-1,222513491	1,222513491	0,016006776
3	-1,771956842	-1,714580512	3,13983105	2,939786332	3,23802073	3,23802073	0,05737633
4	-1,46967597	-1,514270226	2,15994746	2,293014319	-3,03429173	3,03429173	0,044594256
5	-1,46967597	-1,375114159	2,15994746	1,89093895	6,434194555	6,434194555	0,094561811
6	-1,514127733	-1,584951201	2,29258279	2,512070308	-4,677509466	4,677509466	0,070823468
7	-1,771956842	-1,764354574	3,13983105	3,112947064	0,429032318	0,429032318	0,007602268
8	-1,660731207	-1,64213404	2,75802814	2,696604206	1,119817981	1,119817981	0,018597167
9	-1,771956842	-1,781290108	3,13983105	3,172994448	-0,526720836	0,526720836	0,009333266
Сума	-14,16653108	-14,16653108	22,54101383	22,51963101	-0,85922438	23,30135555	0,35627515
Середнє	-1,574059009	-1,574059009					
М.Е.			2,504557092	2,502181224	-0,095469375	2,589039505	0,039586128

Для оцінки точності прогнозованої моделі застосовано коефіцієнт невідповідності Тейла:

$$K_T = \frac{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - y_{i \text{ розр}})^2}}{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 + \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_{i \text{ розр}}^2}} = 0,015403477. \quad (4.34)$$

Коефіцієнт $K_T \approx 0,015$ свідчить про те, що модель передбачає результати і робить це з високою точністю. Це значення вказує на те, що похибки моделі є значно меншими порівняно з варіаціями у фактичних даних [96].

Для обчислення середньої величини абсолютної похибки між фактичними значеннями і передбаченими є необхідним знаходження середньої абсолютної похибки прогнозу (M.A.E. – Mean Absolute Error):

$$M.A.E. = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i - y_{i \text{ розр}}| = 0,039586128. \quad (4.35)$$

Для знаходження середнього значення квадратів різниці між фактичними та передбаченими значеннями обчислюється середньоквадратична похибка прогнозу:

$$M.S.E. = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - y_{i \text{ розр}})^2} = 0,048742882. \quad (4.36)$$

Для оцінки точності моделі важливо враховувати відносну похибку, що вказує на відсоткове відхилення передбачених значень від фактичних. Результати розрахунків відносної похибки – різниці між фактичним і передбаченим значенням, поділене на фактичне значення зображено в табл. 4.35.

Таблиця 4.35.

Результати розрахунків відносної похибки

№	Y	Predicted Y	Відносна похибка	%
1	-1,427116356	-1,464496164	0,026192544	2,62%
2	-1,30933332	-1,325340096	0,012225135	1,22%
3	-1,771956842	-1,714580512	0,032380207	3,24%
4	-1,46967597	-1,514270226	0,030342917	3,03%
5	-1,46967597	-1,375114159	0,064341946	6,43%
6	-1,514127733	-1,584951201	0,046775095	4,68%
7	-1,771956842	-1,764354574	0,004290323	0,43%
8	-1,660731207	-1,64213404	0,01119818	1,12%
9	-1,771956842	-1,781290108	0,005267208	0,53%
		Середнє	0,025890395	2,59%
		max	0,064341946	6,43%

Для порівняння передбачуваних і фактичних даних побудовано емпіричну та теоретичну лінії регресії за отриманими значеннями Y і Predicted Y відповідно (рис. 4.33).

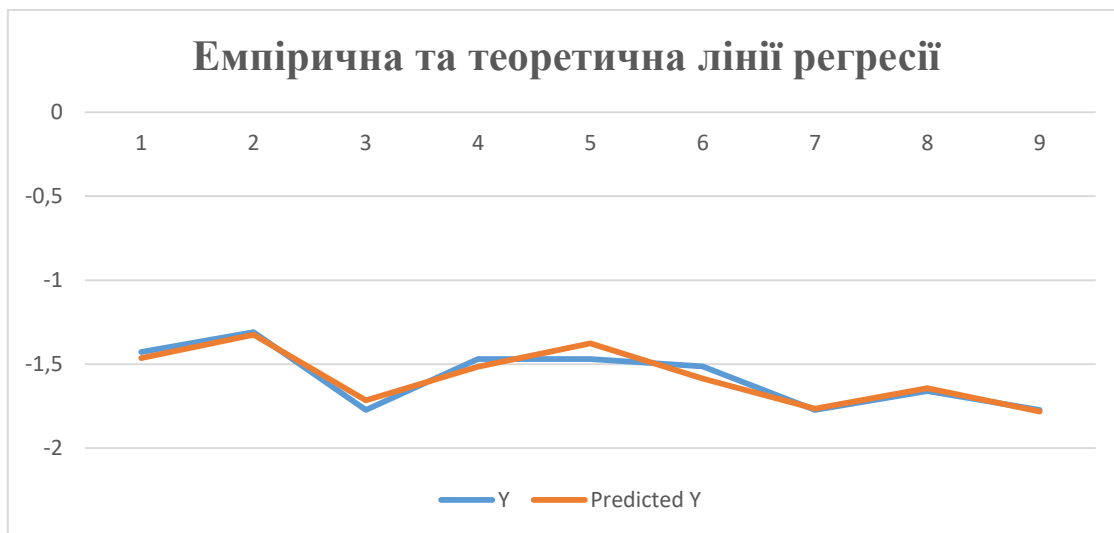


Рис. 4.33. Порівняння емпіричної та теоретичної лінії регресії

З рисунка 4.33 видно, що емпірична і теоретична лінії практично співпадають з невеликим відхиленням, що свідчить про високу точність регресійної моделі. Додатково мають підтвердження відсоткові значення відносної похибки, що зображені в табл. 3.42. Середнє значення відносної похибки становить 2,59%. Максимальна відносна похибка становить 6,43% (для експерименту №5). Більшість спостережень мають відносні похибки, що не перевищують 3%, що свідчить про стабільність моделі і її здатність точно передбачати значення в більшості випадків [96].

Таким чином, у результаті досліджень встановлено закономірності впливу подачі, глибини та схеми різання на сили різання й параметри шорсткості поверхні загартованої сталі 4X5МФС при торцевому фрезеруванні різальними вставками з ПКНБ різних типів. Виявлено, що найнижчі сили різання та кращі показники шорсткості забезпечують вставки CH3505 з покриттями TiAlN та DCS500, а використання покриттів TiAlN і TiSiN сприяє зниженню температур, залишкових напружень та зношуваності інструмента.

Рентгеноструктурний аналіз підтвердив перехід від розтягувальних до стискуючих залишкових напружень при застосуванні покритих пластин. Комп'ютерне моделювання в Deform-3D показало високу узгодженість із експериментальними даними (похибка 4%), а математична модель прогнозування шорсткості підтвердила свою адекватність (відхилення 15%). Загалом доведено, що використання різальних пластин із покриттям TiAlN забезпечує найнижчу питому зношуваність та дозволяє збільшити ресурс інструмента приблизно у 1,5 рази.

РОЗДІЛ 5. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ЧАСТИНА:

ЧАВУН З ВЕРМИКУЛЯРНИМ ГРАФІТОМ

Об'єктом дослідження є процес фінішного торцевого фрезерування плоских поверхонь деталей з чавунів з вермикулярним графітом марки GJV-450 за допомогою торцевої фрези R200-051Q22-12H Sandvik Coromant, оснащеної круглими різальними пластинами з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки.

Метою досліджень є підвищення ефективності фінішного фрезерування чавуну з вермикулярного графіту, оптимізація режимів обробки для забезпечення мінімального зносу інструменту та високої точності та розробка рекомендацій для виробництва.

5.1. Результати досліджень

5.1.1. Обґрунтування вибору геометрії інструменту на основі комп'ютерного моделювання

В результаті проведеного комп'ютерного моделювання, методика якого наведено в розділі 3, визначено температурні параметри в зоні різання та складові сили різання P_x , P_y , P_z (табл. 5.1).

Таблиця 5.1.
Симульовані значення сил різання та температури в зоні різання
залежно від форми ріжучої пластини з КНБ та НК

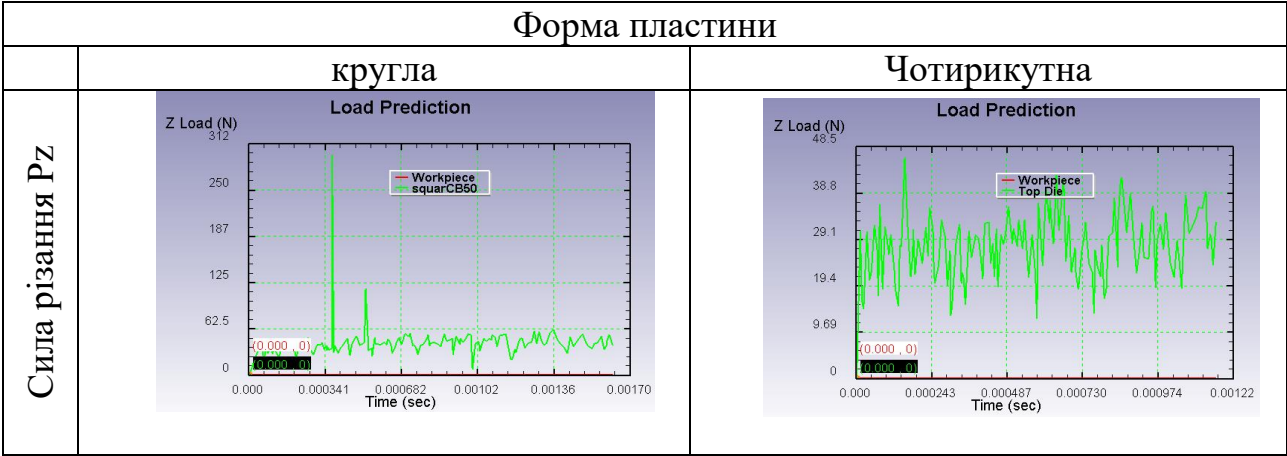
Форма різальної пластини	Сили різання (КНБ)			Температура в зоні різання, °C
	P_x , Н	P_y , Н	P_z , Н	
Чотирикутна	173	98	62,5	677
Кругла	75	85	45	428
	Сили різання (НК)			
	P_x , Н	P_y , Н	P_z , Н	
Чотирикутна	180	150	95	712
Кругла	95	98	90	468

Аналіз показав, що як сили різання, так і температури у зоні контакту інструмента з матеріалом є вищими при використанні фрез із чотирикутними різальними пластинами. Для інструмента з круглими пластинами із КНБ максимальне значення складової сили різання R_x становило 75 Н, тоді як для чотирикутних пластин воно досягло 195 Н. Температурні показники також відрізнялись: 338 °С для фрези з круглими пластинами та до 500°С для фрези з чотирикутними пластинами. Аналогічна закономірність простежується і у випадку застосування нітридної кераміки.

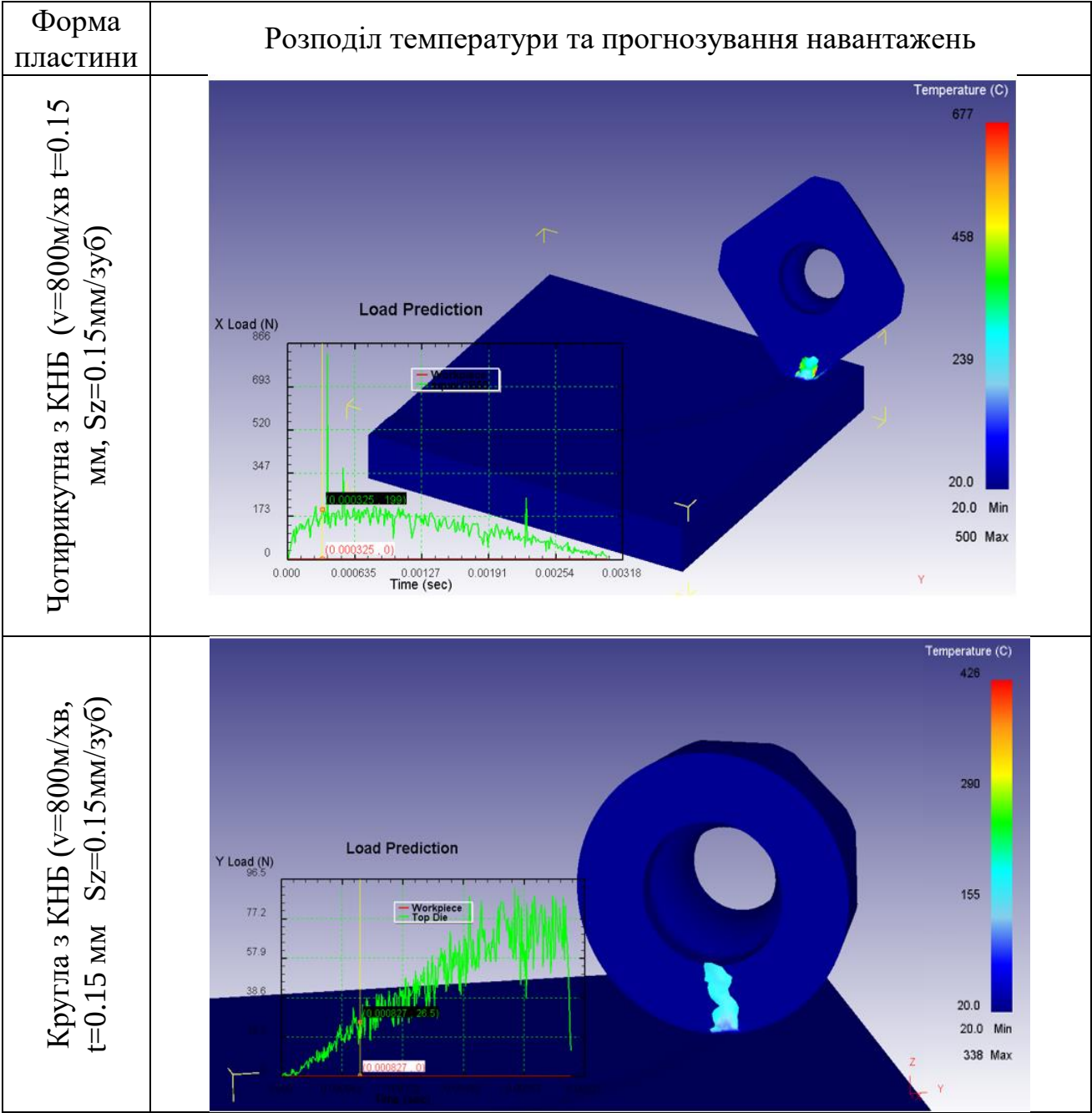
Зростання навантаження при застосуванні чотирикутних різальних пластин пояснюється не лише їх геометричною формою, але й менш оптимальним положенням у корпусі фрези. Круглі пластини забезпечували плавний вхід в матеріал заготовки, більшу довжину дуги контакту та рівномірний розподіл навантаження, що сприяло зниженню пікових значень сил різання та зменшенню локального перегріву. У випадку чотирикутних пластин спостерігалася концентрація напружень у вузькій зоні контакту, що зумовило підвищення сил різання та інтенсивніше тепловиділення. Епюри сил різання представлені в таблиці 5.2.

Таблиця 5.2.

Форма пластини		
	кругла	Чотирикутна
Сила різання R_x		
Сила різання R_y		



Таблиця 5.3.



Тому на основі аналізу розподілу сил і температур та огляду літературних джерел було обрано фрезу R200-051Q22-12H із круглою формою різальних пластин з КНБ та нітридної кераміки для подальшої реалізації експериментальної частини дослідження.

Використання комп'ютерного моделювання на етапі вибору інструмента було необхідним, оскільки дозволило відтворити реальні умови різання без проведення великої кількості попередніх експериментів, оцінити вплив геометрії пластин на розподіл сил та температур, а також виявити критичні зони концентрації напружень (для круглих пластин довша дуга контакту, рівномірний розподіл навантаження, тому критичних зон менше, для чотирикутних – площа контакту з заготовкою менша, тому створюються локальні піки напружень, критичні зони виникають в кутах та вузьких ділянках контакту). Моделювання забезпечило кількісне порівняння різальних пластин різних форм, що дало змогу обґрунтувати оптимальну конфігурацію для зниження пікових значень сил різання та мінімізації локального перегріву. Таким чином, чисельне моделювання стало ключовим для підтвердження доцільності використання круглих пластин при високошвидкісних умовах фінішного фрезерування.

5.1.2. Вплив режимів різання та інструментального матеріалу на сили різання

За методикою, описаною в розділі 3, було проведено серію експериментів для визначення складових сил різання під час фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом кубічним нітридом бору та нітридною керамікою. Вони були спрямовані на встановлення впливу режимів різання та інструментального матеріалу на формування результуючої сил різання $P_{рез}$ і її складових P_x , P_y , P_z .

Для кожної комбінації режимів різання, відповідно до матриці плану експериментів Бокса-Бенкена, було визначено значення складових сил різання при використанні обох інструментальних матеріалів (табл. 5.4). Під час експерименту було встановлено, що сили різання, які генеруються під час фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом GJV-450 з використанням ріжучих пластин з кубічного нітриду бору, в середньому в 1,5 рази нижчі, ніж ті, що виникають при використанні ріжучих пластин з нітридної кераміки. Зокрема, розподіл складових сил різання P_x , P_y та P_z для КНБ є збалансованим, тоді як для НК домінує осьова складова P_z , яка в 1,5–2 рази перевищує інші. Для кубічного нітриду бору максимальні значення складових сил різання не перевищували 117 Н (зокрема складова P_z) при режимах $V = 600$ м/хв, $S_z = 0,15$ мм/зуб $t = 0,15$ мм. При використанні нітридної кераміки за цих же умов $P_z = 160$ Н.

Для оцінювання впливу режимів фрезерування на загальне навантаження в зоні різання було визначено $P_{рез}$: $P_{рез} = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2}$

Результати розрахунків представлені в таблиці 5.4 у відповідності з якими подача мала найбільший вплив на збільшення сил різання, за нею слідувала глибина різання, а найменший вплив мала швидкість різання. Це узгоджується з фізичною природою процесу та даними з опрацьованих літературних джерел.

Таблиця 5.4.

Складові сил різання та результуючі для КНБ та НК
при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ GJV-450

№	Режими різання			КНБ				Нітридна кераміка				Відношення $P_{рез}$ НК до КНБ
	V , м/хв	t , мм	S_z , мм/зуб	P_y , Н	P_x , Н	P_z , Н	$P_{рез}$, Н	P_y , Н	P_x , Н	P_z , Н	$P_{рез}$, Н	
1	400	0,08	0,125	71	59	73	118	85	65	120	160	1,4
2	400	0,15	0,125	98	95	95	166	69	98	147	190	1,1
3	800	0,08	0,125	48	53	56	91	75	98	119	172	1,9
4	800	0,15	0,125	77	71	79	131	96	100	147	202	1,5
5	600	0,08	0,1	58	53	59	98	90	71	96	150	1,5
6	600	0,08	0,15	56	50	693	121	98	71	134	181	1,5
7	600	0,15	0,1	81	83	85	144	113	82	108	176	1,2
8	600	0,15	0,15	92	74	117	167	79	113	152	205	1,2
9	400	0,115	0,1	80	69	67	125	60	78	128	161	1,3

№	Режими різання			КНБ				Нітридна кераміка				Відношення $P_{рез\ НК\ до\ КНБ}$
	V , м/хв	t , мм	S_z , мм/зуб	P_v , Н	P_x , Н	P_z , Н	$P_{рез}$, Н	P_y , Н	P_x , Н	P_z , Н	$P_{рез}$, Н	
10	800	0,115	0,1	57	63	60	104	80	69	147	181	1,8
11	400	0,115	0,15	91	77	93	152	95	105	160	214	1,4
12	800	0,115	0,15	72	68	69	120	114	123	161	232	1,9
13	600	0,115	0,125	58	63	63	106	74	99	121	173	1,6
14	600	0,115	0,125	59	68	65	111	68	90	128	171	1,5
15	600	0,115	0,125	59	55	72	108	71	97	129	176	1,6

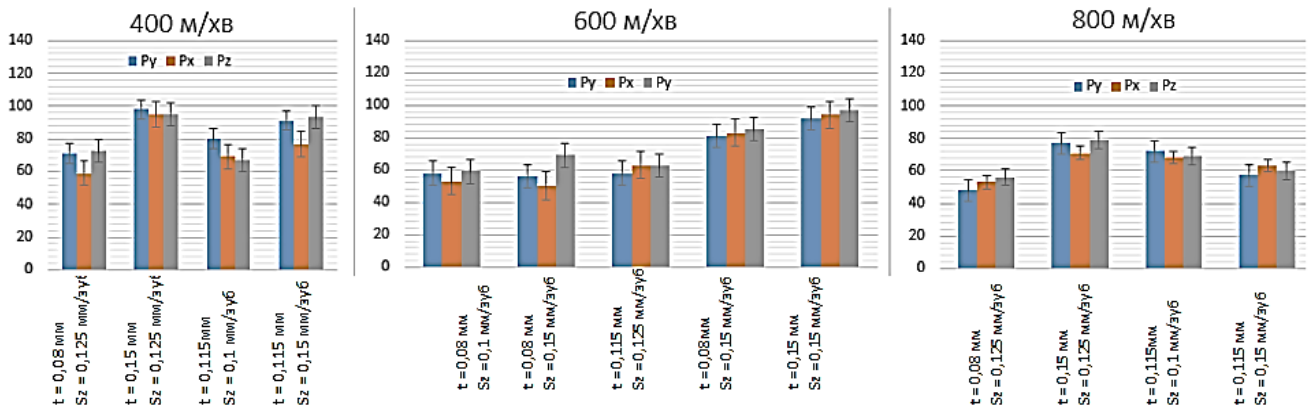


Рис. 5.1. Сили різання P_y , P_x , P_z при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ різальними пластинами з КНБ

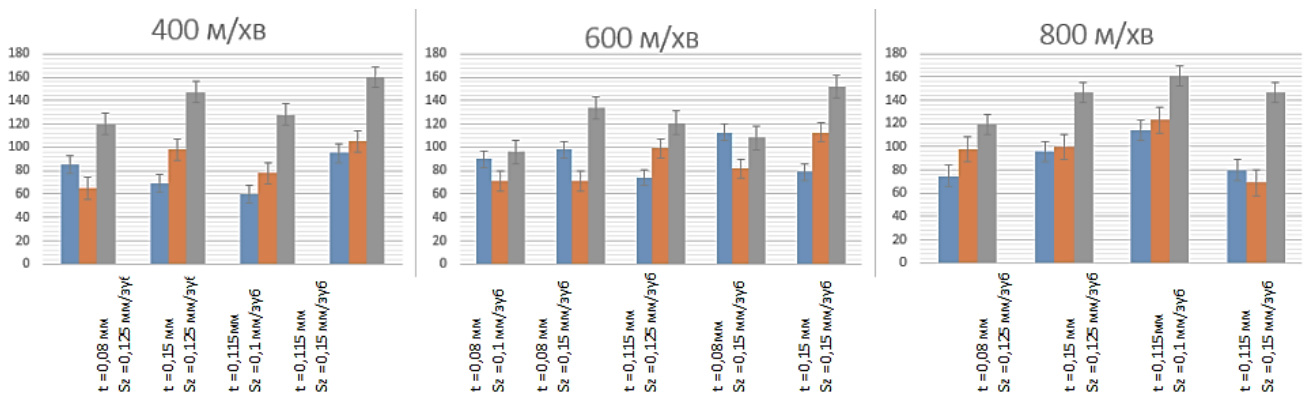


Рис. 5.2. Сили різання P_y , P_x , P_z при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ різальними пластинами з НК

На основі отриманих значень [107] були побудовані регресійні залежності з використанням програмного пакета JMP, який надає потужні інструменти для побудови регресійних моделей, перевірки адекватності через дисперсійний аналіз (ANOVA), обчислення коефіцієнта детермінації (R^2) та тесту на невідповідність (lack-of-fit test).

Регресійна модель залежності результуючої сил різання від параметрів різання для КНБ:

$$P_{\text{рез}} = 263 - 0,014 \cdot V - 821 \cdot t - 2208 \cdot S_z - 0,286 \cdot V \cdot t - 0,55 \cdot V \cdot S_z + \\ + 8,88 \cdot 10^{-13} \cdot t \cdot S_z + 3,64 \cdot 10^{-5} \cdot V^2 + 7109 \cdot t^2 + 11933 \cdot S_z^2$$

Регресійна модель залежності результуючої сил різання від параметрів різання для НК:

$$P_{\text{рез}} = 304 - 0,35 \cdot V + 1528 \cdot t - 3187 \cdot S_z - 6,34 \cdot 10^{-17} \cdot V \cdot t - 0,1 \cdot V \cdot S_z - \\ - 571 \cdot t \cdot S_z + 3,33 \cdot 10^{-4} \cdot V^2 - 4625 \cdot t^2 + 16533 \cdot S_z^2$$

Залежність між фактичними та прогнозованими значеннями результуючих сил різання для інструменту з кубічного нітриду бору та для нітридної кераміки показано на рис. 5.3. В обох випадках моделі демонструють високу точність прогнозування: коефіцієнти детермінації становили $R^2=0,9953$ і $R^2=0,96$ відповідно, що вказує на сильну кореляцію між розрахунковими та експериментальними значеннями. Результати регресійного аналізу наведено на рис. 5.4 – 5.5.

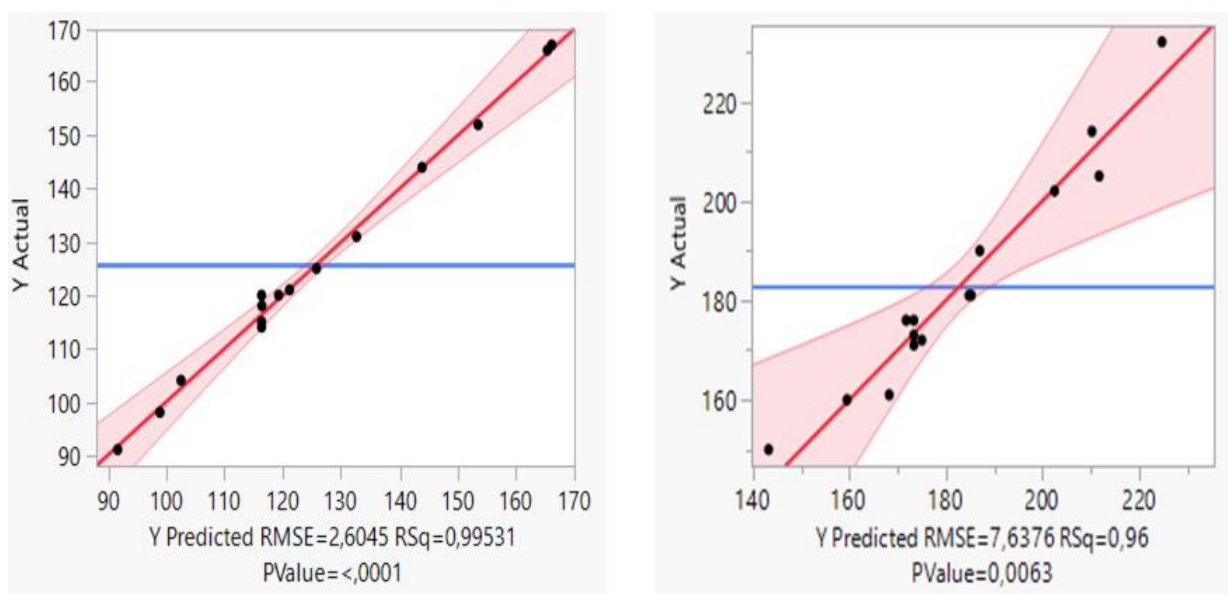


Рис. 5.3. Залежність між експериментальними та прогнозованими значеннями результуючої сили різання для інструментів із КНБ та НК

Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> t	Uncoded Estimate
Intercept	116,33333	1,503699	77,36	<,0001*	262,53827
X1(400,800)	-14,375	0,920824	-15,61	<,0001*	-0,014018
X2(0,08,0,15)	22,5	0,920824	24,43	<,0001*	-820,7483
X3(0,1,0,15)	11,125	0,920824	12,08	<,0001*	-2208,333
X1*X2	-2	1,302242	-1,54	0,1852	-0,285714
X1*X3	-2,75	1,302242	-2,11	0,0884	-0,55
X2*X3	7,772e-16	1,302242	0,00	1,0000	8,882e-13
X1*X1	1,4583333	1,355416	1,08	0,3311	3,6458e-5
X2*X2	8,7083333	1,355416	6,42	0,0014*	7108,8435
X3*X3	7,4583333	1,355416	5,50	0,0027*	11933,333

Рис. 5.4. Коефіцієнти регресійних моделей для оцінки впливу факторів на результуючу сил різання для інструментів із КНБ

Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> t	Uncoded Estimate
Intercept	173,33333	4,409586	39,31	<,0001*	303,84694
X1(400,800)	7,75	2,700309	2,87	0,0350*	-0,34875
X2(0,08,0,15)	13,75	2,700309	5,09	0,0038*	1528,2313
X3(0,1,0,15)	20,5	2,700309	7,59	0,0006*	-3187,619
X1*X2	-4,44e-16	3,818813	-0,00	1,0000	-6,34e-17
X1*X3	-0,5	3,818813	-0,13	0,9009	-0,1
X2*X3	-0,5	3,818813	-0,13	0,9009	-571,4286
X1*X1	13,333333	3,974747	3,35	0,0202*	0,0003333
X2*X2	-5,666667	3,974747	-1,43	0,2133	-4625,85
X3*X3	10,333333	3,974747	2,60	0,0483*	16533,333

Рис. 5.5. Коефіцієнти регресійних моделей для оцінки впливу факторів на результуючу сил різання для інструментів із нітридної кераміки

Значущі фактори ($p < 0,05$) виділені червоним кольором. Зокрема, в моделі для КНБ всі основні фактори мають значний вплив, серед яких глибина різання має найбільше значення, тоді як квадратичні члени t^2 та S_z^2 є менш значущими. У моделі для нітридної кераміки подача має найбільше значення, дещо менше значення має глибина різання, а швидкість різання найменший. Разом з тим присутність впливу квадратичних членів V^2 та S_z^2 , вказує на складний характер впливу режимів різання на силу.

Результатом побудови регресійних моделей стала візуалізація в 3D-просторі (рис. 5.6) залежностей результуючої сил різання $P_{рез}$ від параметрів фрезерування.

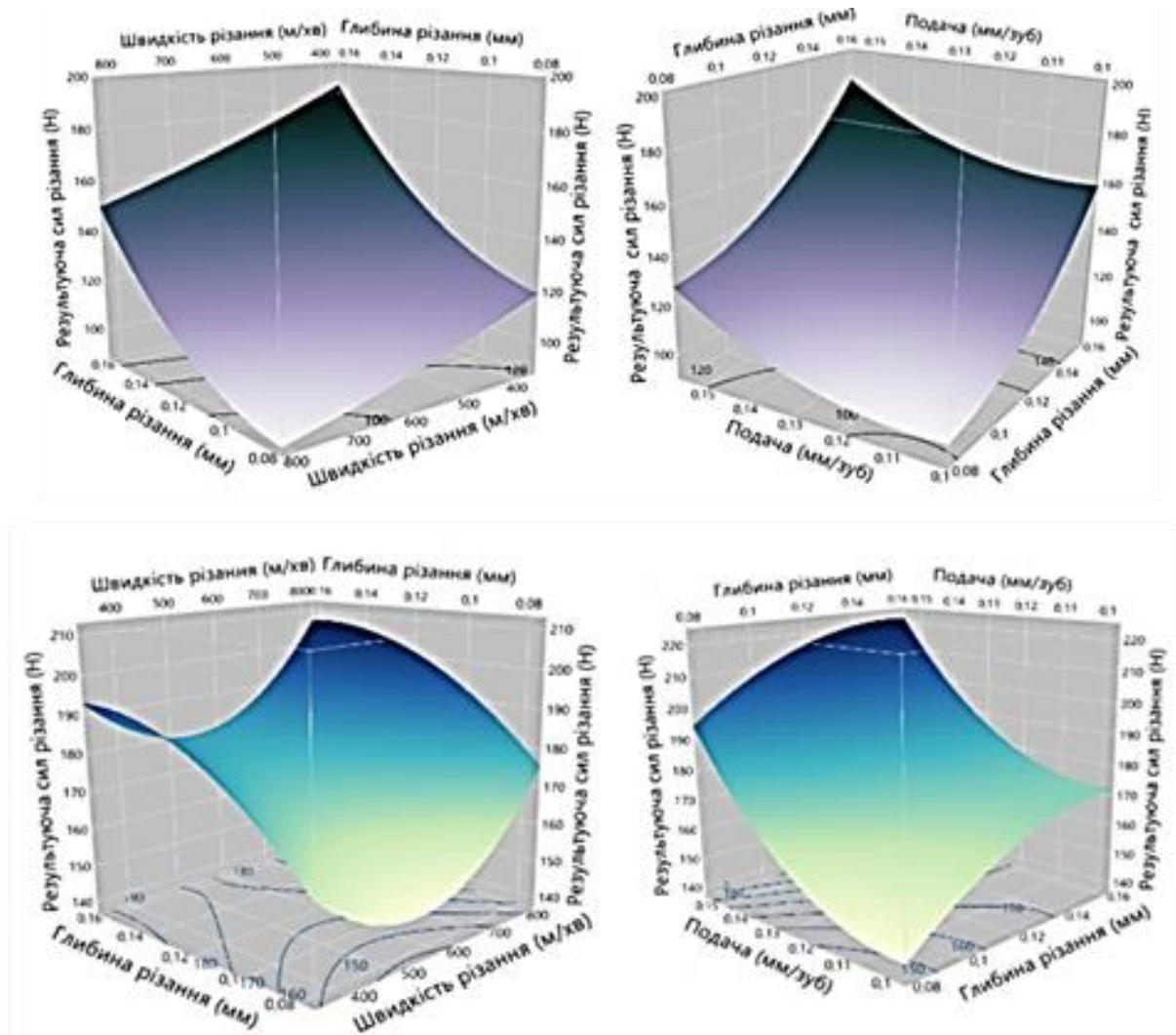


Рис. 5.6. 3D-графіки залежностей результуючої сил різання від параметрів різання а), б) для КНБ та в), г) для НК

Режими різання для інструмента з КНБ при яких результуючі сили різання мінімальні (90-107 Н): швидкість різання: близько 600-800 м/хв, глибина різання: 0,08-0,1 мм, подача: 0,10-0,12 мм/зуб.

Режими різання для нітридної кераміки при яких результуючі сили різання мінімальні (142-169 Н): швидкість різання: 500-700 м/хв, глибина різання: 0,08-0,1 мм, подача: 0,10-0,12 мм/зуб.

Аналіз прогнозованих значень сил різання з незалежними експериментальними даними підтвердив високу точність побудованих моделей. Прогнозовані значення результуючих зусиль різання в крайових точках експериментальної ділянки показані на рисунку 5.7, що дозволяє оцінити характер зміни зусилля навантаження в зоні різання.

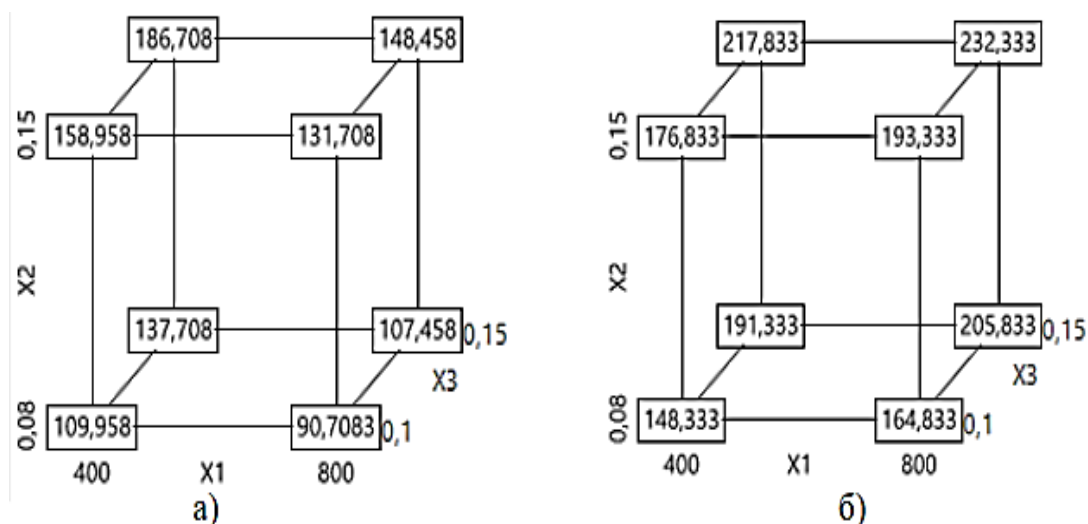


Рис. 5.7. Прогнозовані значення результуючих сил різання:
а) для КНБ, б) для НК

В таблиці 5.5 представлено дані які свідчать, що відносна похибка для різальних пластин з КНБ не перевищує 6,64 %, а для пластин з НК – 5,94 %. При цьому найменші похибки мають місце при середніх і високих подачах. Такий результат свідчить про високу здатність моделі адаптуватися до змін технологічних параметрів у широкому діапазоні режимів різання.

Таблиця 5.5.

Порівняння прогнозованих та експериментальних значень $P_{рез}$
при різних режимах фрезерування для оцінки точності побудованої моделі

V, м/хв	t, мм	Sz, мм/зуб	КНБ		відносна похибка, %	НК		відносна похибка, %
			прогноз. Ррез, Н	експер. Ррез, Н		прогноз. Ррез, Н	експер. Ррез, Н	
400	0,08	0,1	109,9	102,6	6,64	148,3	152	2,5
800	0,08	0,1	90,7	92,57	2,1	164,8	166,5	1,03
400	0,15	0,15	186,7	189,4	1,45	217,8	225,1	3,35
800	0,15	0,15	148,5	150,9	1,61	232,3	246,1	5,94

Візуалізація прогнозованих значень (рис. 5.8) підтверджує загальні закономірності впливу параметрів обробки: зростання глибини різання (t) та подачі на зуб (S_z) призводить до суттєвого збільшення сили $P_{рез}$, тоді як вплив швидкості різання (V_c) є менш значущим. Ці висновки узгоджуються з результатами моделювання.

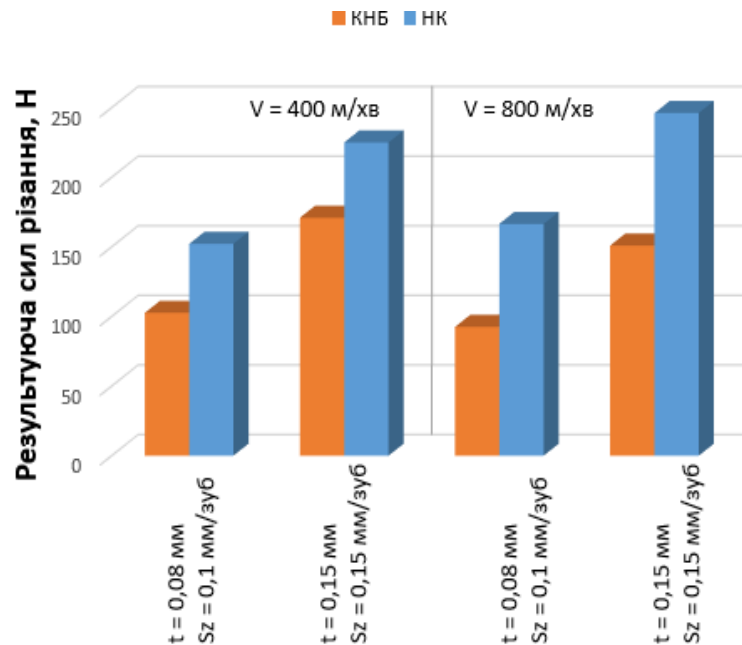


Рис. 5.8. Незалежні експериментальні значення результуючих сил різання

Розрахунки підтвердили високу адекватність побудованих регресійних моделей, що забезпечує їх практичне використання для прогнозування сил різання та оптимізації параметрів фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом.

5.1.3. Зношуваність різальних пластин з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки

Подальші дослідження, з урахуванням встановлених залежностей зусиль різання та їх впливу на навантаження на ріжучу кромку, були спрямовані на аналіз зносостійкості ріжучих вставок з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки. Отримані результати експериментальних досліджень, що

характеризують інтенсивність та закономірності зносу інструменту за різних умов фрезерування, наведені нижче.

Таблиця 5.6.

Знос по задній поверхні різальних пластин з КНБ та НК

№	V, м/хв	t, мм	Sz, мм/зуб	КНБ	НК
				hз, мм	
1	400	0,08	0,125	0,108	0,119
2	400	0,15	0,125	0,138	0,129
3	800	0,08	0,125	0,165	0,15
4	800	0,15	0,125	0,178	0,162
5	600	0,08	0,1	0,138	0,131
6	600	0,08	0,15	0,158	0,144
7	600	0,15	0,1	0,159	0,139
8	600	0,15	0,15	0,175	0,149
9	400	0,115	0,1	0,111	0,118
10	800	0,115	0,1	0,169	0,155
11	400	0,115	0,15	0,122	0,139
12	800	0,115	0,15	0,171	0,164
13	600	0,115	0,125	0,154	0,145
14	600	0,115	0,125	0,155	0,141
15	600	0,115	0,125	0,159	0,139

Зокрема, в таблиці 5.6. наведено значення зносу (hз) на задній поверхні ріжучих вставок з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки після фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом GJV-450.

Отримані експериментальні дані щодо кінетики зношування ріжучих вставок з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки при фрезеруванні чавуну GJV-450 представлено на рис. 5.9–5.14.

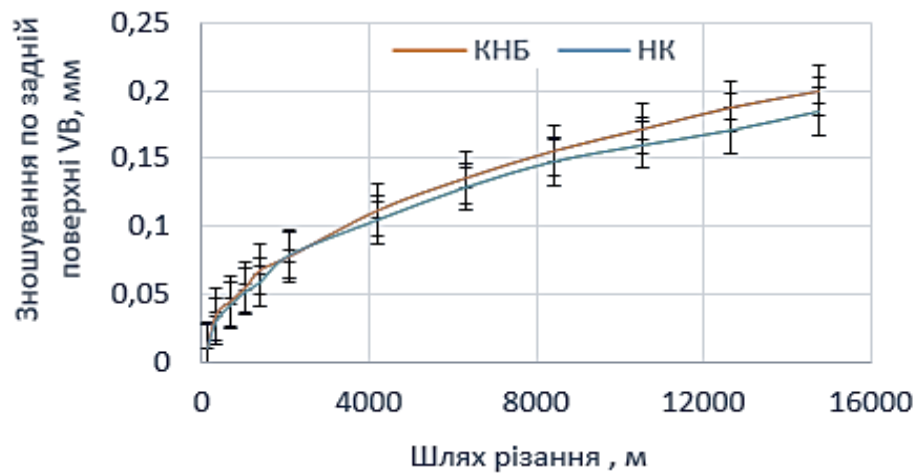


Рис. 5.9. Знос по задній поверхні різальних пластин з КНБ та НК ($V=800$ м/хв)

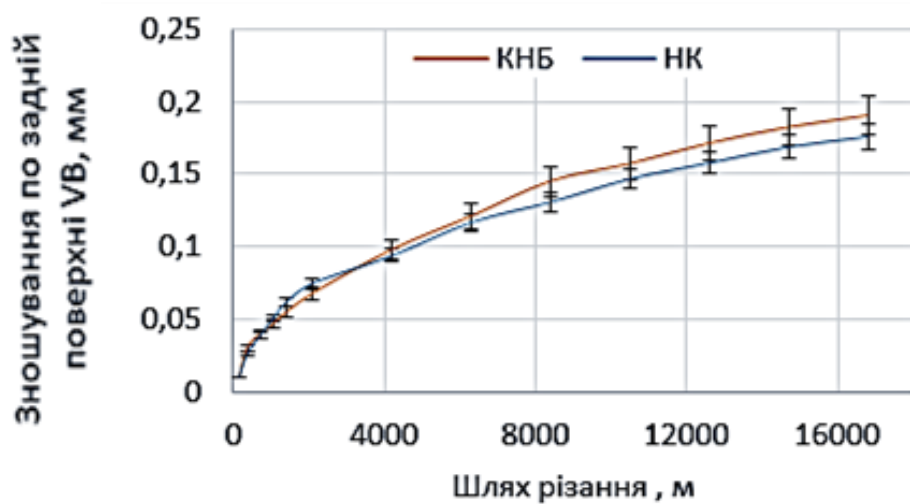


Рис. 5.10. Знос по задній поверхні різальних пластин з КНБ та НК ($V=600$ м/хв)

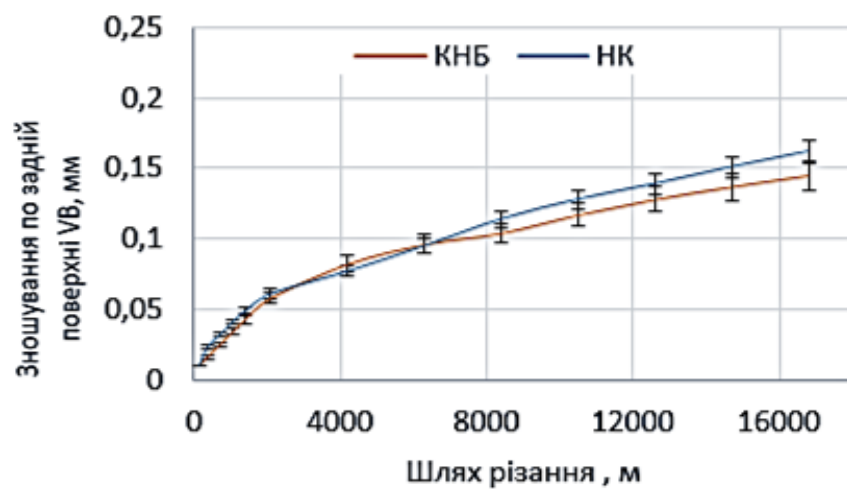


Рис. 5.11. Знос по задній поверхні різальних пластин з КНБ та НК ($V=400$ м/хв)

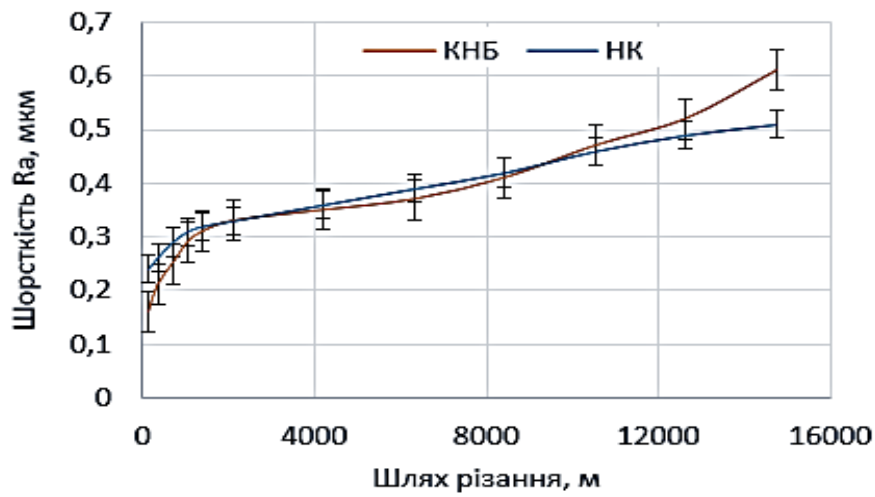


Рис. 5.12. Шорсткість R_a в процесі зношування зі швидкістю різання 800 м/хв

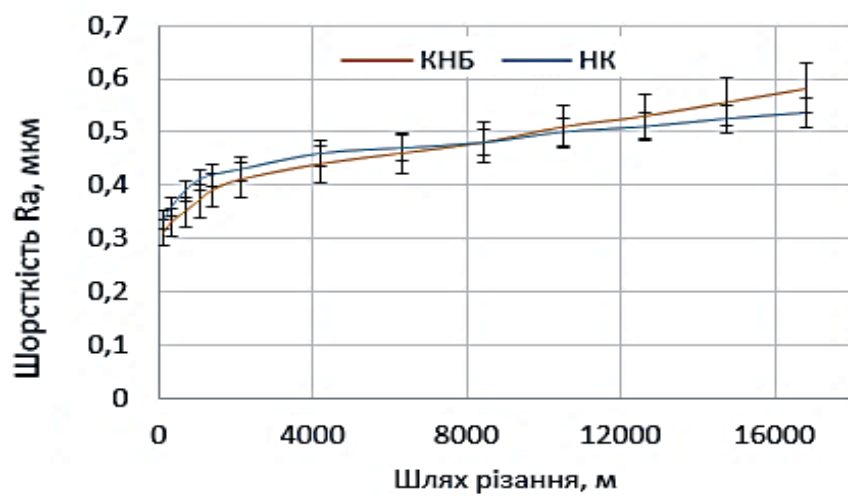


Рис. 5.13. Шорсткість R_a в процесі зношування зі швидкістю різання 600 м/хв

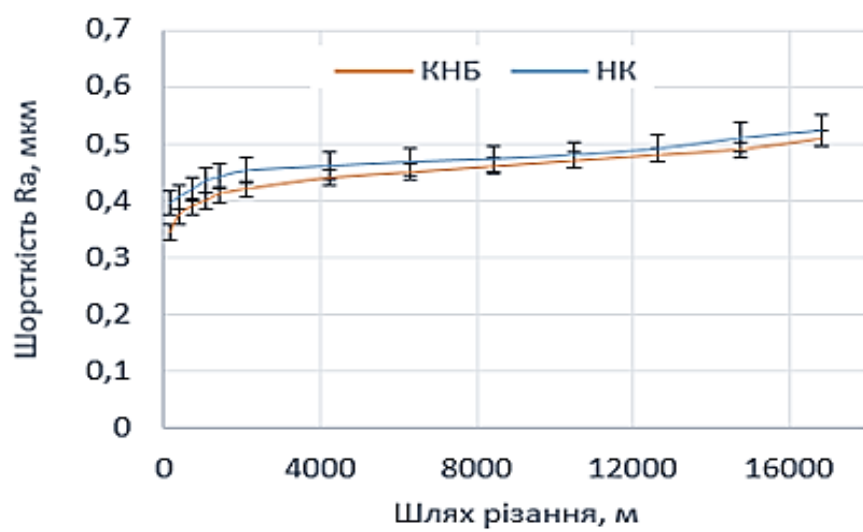


Рис. 5.14. Шорсткість R_a в процесі зношування з $V=400$ м/хв

При цьому обидва матеріали інструменту показали високий рівень зносостійкості та забезпечили стабільні параметри якості оброблюваної поверхні. При фінішному фрезеруванні за таких умов: швидкість різання $v = 800$ м/хв, глибина різання $t = 0,08$ мм, подача на зуб $S_z = 0,10$ мм/зуб – використання ріжучих пластин з КНБ дозволило забезпечити сталі значення шорсткості поверхні $R_a \leq 0,63$ мкм протягом 90 хвилин безперервної обробки. При цьому максимальний знос по задній поверхні не перевищувало $h_z = 0,20$ мм. За подібних умов при використанні нітридної кераміки інструментів зношування задньої поверхні становило $h_z = 0,17$ мм, а середній параметр шорсткості – $R_a = 0,52$ мкм.

Під час припрацювання для КНБ були зафіксовані нижчі значення R_a . Загальна довжина різання в цих умовах становила 14736 м, що свідчить про високу стабільність процесу та придатність обраних режимів для фінішної обробки з досягненням $R_a \leq 0,63$.

Здійснено розрахунок стійкості різальних пластин з КНБ та НК при якому забезпечується шорсткість R_a до 0,63 мкм.

Питоме зношування для КНБ при швидкості різання 400 м/хв:

$$h_{\text{пит}} = \frac{h_z}{L} = \frac{0,108}{8,42} \approx 0,0128 \text{ мм/км}$$

де h_z – знос на задній поверхні інструменту, мм; L – довжина шляху різання, м.

Зношування на задній поверхні інструменту $h_{z\text{гр}} = 0,2$ мм.

Довжина, яку пройде інструмент до досягнення граничного зносу:

$$L_{\text{гр}} = \frac{0,2}{h_z} = \frac{0,2}{0,0128} = 15,6 \text{ км}$$

Використовуючи результати розрахунків, побудовано графіки залежності величини прогнозованого ресурсу різального інструменту (довжина різання до межі зносу 0,2, при якій шорсткість R_a досягає 0,63 мкм) в залежності від типу матеріалу інструменту, що дозволяє оцінити їх ефективність в умовах високошвидкісного фрезерування.

Встановлено, що ріжучі пластини з кубічного нітриду бору мають вищу зносостійкість при фрезеруванні з меншими швидкостями різання (400 м/хв).

При цьому найвища зносостійкість відзначається при мінімальних глибинах різання (0,08 мм) і подачах (0,1 мм/зуб). Для обох матеріалів найбільший вплив на інтенсивність зношування мала швидкість різання, проте для КНБ вона була більшою. Глибина різання була більш критичною для КНБ, а подача – для нітридної кераміки. Для всіх пластин характерним був переважно абразивний тип зношування.

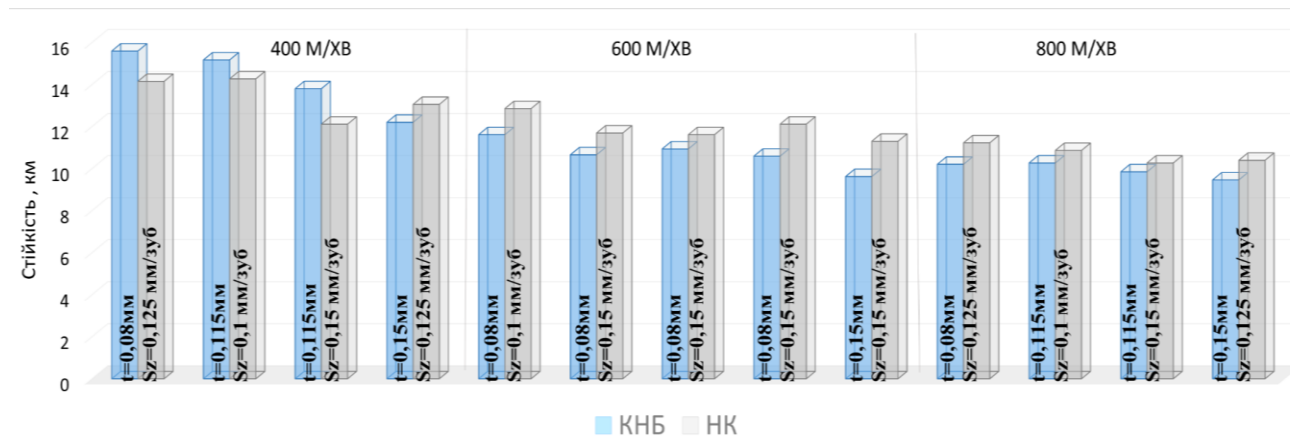


Рис. 5.15. Стійкість різальних пластин з КНБ та НК при фінішному фрезеруванні ЧВГ з забезпеченням шорсткості Ra до 0,63 мкм

	400 м/хв		800 м/хв	
	КНБ		НК	
Sz=0.1 мм/зуб t=0.08мм		0,104 мм		0,156 мм
		0,07мм		0,09мм
Sz=0.15 мм/зуб t=0.15мм		0,134 мм		0,142 мм
		0,13 мм		0,18 мм

Рис. 5.16. Зображення різальних пластин з КНБ та НК при фінішному фрезеруванні ЧВГ при шляху різання 8420 м

Найбільш істотна різниця в зносостійкості була виявлена при швидкості 400 м/хв, при цьому термін служби КНБ перевищував термін служби НК на 10–15 %. У міру збільшення швидкості до 800 м/хв швидкість зношування зростала для обох матеріалів. Виявлено, що при збільшенні швидкості зносостійкість НК перевищувала зносостійкість КНБ. В результаті було встановлено, що нітридна кераміка може бути ефективною альтернативою КНБ при високошвидкісному фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ, що особливо актуально в умовах, коли основним параметром є стабільна якість поверхні. Стійкість до руйнування геометрії різання дозволяє НК забезпечувати прийнятну шорсткість при значній довжині різання, що розширює можливості його застосування до фінішної обробки чавуну GJV-450.

На базі отриманих експериментальних даних, під час дослідження зношування різального інструменту при чистовому торцевому фрезеруванні чавуну з вермикулярним графітом, були побудовані регресійні залежності.

Регресійна модель залежності зносу по задній поверхні від параметрів різання для КНБ:

$$h_z = -0,1786 + 0,000583 \cdot V + 0,16276 \cdot t + 1,2714286 \cdot S_z - 0,0000607 \cdot Vt - 0,002 \cdot VS_z - 1,1429 \cdot tS_z - 3,31 \cdot 10^{-7} \cdot V^2 - 2,7551 \cdot t^2 - 3 \cdot S_z^2$$

Регресійна модель залежності зносу по задній поверхні від параметрів різання для НК:

$$h_z = -0,1868 + 0,000429 \cdot V + 0,156 \cdot t + 1,29 \cdot S_z - 0,00006 \cdot Vt - 0,012 \cdot VS_z - 1,1357 \cdot tS_z - 3,81 \cdot 10^{-7} \cdot V^2 - 2,4 \cdot t^2 - 8 \cdot S_z^2$$

Для створених моделей характерний високий рівень адекватності. Зокрема, значення коефіцієнта детермінації для КНБ становить $R^2=0,99157$, а для НК – $R^2=0,96838$, що вказує на високу точність апроксимації експериментальних даних. Згідно з аналізом залишків, похибка моделювання не перевищує 3–5 %, що є прийнятним для інженерних застосувань.

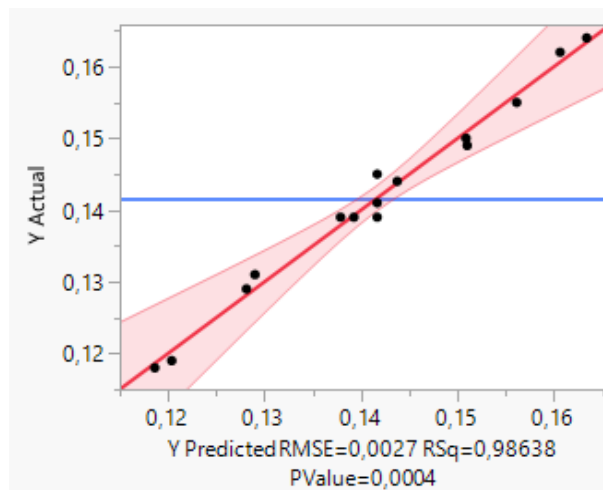
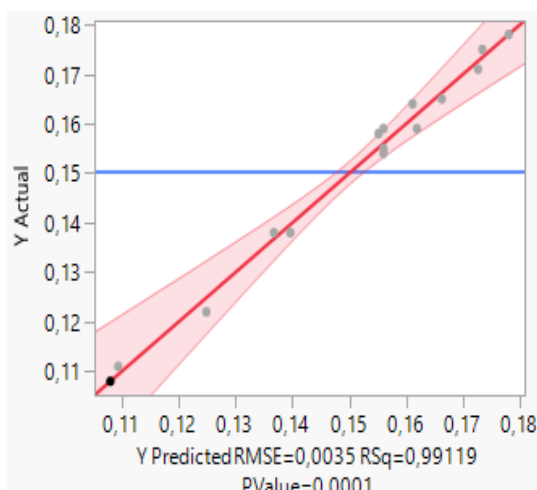


Рис. 5.17. Залежність між експериментальними та прогнозованими значеннями зносу по задній поверхні від режимів різання для інструментів із КНБ (а) та нітридної кераміки (б)

На рисунку 5.17 представлено графічне зіставлення фактичних значень зношування з прогнозованими результатами моделі. Заштрихована область відображає довірчі інтервали. Видно, що модель для КНБ відображає більш стабільну й передбачувану поведінку інструмента в умовах змінних режимів обробки. Це свідчить про вищу прогнозовану зносостійкість інструменту з КНБ порівняно з НК.

Результати логарифмічного аналізу (LogWorth) та значущість коефіцієнтів за P-value свідчать про найбільший вплив швидкості різання та глибини різання на формування зносу, особливо у випадку КНБ. Подача має більший вплив для НК. Для КНБ характерним є менший вплив подачі, що додатково підтверджує стабільність інструменту навіть при зміні навантаження.

Source	Logworth	PValue	Source	Logworth	PValue
X1(400,800)	5,258	0,00001	X1(400,800)	4,857	0,00001
X2(0,08,0,15)	3,362	0,00043	X3(0,1,0,15)	3,049	0,00089
X1*X1	2,946	0,00113	X2(0,08,0,15)	2,253	0,00558
X3(0,1,0,15)	2,558	0,00276	X1*X3	1,132	0,07387
X1*X2	1,231	0,05876	X2*X2	0,866	0,13609
X2*X2	0,914	0,12189	X3*X3	0,500	0,31631
X3*X3	0,458	0,34869	X1*X1	0,227	0,59234
X2*X3	0,228	0,59096	X2*X3	0,224	0,59736
X1*X3	0,228	0,59096	X1*X2	0,141	0,72253

Рис. 5.18. Вплив факторів і їх взаємодій на зношування різальних пластин по задній поверхні для інструментів із КНБ (а) та нітридної кераміки (б)

У відповідності до результатів регресійного аналізу були побудовані 3D-графіки залежностей зносу по задній поверхні ріжучих пластин із від швидкості різання, подачі та глибини різання. На рис. 5.19 та 5.20 показані 3D-графіки для інструментів, виготовлених з КНБ та НК.

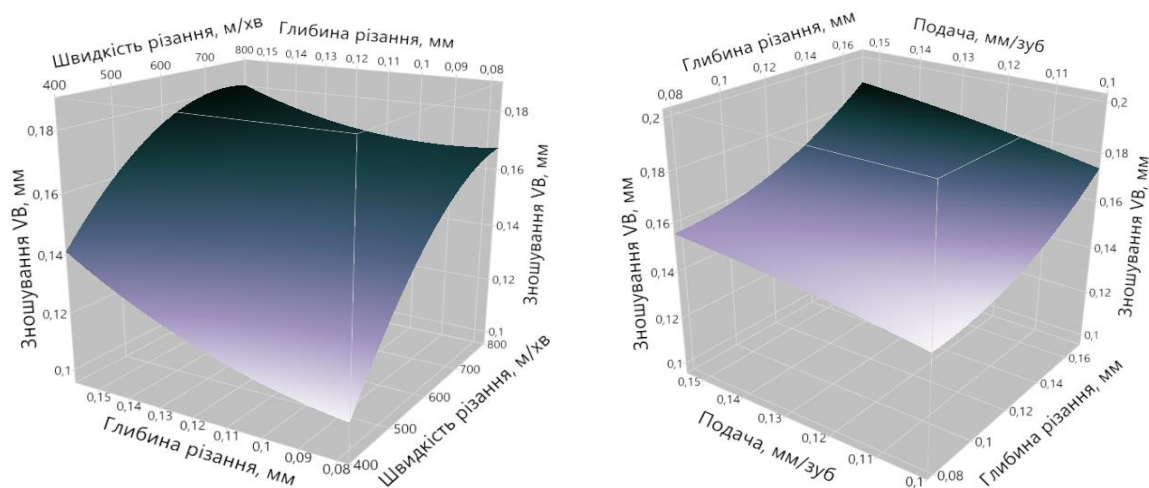


Рис. 5.19. 3D-графіки залежностей зносу по задній поверхні різальних пластин від режимів різання для КНБ

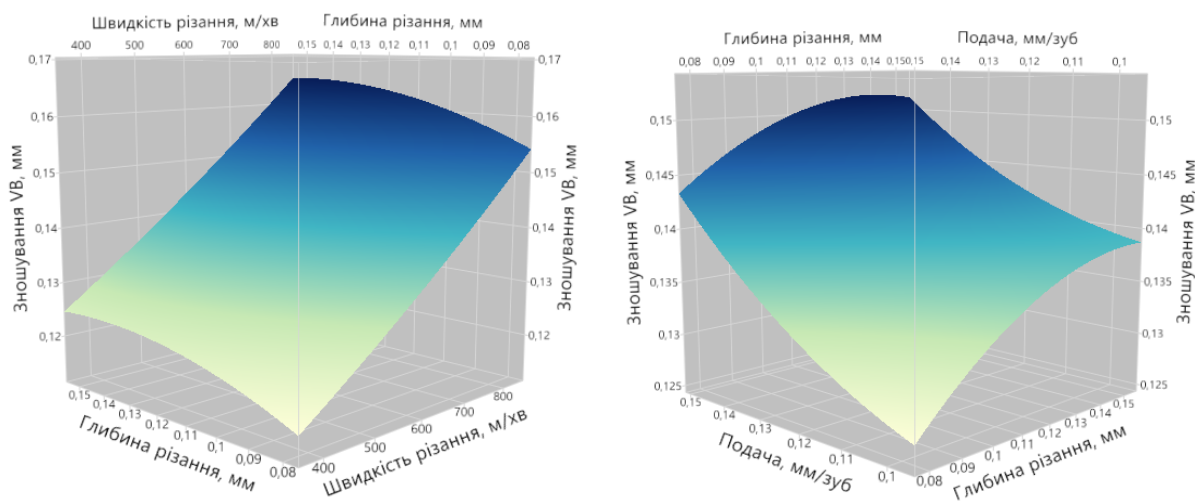


Рис. 5.20. 3D-графіки залежностей зносу по задній поверхні різальних пластин від параметрів різання для НК

Встановлено, що критичним фактором зношування для обох матеріалів є швидкість різання. При цьому при збільшенні швидкості з 400 до 800 м/хв простежується постійне зростання h_z , обумовлене посиленням теплових навантажень в зоні різання.

Для пластин з КНБ глибина різання має більший вплив на зношування, ніж швидкість подачі. Зі збільшенням цього параметра відбувається стрімке зростання зношування, що пояснюється збільшенням площі контакту і сили тертя між ріжучою кромкою і заготовкою. Отримані поверхні мають виражений нахил у напрямку осі глибини різання, що вказує на необхідність обмеження її в межах оптимального діапазону (0,10–0,12мм) для збереження терміну служби інструменту.

В той же час, для пластин з нітридної кераміки, подача на зуб виявилася визначальним фактором інтенсивності зносу. Зростання S_n з 0,11 до 0,15 мм/зуб викликає різке збільшення інтенсивності зношування, особливо в поєднанні з підвищенням глибини різання. Це пов'язано з відносно низькою ударною в'язкістю нітридної кераміки, яка чутлива до змін навантаження і локальної концентрації напружень в зоні контакту. Внаслідок ударних навантажень, що виникають під час фрезерування, на межі зерен утворюються мікротріщини і відколювання дрібних частинок матеріалу ріжучої кромки, що посилює її інтенсивність зношування.

За допомогою побудови та аналізу тривимірних поверхонь відгуку вдалося комплексно оцінити вплив технологічних параметрів на інтенсивність зношування інструменту та визначити зони оптимальних режимів обробки, в межах яких забезпечується стабільна робота без руйнування ріжучої кромки. Отримані результати мають практичне значення для інженерного обґрунтування режимів різання при чистовому фрезеруванні важкооброблюваних чавунів, зокрема GJV-450.

Для перевірки точності регресійних моделей зносу по задній поверхні різальних інструментів було здійснено порівняння прогнозованих та експериментальних значень h_z за різних умов фрезерування. У таблиці 5.7 наведено дані для чотирьох комбінацій режимів різання, що охоплюють змінні значення швидкості V , глибини різання t та подачі на зуб S . Для кожного випадку наведено значення зносу на задній поверхні h_z , отримані на основі регресійної моделі, та фактичні експериментальні значення. Також була розрахована відносна похибка прогнозування, що дозволяє оцінити адекватність моделі.

Таблиця 5.7.

**Порівняння прогнозованих та експериментальних значень зношування
по задній поверхні при різних режимах фрезерування**

V, м/хв	t, мм	Sz, мм/зуб	прогноз. hз, мм КНБ	експер. hз, мм КНБ	відносна похибка, %	прогноз. hз, мм НК	експер hз, мм НК	відносна похибка, %
400	0,08	0,1	0,101	0,104	2,97	0,112	0,114	1,79
800	0,08	0,1	0,162	0,156	3,70	0,147	0,148	0,68
400	0,15	0,15	0,142	0,134	5,60	0,138	0,142	2,89
800	0,15	0,15	0,182	0,185	1,65	0,165	0,166	0,60

На основі отриманих результатів можна зробити висновок, що модель демонструє високу точність, оскільки середня відносна похибка не перевищує 3,7 %, а в більшості випадків становить менше 2 %. Зокрема: при режимі 400 м/хв, $t=0,1$ мм, $Sz=0,1$ мм/зуб – похибка становила лише 2,97%; при підвищенні швидкості до 800 м/хв і зменшенні глибини різання похибка знизилась до 0,68%; навіть при максимальних навантаженнях (800 м/хв, $t=0,15$ мм $Sz = 0,15$ мм/зуб) відхилення не перевищувало 2,89 %.

Такий рівень відповідності свідчить про високу якість апроксимації експериментальних даних, а також про придатність моделі для використання у прогнозуванні та оптимізації режимів фрезерування у виробничих умовах.

Таким чином, побудована модель може бути ефективно використана для техніко-економічного обґрунтування вибору параметрів обробки з урахуванням довговічності інструмента та стабільності процесу.

5.1.4. Вплив режимів різання на шорсткість оброблених поверхонь

Результати експериментів з визначення параметрів шорсткості Ra поверхні з чавуну з вермикулярним графітом GJV-450 обробленої в результаті фінішного торцевого фрезерування з використанням кубічного нітриду бору та нітридної кераміки представлені в таблиці 5.8.

Таблиця 5.8.

Параметри шорсткості Ra обробленої поверхні з ЧВГ

№	Режими різання			КНБ	НК
	V, м/хв	t, мм	Sz, мм/зуб	Шорсткість Ra, мкм	
1	400	0,08	0,125	0,307	0,361
2	400	0,15	0,125	0,383	0,389
3	800	0,08	0,125	0,184	0,244
4	800	0,15	0,125	0,277	0,288
5	600	0,08	0,1	0,227	0,241
6	600	0,08	0,15	0,254	0,287
7	600	0,15	0,1	0,275	0,268
8	600	0,15	0,15	0,311	0,336
9	400	0,115	0,1	0,323	0,313
10	800	0,115	0,1	0,197	0,246
11	400	0,115	0,15	0,348	0,396
12	800	0,115	0,15	0,245	0,28
13	600	0,115	0,125	0,258	0,292
14	600	0,115	0,125	0,26	0,294
15	600	0,115	0,125	0,249	0,284

Дані результати демонструють перевагу обох матеріалів при фінішному фрезеруванні чавунів з вермикулярним графітом. Водночас, при однакових умовах обробки, використання інструменту з КНБ забезпечило нижчі значення шорсткості Ra порівняно з інструментом з НК.

Комбінуючи мінімальну глибину різання ($t=0,08$ мм) і подачу на зуб ($Sz=0,1$ мм/зуб), інструмент з КНБ продемонстрував найнижчі значення Ra і кращу якість поверхні. Причиною цього є поєднання високої твердості, термічної стабільності і зносостійкості КНБ, що забезпечує стабільність ріжучої кромки. Завдяки мінімальним значенням глибини різання та подачі зменшуються вібрації, формування задирок та мікродеформації оброблюваної поверхні, що, в свою чергу, сприяє формуванню рівномірного мікрорельєфу та досягненню високої якості обробки. Про це свідчать результати порівняльного аналізу поверхні оброблених деталей з вермикулярного графітового чавуну GJV-450,

отримані після чистового фрезерування з використанням ріжучих пластин з КНБ і НК. Заготовка, оброблена інструментом з КНБ, характеризується більш рівномірною текстурою і менш вираженими слідами від інструменту, що підтверджує більш високу якість обробки ним.

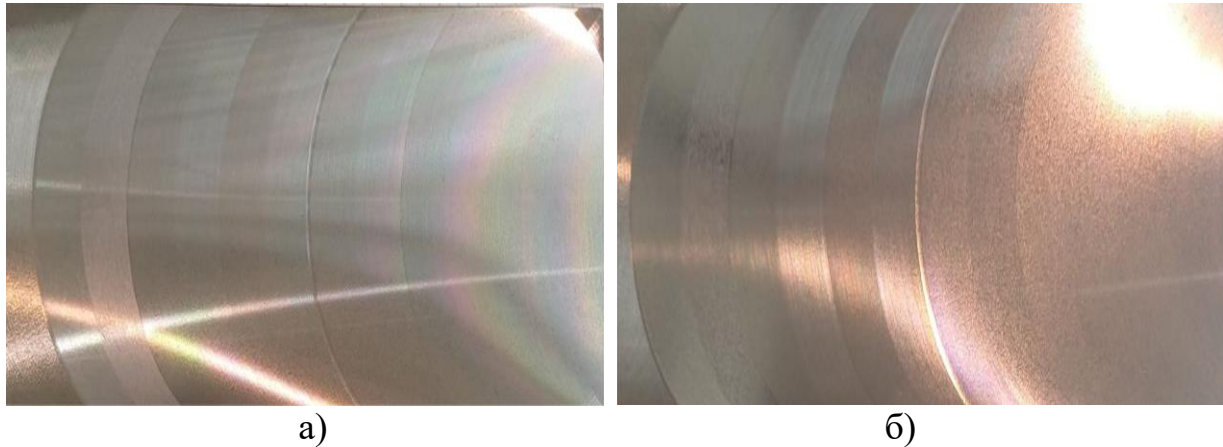


Рис. 5.21. Зображення оброблених поверхонь заготовок з ЧВГ після фінішного фрезерування: а) КНБ та б) НК

В результаті досліджень встановлено, що зі збільшенням швидкості різання в обох випадках (як для КНБ, так і для НК) спостерігається тенденція до зниження параметра R_a , що узгоджується з відомими закономірностями підвищення чистоти оброблюваної поверхні в умовах збільшення швидкості різання.

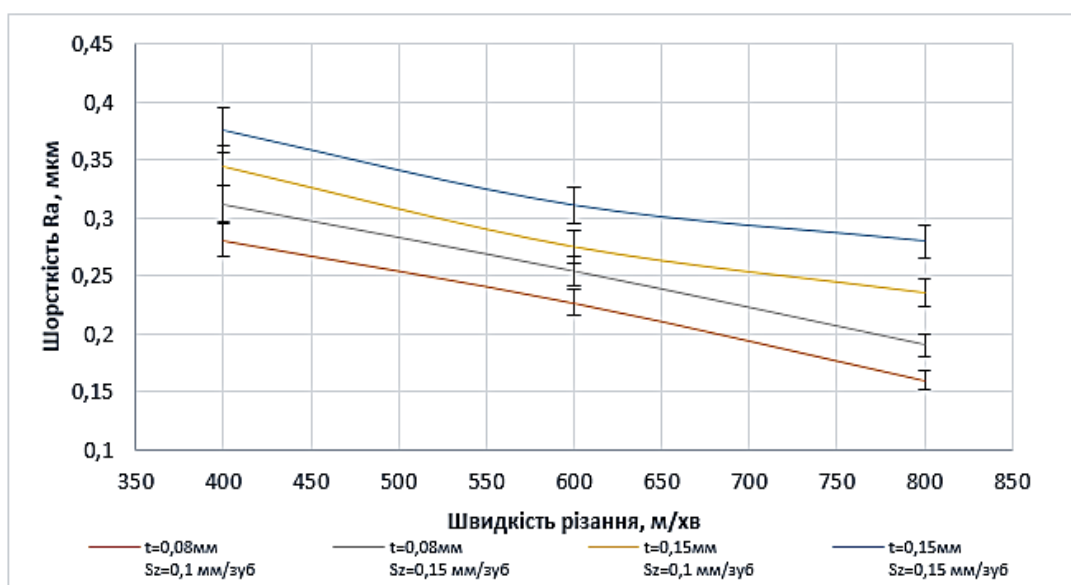


Рис. 5.22. Залежність шорсткості R_a від режимів різання при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ (GJV-450) при використанні КНБ

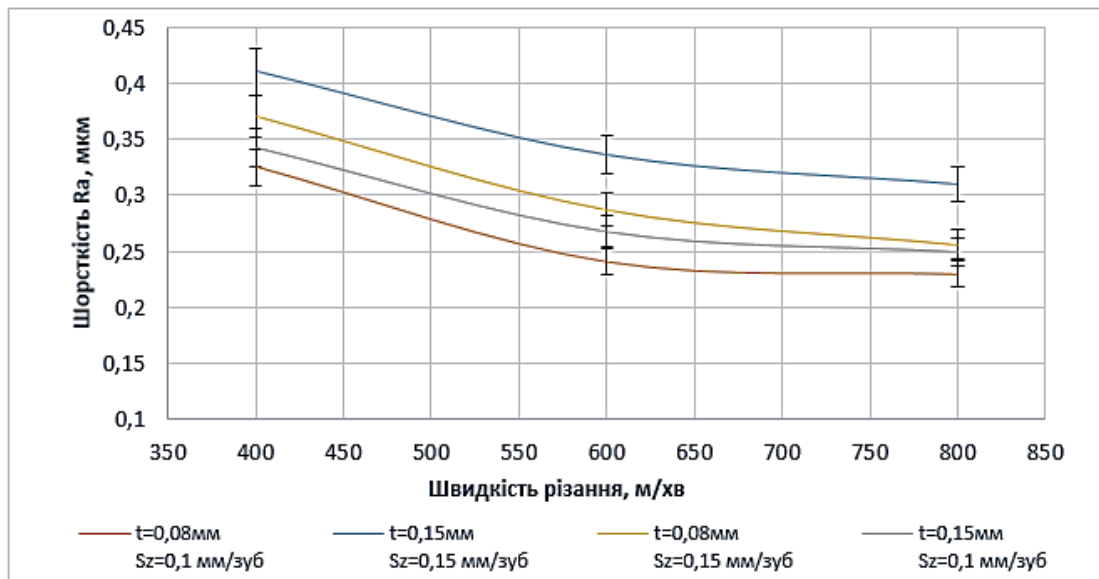


Рис. 5.23. Залежність шорсткості R_a від режимів різання при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ (GJV-450) при використанні НК

При швидкості різання $V = 800$ м/хв, мінімальній швидкості подачі $S_z = 0,1$ мм/зуб і глибині різання $t = 0,08$ мм були досягнуті найнижчі значення шорсткості – $0,161$ мкм для інструменту з КНБ і $0,23$ мкм для інструменту з НК. Це поєднання параметрів забезпечило найвищу якість обробленої поверхні під час фінішного торцевого фрезерування чавуну GJV-450.

	400 м/хв	800 м/хв	400 м/хв	800 м/хв
	КНБ		НК	
$S_z=0.1$ мм/зуб $t=0.08$ мм	0,291	0,161	0,368	0,214
$S_z=0.15$ мм/зуб $t=0.15$ мм	0,345	0,286	0,426	0,300

Рис. 5.24. Мікрофотографії обробленої поверхні ЧВГ (GJV-450) торцевими фрезами з КНБ та НК при різних режимах різання

Мікрофотографії поверхні з ЧВГ (GJV-450) після фінішного фрезерування ріжучими пластинами з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки наведено на рис. 5.24. Ці зображення демонструють більш високу цілісність обробленої поверхні при використанні КНБ.

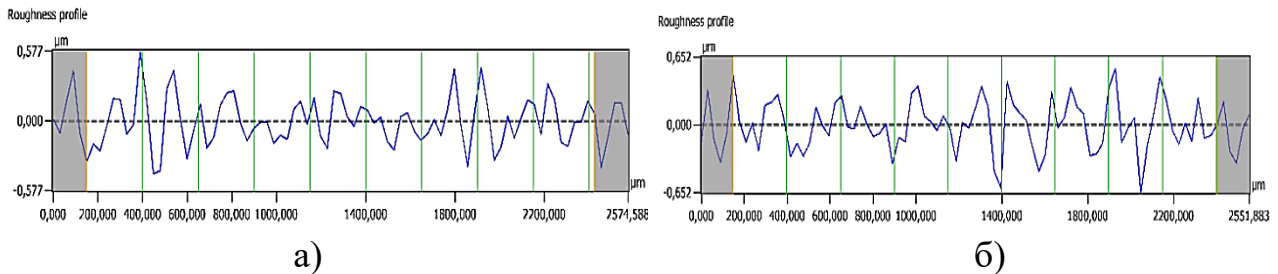


Рис. 5.25. Профілі оброблених поверхонь після фінішного торцевого фрезерування чавуну GJV-450: а) КНБ, $V = 800$ м/хв, $t = 0,08$ мм, $S_z = 0,1$ мм/зуб; б) КНБ, $V = 400$ м/хв, $t = 0,15$ мм, $S_z = 0,15$ мм/зуб

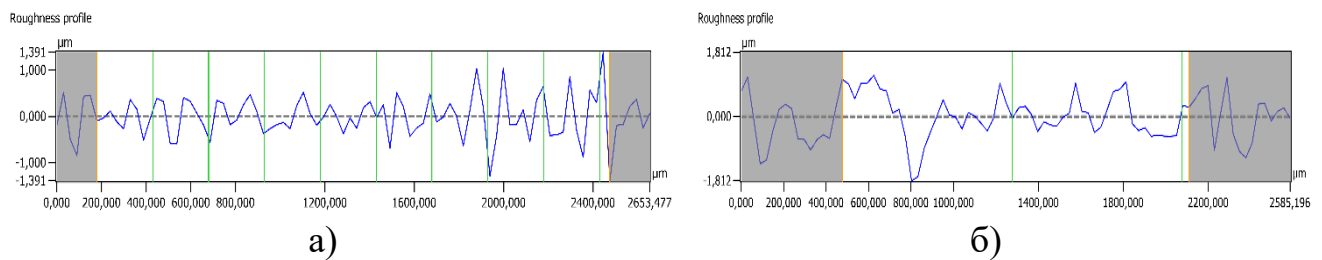


Рис. 5.26. Профілі оброблених поверхонь після фінішного торцевого фрезерування чавуну GJV-450: а) НК, $V = 800$ м/хв, $t = 0,08$ мм, $S_z = 0,1$ мм/зуб; б) НК, $V = 400$ м/хв, $t = 0,15$ мм, $S_z = 0,15$ мм/зуб

На основі даних отриманих при проведенні експерименту на визначення залежності шорсткості R_a від параметрів різання було побудовано математичні регресійні залежності при використанні різальних пластин:

- з КНБ з некованими значеннями змінних:

$$R_a = 0,722 - 0,00115 \cdot V - 1,64 \cdot t - 0,622 \cdot S_z + 0,00061 \cdot V \cdot t + 0,00115 \cdot V \cdot S_z + 2,57 \cdot t \cdot S_z + 5,45 \cdot 10^{-7} \cdot V^2 + 8,4 \cdot t^2 + 1,27 \cdot S_z^2$$

- з нітридної кераміки з некованими значеннями змінних:

$$R_a = 0,226 - 0,000854 \cdot V - 1,05 \cdot t + 5,65 \cdot S_z + 0,00057 \cdot V \cdot t - 0,00245 \cdot V_1 \cdot S_z + 6,28 \cdot t \cdot S_z + 7,03 \cdot 10^{-7} \cdot V^2 + 1,93 \cdot t^2 - 15 \cdot S_z^2$$

Взаємозв'язок між фактичними та прогнозованими значеннями шорсткості Ra при використанні різальних пластин з КНБ показано на рис. 5.27(а), а взаємозв'язок для НК показано на рис. 5.27(б). В обох випадках моделі демонструють високу точність прогнозування: коефіцієнти детермінації становили: $R^2=0,98545$ і $R^2=0,99374$ відповідно, що вказує на сильну кореляцію між розрахунковими та експериментальними значеннями.

На рис. 5.28 та 5.29 наведено коефіцієнти регресійних моделей, стандартні похибки, t-статистики та р-значення для кожного фактора і взаємодії. Статистичний аналіз показав, що найсуттєвіший вплив на шорсткість має швидкість різання, яка є значущою для обох типів інструментів ($P < 0.001$). Подача та глибина також є значущими, але мають дещо менший вплив на шорсткість. Для КНБ більш значущою є глибина різання, в той час як для НК – подача.

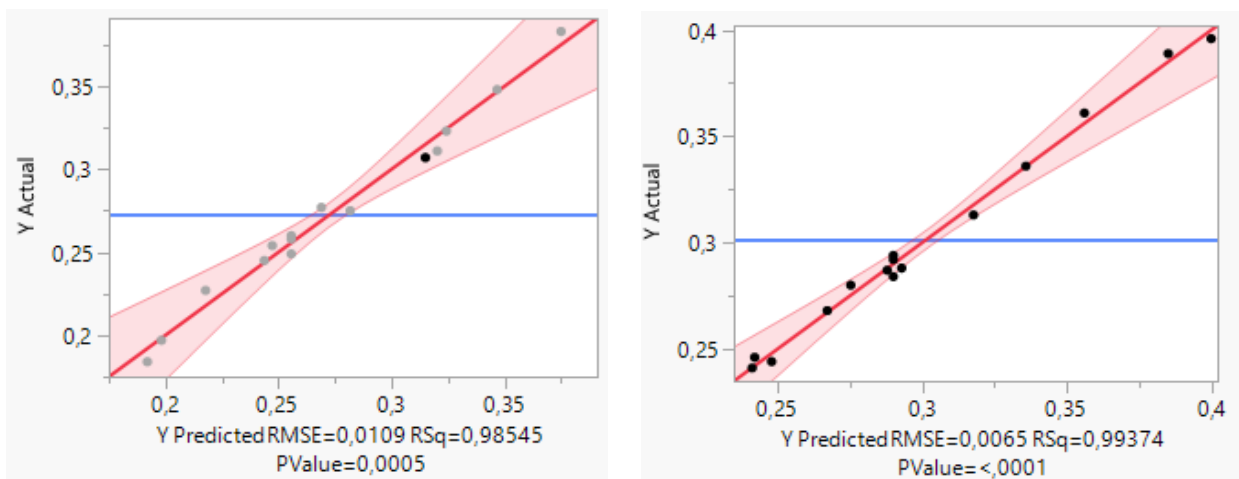


Рис. 5.27. Залежність між експериментальними та прогнозованими значеннями шорсткості Ra для інструментів із КНБ (а) та НК (б)

Для інструментів з КНБ також значущими факторами є глибина різання, квадратичний ефект глибини різання, а для НК – квадратичний ефект швидкості різання X_1^2 , що вказує на нелінійний характер взаємозв'язку. Водночас більшість парних взаємодій між факторами виявились статистично незначущими, що може свідчити про їх слабкий комбінований ефект або надмірну складність моделі.

Загалом, застосування методу регресійного аналізу дозволяє кількісно оцінити вплив кожного з параметрів на якість обробленої поверхні та прогнозувати значення Ra з високою точністю.

Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> t	Uncoded Estimate
Intercept	0,29	0,003762	77,09	<,0001*	0,2256403
X1(400,800)	-0,050125	0,002304	-21,76	<,0001*	-0,000854
X2(0,08,0,15)	0,0185	0,002304	8,03	0,0005*	-1,045918
X3(0,1,0,15)	0,028875	0,002304	12,54	<,0001*	5,6521429
X1*X2	0,004	0,003258	1,23	0,2741	0,0005714
X1*X3	-0,01225	0,003258	-3,76	0,0132*	-0,00245
X2*X3	0,0055	0,003258	1,69	0,1522	6,2857143
X1*X1	0,028125	0,003391	8,29	0,0004*	7,0313e-7
X2*X2	0,002375	0,003391	0,70	0,5149	1,9387755
X3*X3	-0,009375	0,003391	-2,76	0,0396*	-15

Рис. 5.28. Коефіцієнти регресійних моделей для оцінки впливу факторів на шорсткість Ra для інструментів із КНБ

Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> t	Uncoded Estimate
Intercept	0,2556667	0,006288	40,66	<,0001*	0,7220128
X1(400,800)	-0,05725	0,003851	-14,87	<,0001*	-0,001154
X2(0,08,0,15)	0,03425	0,003851	8,89	0,0003*	-1,639456
X3(0,1,0,15)	0,017	0,003851	4,41	0,0069*	-0,622381
X1*X2	0,00425	0,005446	0,78	0,4705	0,0006071
X1*X3	0,00575	0,005446	1,06	0,3394	0,00115
X2*X3	0,00225	0,005446	0,41	0,6966	2,5714286
X1*X1	0,0217917	0,005668	3,84	0,0121*	5,4479e-7
X2*X2	0,0102917	0,005668	1,82	0,1291	8,4013605
X3*X3	0,0007917	0,005668	0,14	0,8944	1,2666667

Рис. 5.29. Коефіцієнти регресійних моделей для оцінки впливу факторів

Source	Logworth	PValue
X1(400,800)	5,420	0,00000
X3(0,1,0,15)	4,242	0,00006
X1*X1	3,381	0,00042
X2(0,08,0,15)	3,315	0,00048
X1*X3	1,881	0,01315
X3*X3	1,402	0,03960
X2*X3	0,818	0,15215
X1*X2	0,562	0,27414
X2*X2	0,288	0,51489

на шорсткість Ra для інструментів із НК

Рис. 5.30. Діаграма LogWorth, що відображає вплив факторів і їх взаємодій на параметри шорсткості при використанні різальних пластин з КНБ

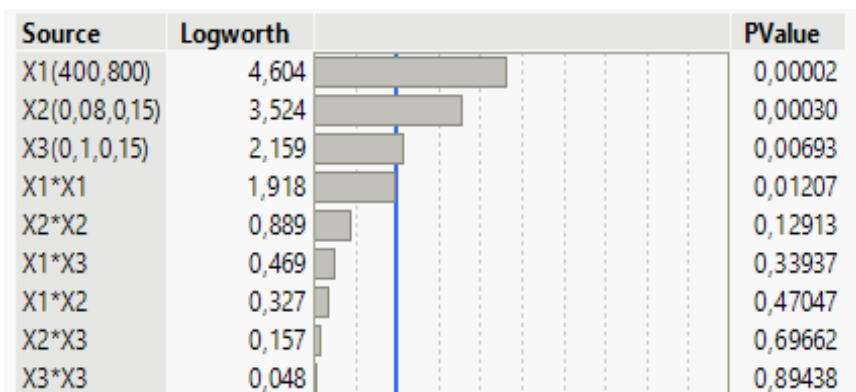


Рис. 5.31. Діаграма LogWorth, що відображає вплив факторів і їх взаємодій на параметри шорсткості при використанні різальних пластин з НК

На рис. 5.32 і рис. 5.33 представлено 3D-графіки залежності шорсткості R_a від параметрів різання, які демонструють, що як для КНБ, так і для НК, шорсткість зменшується при збільшенні швидкості різання та зменшенні глибини і подачі. Згідно прогнозованих даних мінімальне значення шорсткості становить 0,172 мкм при швидкості різання 800 м/хв глибині 0,08 мм та подачі 0,1 мм/зуб при використанні різальних пластин з КНБ. Причому, для кубічного нітриду бору спостерігається більший вплив глибини різання ніж , в той час як для нітридної кераміки подача мала більший вплив.

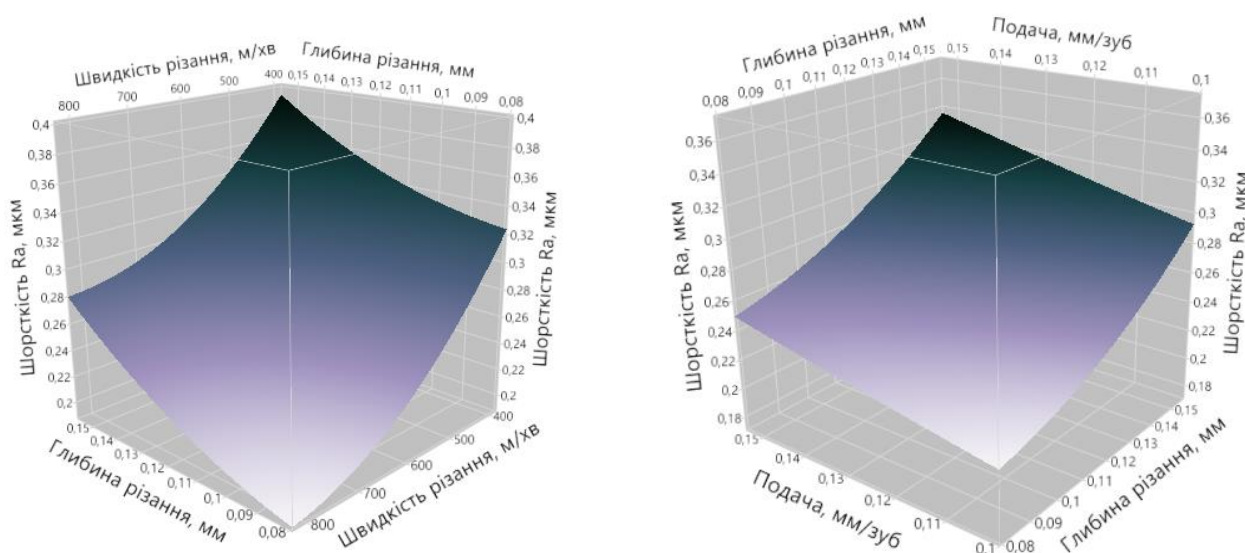


Рис. 5.32. 3D-графіки залежностей шорсткості R_a від параметрів різання для КНБ

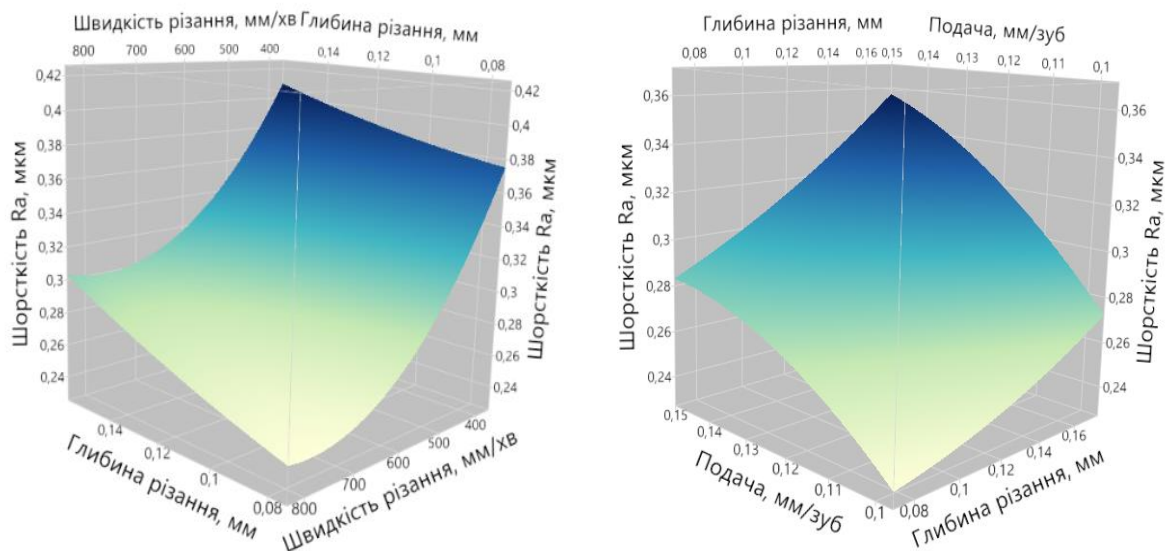


Рис. 5.33. 3D-графіки залежностей шорсткості R_a від параметрів різання для НК

Для оцінки ефективності отриманих моделей прогнозування параметра шорсткості поверхні R_a було проведено порівняльний аналіз між прогнозованими (рис. 5.34) та експериментально отриманими значеннями шорсткості за різних режимів фінішного фрезерування чавуну GJV-450, які не входили в план експерименту Бокса-Бенкена і є крайніми точками. Результати наведено в таблиці, де представлено відповідність величин шорсткості прогнозовані та фактичні а також відповідні відносні похибки.

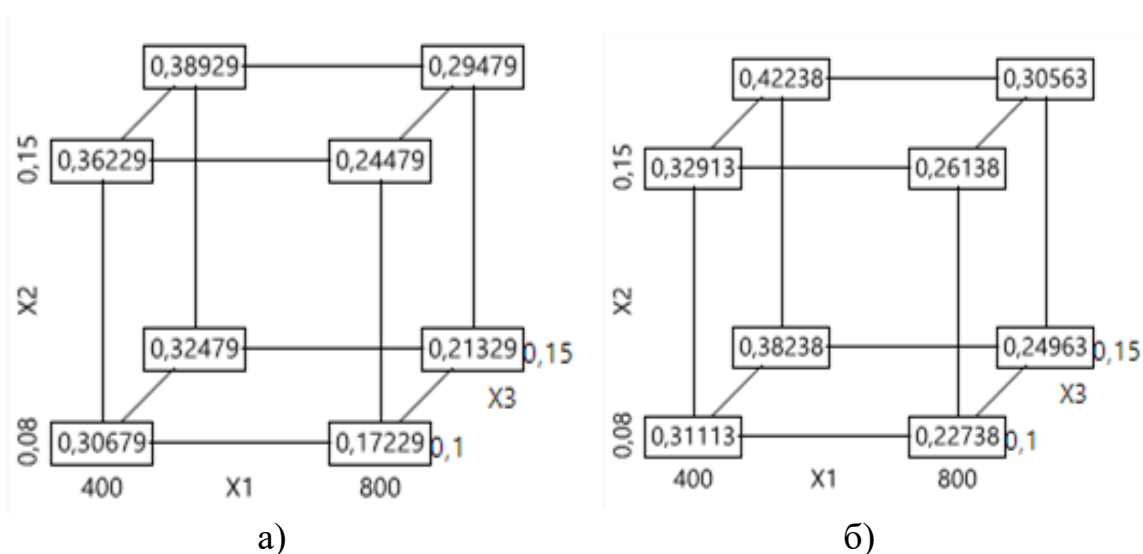


Рис. 5.34. Крайні точки, що доповнюють план Бокса-Бенкена при фрезеруванні чавуну GJV-450: а) КНБ; б) НК

Отримані дані свідчать про високу точність прогнозованої моделі. У більшості випадків відносна похибка між теоретичними та експериментальними значеннями не перевищує 3–5 %, що підтверджує коректність математичного опису процесу формування мікрогеометрії поверхні. Найменше відхилення спостерігалось при режимі 800 м/хв, глибині 0,15 мм та подачі 0,15 мм/зуб, де відносна похибка становила лише 0,3–0,6 %. Це вказує на високу надійність моделі саме в умовах високошвидкісної обробки, що є критичним для забезпечення продуктивності без втрати якості. Водночас у деяких випадках, зокрема при режимі 400 м/хв, глибині 0,15 мм та подачі 0,15 мм/зуб, відносна похибка досягала 5,6 %. Такий рівень відхилення може бути зумовлений нестабільністю процесу при фрезеруванні на нижчих швидкостях, де зростає вплив динамічних коливань та вібрацій, які складніше врахувати в спрощеній аналітичній моделі.

Таблиця. 5.9.

Порівняння прогнозованих та експериментальних значень шорсткості R_a

V , м/хв	t , мм	S_z , мм/ зуб	прогноз. R_a , мкм КНБ	експер. R_a , мкм КНБ	відносна похибка, %	прогноз. R_a , мкм НК	експер. R_a , мкм НК	відносна похибка, %
400	0,08	0,1	0,307	0,291	2,97	0,311	0,345	1,79
800	0,08	0,1	0,172	0,161	3,7	0,227	0,246	0,68
400	0,15	0,15	0,389	0,368	5,6	0,422	0,426	2,89
800	0,15	0,15	0,295	0,245	1,65	0,305	0,300	0,6

Загалом, запропонована модель прогнозування параметра шорсткості R_a демонструє відповідність реальним даним та може бути рекомендована для використання при оптимізації параметрів режимів фінішного фрезерування, особливо у високошвидкісних умовах, де необхідно забезпечити баланс між продуктивністю та якістю обробленої поверхні.

5.1.5. Аналіз поверхневого шару GJV-450 після фінішного фрезерування інструментами з КНБ та нітридної кераміки

Наведено результати дослідження мікроструктури та залишкових напружень у приповерхневій зоні оброблених зразків, що відображають вплив матеріалу інструменту на формування структури та властивостей поверхневого шару відповідно до методології, описаної в розділі 3.

Для всіх досліджуваних зразків характер залишкових напружень був стискаючим, що є позитивним фактором з точки зору надійності оброблених деталей. Швидкості різання в діапазоні 600-800 м/хв не призводили до зміни знаку залишкових напружень, хоча в деяких літературних джерелах [2, 26, 51, 58, 59] повідомляється як про збільшення, так і про зменшення напружень зі збільшенням швидкості. В даному експерименті найбільший вплив на залишкові напруження мав тип інструментального матеріалу.

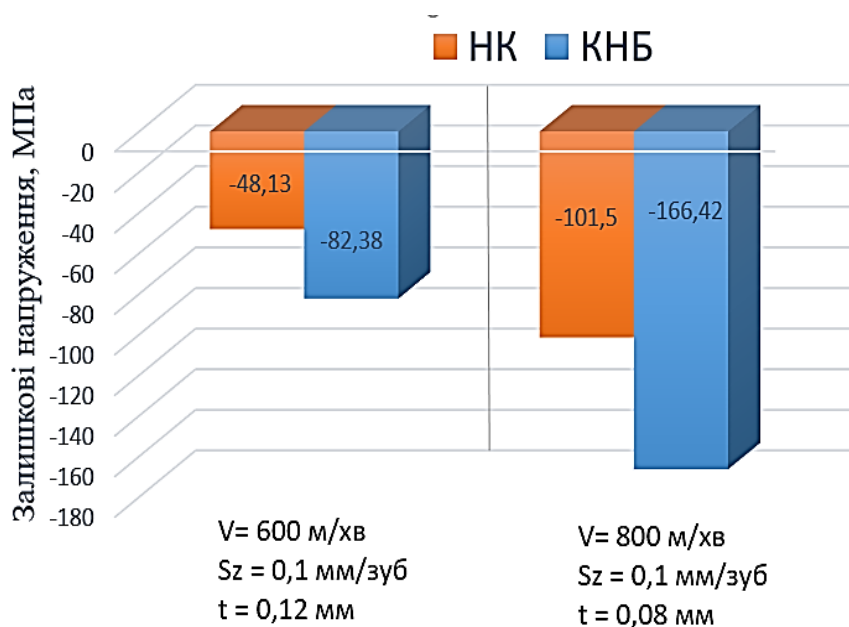
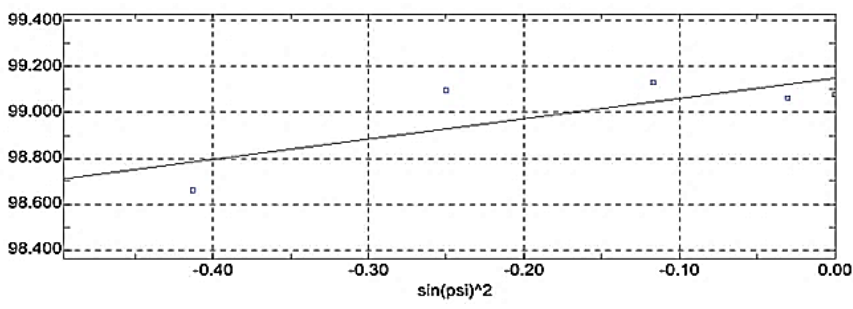
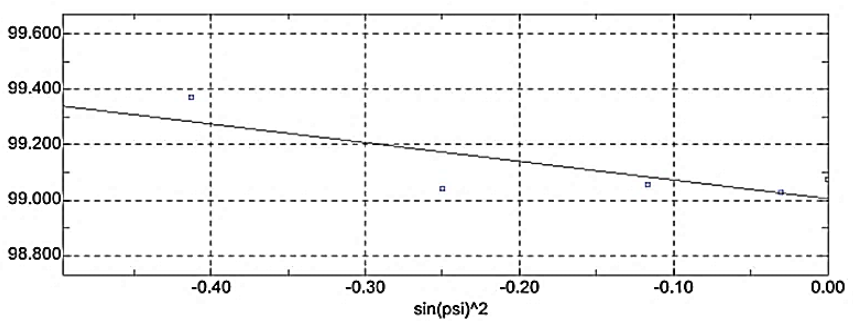
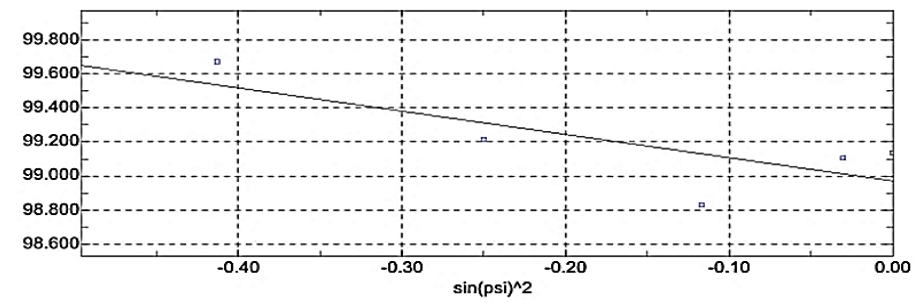
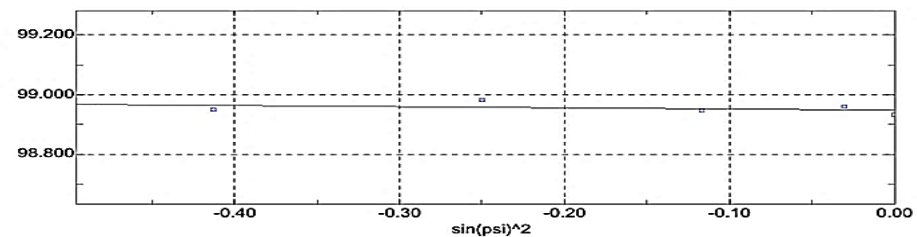
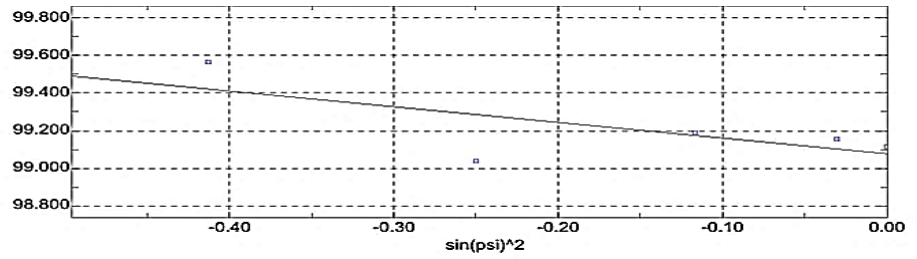


Рис. 5.35. Залишкові напруження в поверхневому шарі ЧВГ (GJV-450) після фінішного фрезерування інструментами з НК та КНБ

Таблиця. 5.10.

Залежність залишкових напружень (σ) від функції $\sin^2\psi$ для зразків після фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом

Характер розташування залишкових напружень	Умови обробки
	попередня обробка
	КНБ $v=600$ м/хв, $f_z=0,1$ мм/зуб $t=0,12$ мм.
	КНБ $v=800$ м/хв, $f_z=0,1$ мм/зуб $t=0,1$ мм
	НК $v=600$ м/хв, $f_z=0,1$ мм/зуб $t=0,12$ мм
	НК $v=800$ м/хв, $f_z=0,1$ мм/зуб $t=0,08$ мм

Відповідно до отриманих даних в проведених досліджень впливу режимів фрезерування на залишкові напруження та мікроструктуру обробленої поверхні обробка інструментами з КНБ зі швидкістю 800 м/хв сприяє формуванню найбільших залишкових напружень стискання (-166,42 МПа).

Таблиця 5.11.

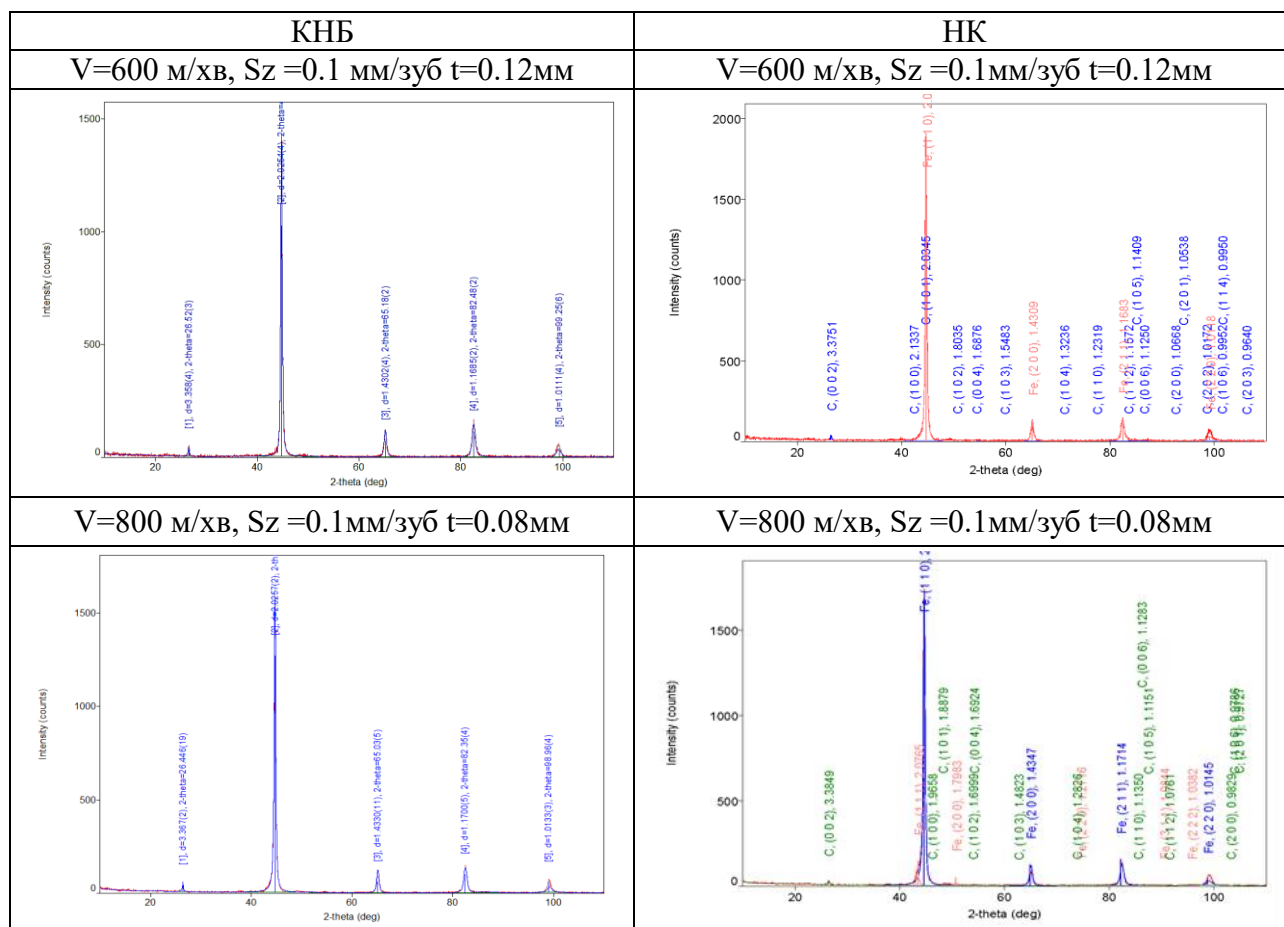
Величина залишкових напружень, розміри кристалів графіту 2Н і α Fe, та мікродеформації фаз у поверхневому шарі ЧВГ

Умови обробки	Величина залишкових напружень	Розміри кристалів графіту 2Н	Розміри кристалів α Fe	Мікродеформації графіту 2Н	Мікродеформації графіту α Fe
Попередня обробка	108.3 МПа	-	-	-	-
НК 600м/хв	-48,13 МПа	407	1010	0,34%	0,45%
НК 800 м/хв	-101,51 МПа	284	210	0,11%	0,30%
КНБ 600м/хв	-82,38 МПа	272	985	0,23%	0,43%
КНБ 800м/хв	-166,42 МПа	477	369	0,36%	0,45%

Після обробки зразка кубічним нітридом бору зі швидкістю 800 м/хв, як видно з дифрактограми (табл. 5.12), у ньому присутні тільки стабільні фази: α -Fe і графіт-2Н, причому немає ознак сторонніх або метастабільних компонентів. Основні рефлекси α -Fe і графіту чітко відповідають стандартним даним, що свідчить про чистоту фаз і структурну стабільність після обробки. Водночас у зразку, обробленому інструментом з нітридної кераміки (табл. 5.12), крім основних фаз α -Fe і графіту, були виявлені додаткові дифракційні піки, що відповідають γ -фазі заліза. Це може бути свідченням місцевого термічного перевантаження поверхні під час обробки, що є типовим для інструментів. Присутність метастабільної γ -фази характеризує неповне фазове перетворення після охолодження, що призвело до мікроструктурної нестабільності та зниження надійності під час подальшої експлуатації.

Таблиця 5.12.

Рентгенівські дифрактограми зразків GJV-450 після фінішного торцевого фрезерування інструментом із КНБ при $V=600$ м/хв та при $V=800$ м/хв



Результати рентгенівського структурного аналізу продемонстрували, що при використанні інструментів з КНБ спостерігається значне зниження залишкових напружень (до -166,42 МПа при 800 м/хв) у поєднанні зі збільшенням розміру кристалітів графіту (до 477 Å) та мікродеформацією α -Fe (до 0,45%), що свідчить про глибоку релаксацію та активне зміцнення поверхневого шару. На противагу цьому, при використанні нітридної кераміки залишкові напруження в межах -48...-101 МПа. Зменшення розміру графіту і менша мікродеформація вказують на локальне руйнування і менш виражену пластичну реконфігурацію решітки. Таким чином, КНБ сприяє формуванню більш зміцненого поверхневого шару оброблюваної поверхні вермикулярного чавуну GJV-450.

Результати проведеного рентгеноструктурного аналізу підтверджують, що КНБ забезпечує кращу якість поверхні при чистовому торцевому фрезеруванні чавуну GJV-450, особливо це стосується умов високошвидкісної обробки, де критично важливо забезпечити структурну однорідність поверхневого шару.

5.2. Багатокритеріальна оцінка ефективності фінішного торцевого фрезерування GJV-450

Для порівняння ефективності застосування інструментів з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки під час фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом GJV-450 було проведено багатокритеріальну оцінку з урахуванням основних цільових показників: мінімізація шорсткості оброблюваної поверхні (R_a), мінімізація зношування інструменту (h_z) та забезпечення та максимізація продуктивності обробки (MRR).

Одним із ключових показників ефективності процесу фрезерування є об'ємна продуктивність, яка відображає інтенсивність знімання матеріалу за одиницю часу. Для кількісної оцінки застосовується показник матеріалознімання (Material Removal Rate, MRR), що розраховується за формулою:

$$MRR = S_{xv} \cdot t \cdot B,$$

де B – ширина різання, м/хв;

S_{xv} – хвилинна подача, мм/хв;

t – глибина різання, мм.

Для аналізу MRR було використано режими обробки згідно плану експерименту за схемою Бокса-Бенкена: швидкість різання 400–800 м/хв, подача 0,1–0,15 мм/зуб, глибина різання 0,08–0,15 мм.

В таблиці 5.13 представлено результати розрахунку об'ємної продуктивності для різних комбінацій режимів фрезерування.

Таблиця.5.13.

Показники об'ємної продуктивності (MRR) при фінішному фрезеруванні чавуну GJV-450 за різних режимів різання

№	V, м/хв	t, мм	Sz, мм/зуб	MRR, мм ³ /хв
1	400	0,08	0,125	1124
2	400	0,15	0,125	2108
3	800	0,08	0,125	2248
4	800	0,15	0,125	4215
5	600	0,08	0,10	1349
6	600	0,08	0,15	2023
7	600	0,15	0,10	2529
8	600	0,15	0,15	3794
9	400	0,115	0,10	1293
10	800	0,115	0,10	2585
11	400	0,115	0,15	1939
12	800	0,115	0,15	3878
13	600	0,115	0,125	2424
14	600	0,115	0,125	2424
15	600	0,115	0,125	2424

Було проаналізовано закономірності зміни сил різання залежно від продуктивності фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом GJV-450. При обробці інструментами з кубічного нітриду бору величина сил різання становила від 91 до 167 Н. Встановлено, що при різних рівнях продуктивності обробки величини сил різання залишаються близькими, що свідчить про стабільність процесу різання. При цьому, результуюча сила становила близько 120 Н при різних показниках продуктивності: 1293 мм³/хв ($v_s = 400$ м/хв, $S_x = 0,10$ мм/зуб, $t = 0,115$ мм); 2023 мм³/хв ($v_s = 600$ м/хв, $S_x = 0,15$ мм/зуб, $t = 0,08$ мм); 3878 мм³/хв ($v_s = 800$ м/хв, $S_x = 0,15$ мм/зуб, $t = 0,115$ мм). Це ще раз підкреслює доцільність врахування продуктивності як важливого критерію при оптимізації режимів фрезерування.

Для інструментів з нітридної кераміки оптимальними режимами були ті, що забезпечували баланс між результуючою силою різання (176 Н) і продуктивністю (2529 мм³/хв): $v_s = 600$ м/хв, $S_x = 0,10$ мм/зуб, $t = 0,15$ мм. Загалом, зусилля різання, що виникають під час фінішного торцевого

фрезерування чавуну з вермикулярним графітом з використанням інструментів з нітридної кераміки та кубічного нітриду бору, не перевищували 240 Н у всьому діапазоні досліджуваної продуктивності. Це свідчить про сприятливі умови різання, термомеханічну стабільність процесу та відповідність режимів обробки геометричним параметрам інструментів, що забезпечує ефективне виконання високошвидкісного фінішного торцевого фрезерування без перевантаження різальної кромки та компонентів верстата.

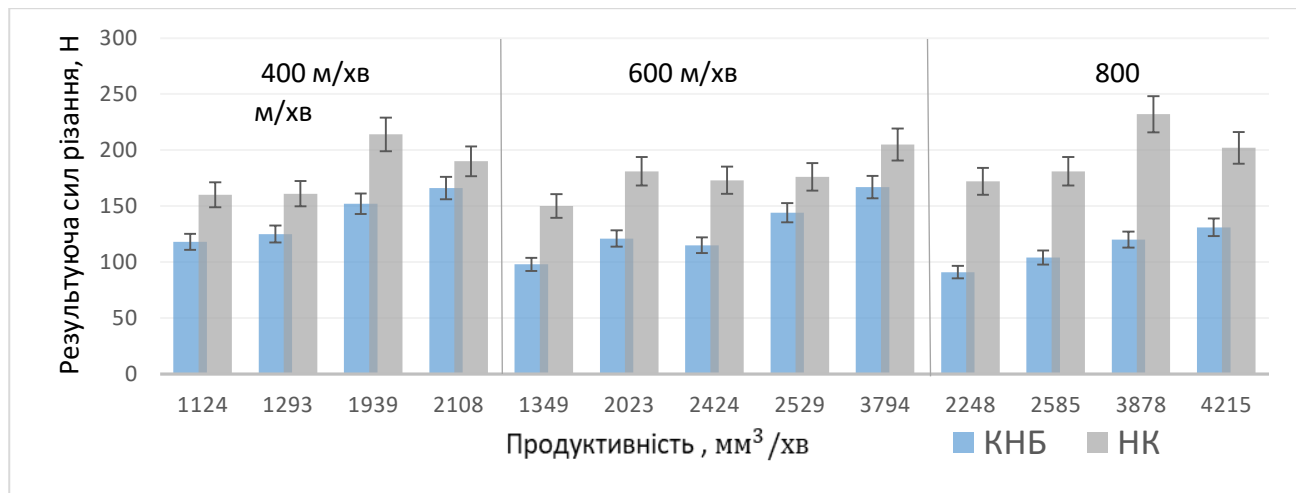


Рис. 5.36. Залежність результуючих сил різання від продуктивності MRR

Подібно результуючим силам різання (рис. 5.36) змінювалися і значення шорсткості R_a (рис. 5.38). Режими різання для КНБ за умов балансу продуктивності 2248 мм³/хв, і шорсткості $R_a = 0,184$ мм є $V=800$ м/хв, $S_z=0,1$ мм/зуб $t=0,115$ мм. Для НК при цих же режимах різання продуктивність 2585 мм³/хв, і шорсткості $R_a = 0,246$ мм.

Зростання продуктивності обробки супроводжується прискоренням інтенсивності зношування різальних пластин (рис. 5.37) як для нітридної кераміки, так і для кубічного нітриду бору. Режими різання для НК при яких забезпечується баланс між продуктивністю (2529 мм³/хв) та зношуванням (0,139 мм) є швидкість різання $V=600$ м/хв, подача $S_z=0,1$ мм/зуб та глибина різання $t=0,15$ мм). Для КНБ при цих режимах продуктивність 2108 мм³/хв а зношуванням 0,138 мм.

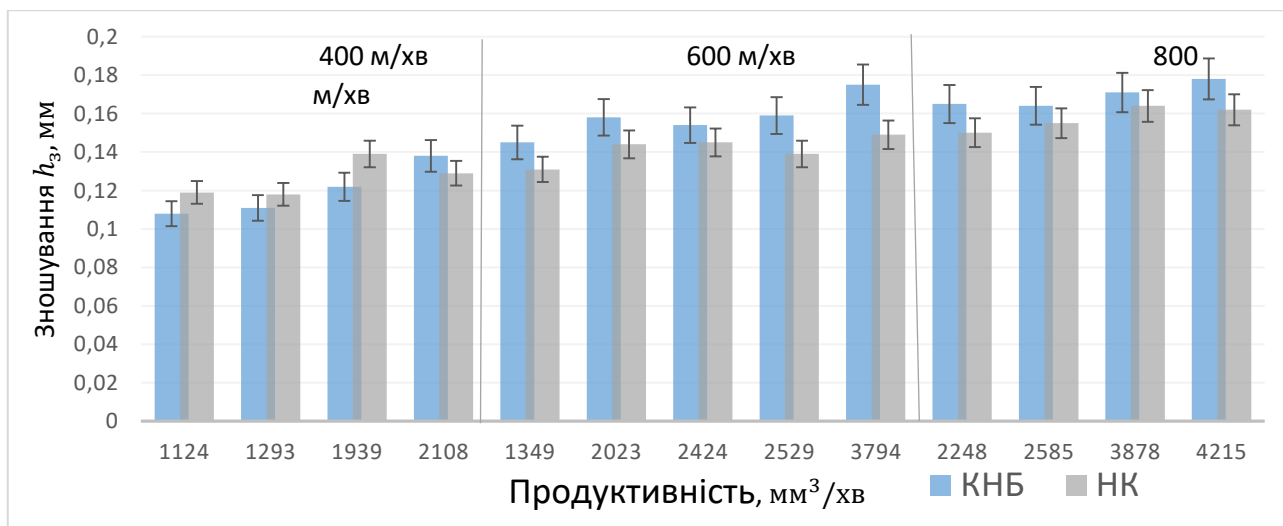


Рис. 5.37. Залежність зносу по задній поверхні від продуктивності

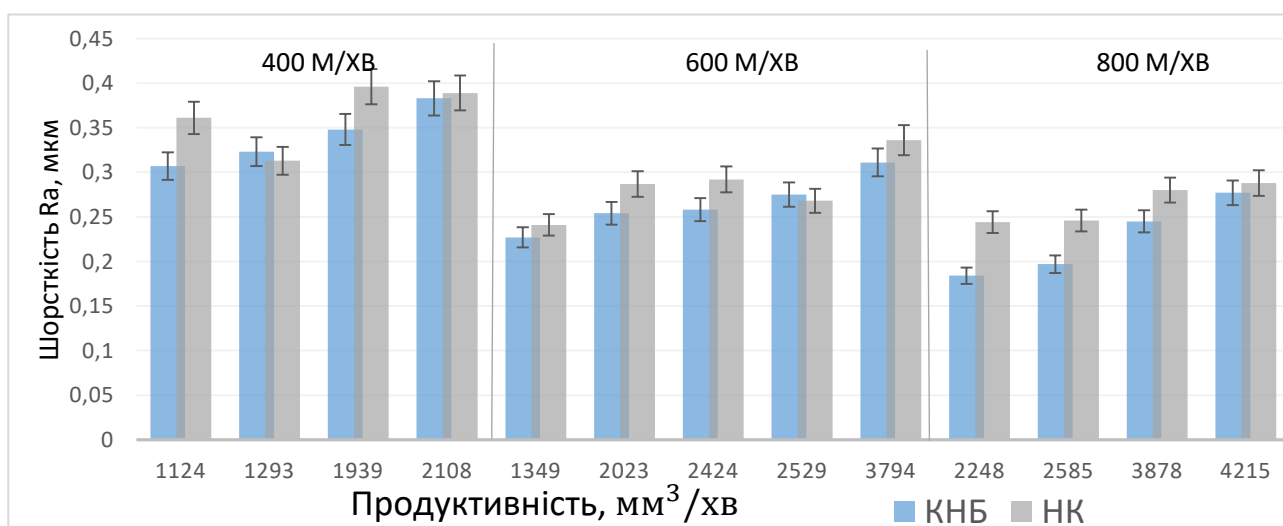


Рис. 5.38. Залежність шорсткості R_a від продуктивності

Ключовими факторами, що забезпечують ефективність чистового торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом GJV-450 за допомогою інструментів з КНБ і НК, є зносостійкість, шорсткість оброблюваної поверхні та продуктивність. Зважаючи на це, на наступному етапі було проведено багатокритеріальну оптимізацію процесу обробки.

Критерії оптимізації:

- підвищення якості оброблюваної поверхні шляхом зменшення значень шорсткості (R_a);
- підвищення зносостійкості шляхом зменшення зносу інструменту;

- підвищення продуктивності за рахунок оптимального поєднання швидкості різання, швидкості подачі та глибини різання.

З метою визначення ступеня впливу кожного з технологічних параметрів (швидкість різання, швидкість подачі та глибина різання) на ці показники було проведено дисперсійний аналіз. Результати аналізу (рис. 5.39 і рис. 5.40) показали, що найважливішим фактором для обох типів матеріалів інструменту є швидкість різання (X_1). Статистично значущим було також визначено вплив глибини різання (X_2) і подачі на зуб (X_3), причому НК виявив більшу чутливість до взаємодії між факторами.

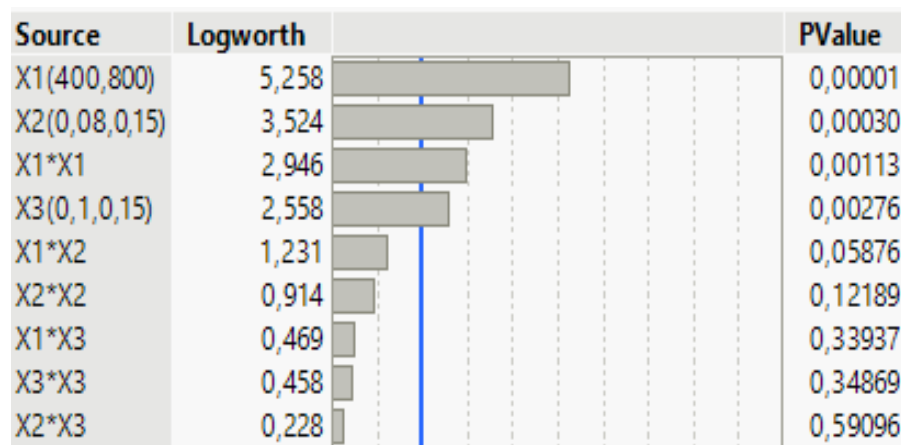


Рис. 5.39. Результати дисперсійного аналізу значущості факторів та їх взаємодій при фрезеруванні чавуну марки GJV-450 для інструментів з КНБ

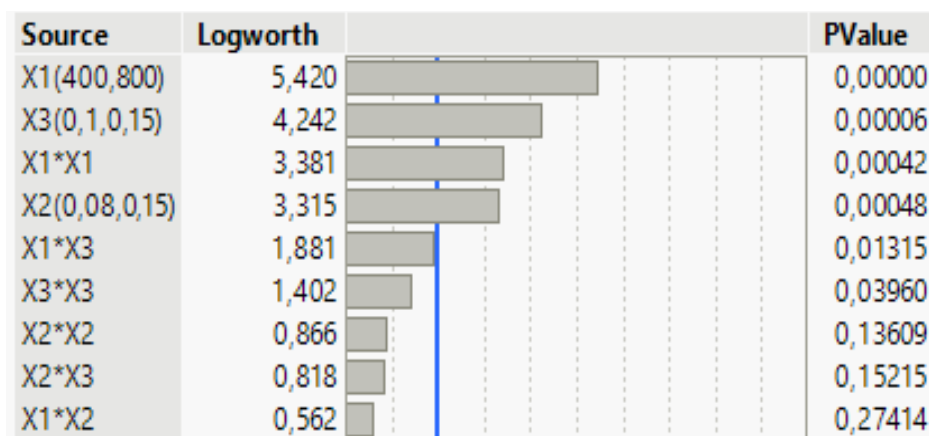


Рис. 5.40. Результати дисперсійного аналізу значущості факторів та їх взаємодій при фрезеруванні чавуну марки GJV-450 для інструментів з НК

Використовуючи багатокритеріальну оцінку ефективності обробки, функція бажаності Харрінгтона застосовується для визначення оптимальних режимів різання для різних критеріїв оптимізації [42]. Для групи показників з односторонніми обмеженнями індекс бажаності обчислюється за формулою [117]:

$$d = e^{-(e^{-Y})}$$

де d – показник функції бажаності,

e – логарифмічна константа, що приблизно дорівнює 2,71828...;

Y' – нормалізоване значення, що дозволяє порівнювати різні параметри (шорсткість, зношування, продуктивність) за єдиною шкалою.

Узагальнений показник бажаності для декількох критеріїв розраховується як середня геометрична усіх показників бажаності [117]:

$$D = \sqrt[n]{d_1 d_2 \dots d_n}$$

де D – загальна інтегральна бажаність ($0 \leq D \leq 1$)

$d_1, d_2, \dots, d_n$ – бажаності кожного окремого критерію, n – кількість критеріїв.

Обмежуючі фактори: Y_1 - продуктивність обробки, $MRR = \max$

Y_2 - шорсткість обробки, $Ra \leq 0,63$ мкм, Y_3 - зношування інструменту $h_3 \leq 0,2$ мм

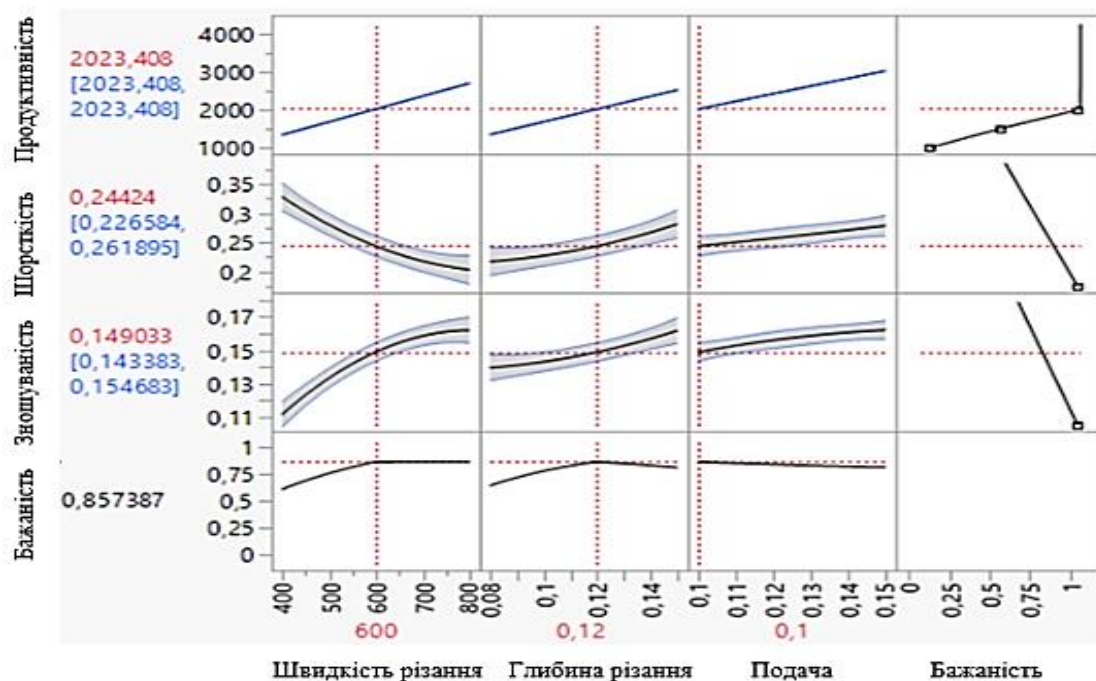


Рис. 5.41. Оптимізація режимів різання при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ інструментом з КНБ за функцією бажаності (швидкість різання (X_1), глибина різання (X_2) та подачі на зуб (X_3))

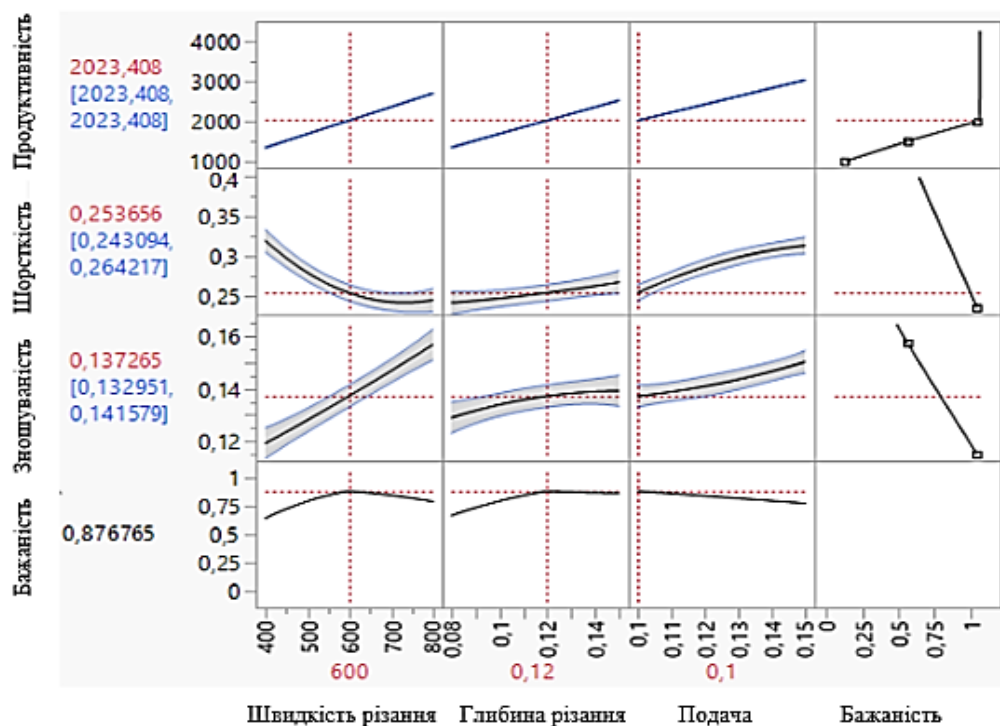


Рис. 5.42. Оптимізація режимів різання при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ інструментом з НК за функцією бажаності (швидкість різання (X_1), глибина різання (X_2) та подачі на зуб (X_3))

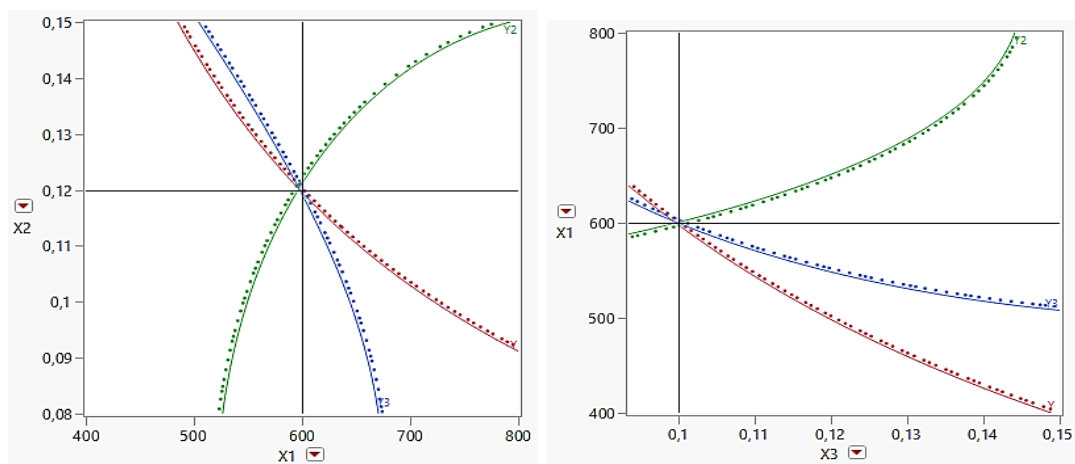


Рис. 5.43. Візуалізація зон оптимальних параметрів обробки з урахуванням впливу факторів на всі критерії одночасно для КНБ (швидкість різання (X_1), глибина різання (X_2) та подачі на зуб (X_3))

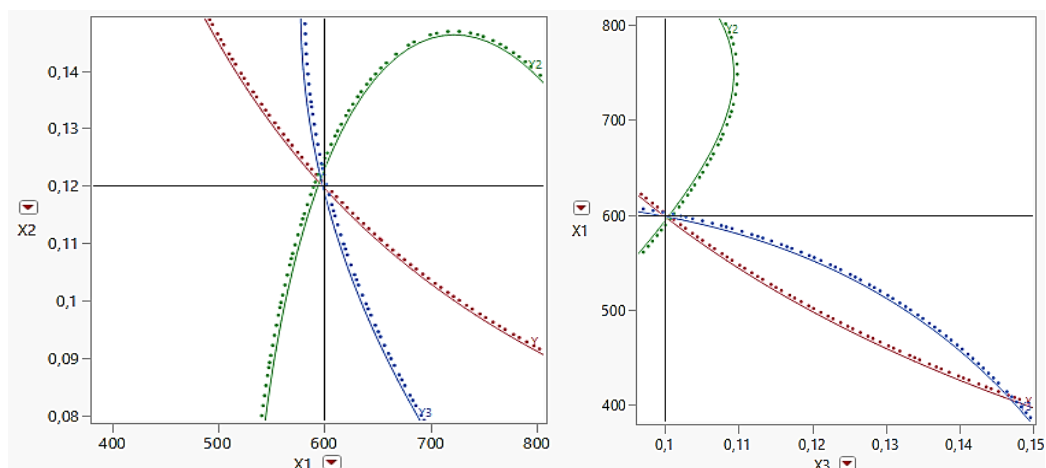


Рис. 5.44. Візуалізація зон оптимальних параметрів обробки з урахуванням впливу факторів на всі критерії одночасно для НК (швидкість різання (X_1), глибина різання (X_2) та подачі на зуб (X_3))

На рисунках 5.43 і 5.44 графічно представлені оптимальні режими різання для чистового торцевого фрезерування інструментами з КНБ і НК. У таблиці 5.14 наведено початкові параметри, визначені за допомогою функції бажаності.

Таблиця 5.14.

КНБ				НК			
Оптимальні режими різання							
V= 600 м/хв; t=0,12 мм; S= 0,1мм/зуб							
MRR мм³/хв	Ra, мкм	hз, мм	D	MRR мм³/хв	Ra, мкм	hз, мм	D
2023	0,244	0,149	0,85	2023	0,253	0,137	0,87

В обох випадках значення інтегральних показників бажаності близькі до 1, що свідчить про високий рівень узгодженості всіх критеріїв оптимізації, а обрані режими забезпечують баланс між продуктивністю, шорсткістю поверхні та зносостійкістю інструменту.

5.3. Технологічна ефективність використання різних інструментальних матеріалів при обробці чавунів з вермикулярним графітом

З метою оцінки ефективності фінішного торцевого фрезерування чавунів з вермикулярним графітом інструментами з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки було розраховано показники технологічної ефективності, що визначались як відношення площі обробленої поверхні до зносостійкості інструменту.

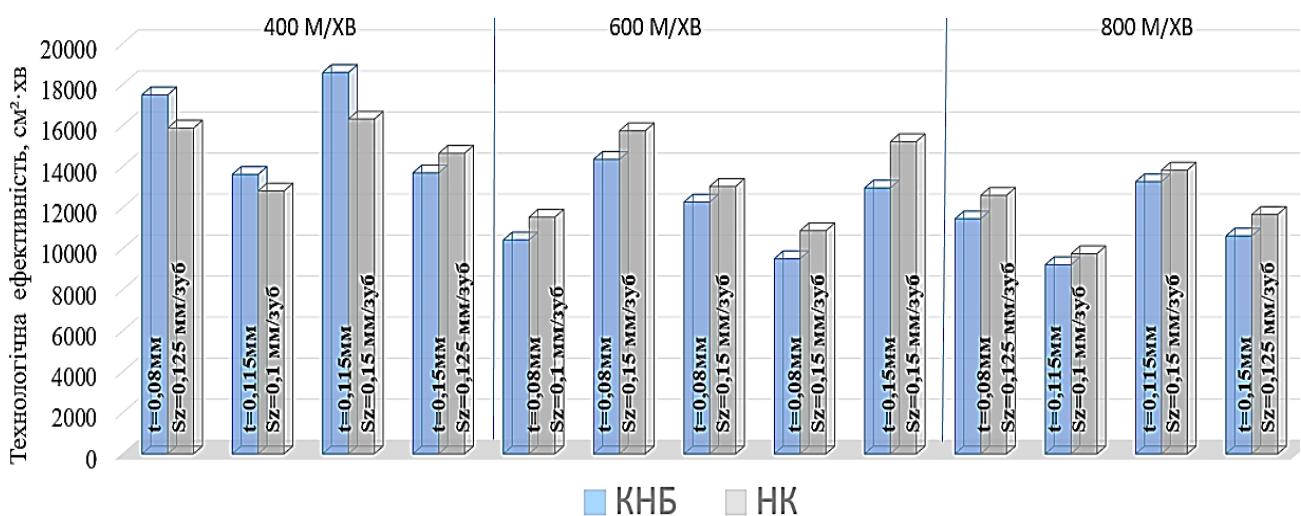


Рис. 5.45. Порівняння технологічної ефективності фінішного торцевого фрезерування ЧВГ при використанні НК та КНБ

На рис. 5.45 наведено порівняння технологічної ефективності фінішного торцевого фрезерування чавуну з вермикулярним графітом інструментами з НК та КНБ. При швидкості різання $V = 400$ м/хв, $S_z = 0,15$ мм/зуб і $t = 0,115$ мм для обох матеріалів інструменту найбільша площа обробки становила відповідно 18590 см^2 та 16317 см^2 для КНБ та НК.

Відповідно до отриманих значень, за економічним показником НК має великі переваги по відношенню КНБ в усьому діапазоні досліджуваних режимів різання.

5.4. Рекомендації щодо вибору режимів фрезерування

На підставі отриманих експериментальних даних рекомендовано використовувати інструменти з нітридної кераміки для великосерійного фрезерування чавунів з вермикулярним графітом, оскільки вони забезпечують прийнятний рівень шорсткості та менші витрати на інструмент при тривалому ресурсі роботи. Для забезпечення високої якості та надійності обробленої поверхні рекомендовано обирати КНБ.

Таблиця 5.15.

Рекомендації щодо вибору інструментального матеріалу залежно від вимог до якості, зносостійкості та економічної доцільності

Кубічний нітрид бора	Нітридна кераміка
Шорсткість Ra, мкм	
0,16-0,389	0,23-0,42
Зносостійкість, км	
9,46 -15,6	10,27 - 14,27
Зносостійкість, хв	
38-125	41-114
Технологічна ефективність, см ²	
9220-18590	9755 -16317
Технологічна ефективність, см ³	
83 – 214	92-228
Залишкові напруження, МПа	
від -82,38 до - 166,42	від -48,13 до -101,51

В таблиці 5.15 наведені результати, які можуть бути отримані при використанні кубічного нітриду бору або нітридної кераміки при фінішному торцевому фрезеруванні ЧВГ при швидкості різання 400-800 м/хв, глибині 0,08 -0,15 мм та подачі на зуб 0,1-0,15 мм/зуб.

Таблиця 5.16.

Рекомендації щодо вибору режимів різання залежно від вимог до якості, зносостійкості при використанні КНБ

V, м/хв	t, мм	Sz, мм/зуб	През, Н	Ra, мкм	fз, мм	Продуктивність		Зносостійкість		Технологічна ефективність	
						см ³	см ²	хв	км	см ³	см ²
400	0,08	0,125	118	0,307	0,108	1124	14050	125	15,59	140	17500
400	0,115	0,1	125	0,323	0,111	1293	11240	121	15,17	157	13622
400	0,115	0,15	152	0,348	0,122	1939	16860	110	13,80	214	18590
400	0,15	0,125	166	0,383	0,138	2108	14050	97	12,20	205	13696

V, м/хв	t, мм	Sz, мм/зуб	През, Н	Ra, мкм	hз, мм	Продуктивність		Зносостійкість		Технологічна ефективність	
						см ³	см ²	хв	км	см ³	см ²
600	0,08	0,1	98	0,227	0,145	1349	16860	62	11,61	83	10428
600	0,08	0,15	121	0,254	0,158	2023	25290	57	10,66	115	14354
600	0,115	0,125	115	0,258	0,154	2424	21075	58	10,94	141	12273
600	0,15	0,1	144	0,275	0,159	2529	16860	56	10,59	143	9509
600	0,15	0,15	167	0,311	0,175	3794	25290	51	9,62	194	12960
800	0,08	0,125	91	0,184	0,165	2248	28100	41	10,21	92	11455
800	0,115	0,1	104	0,197	0,164	2585	22480	41	10,27	106	9220
800	0,115	0,15	120	0,245	0,171	3878	33720	39	9,85	153	13263
800	0,15	0,125	131	0,277	0,178	4215	28100	38	9,46	159	10618

Таблиця 5.17.

Рекомендації щодо вибору режимів різання залежно від вимог до якості, зносостійкості та економічної доцільності при використанні НК

V, м/хв	t, мм	Sz, мм/зуб	През, Н	Ra, мкм	hз, мм	Продуктивність		Зносостійкість		Технологічна	
						см ³	см ²	хв	км	см ³	см ²
400	0,08	0,125	160	0,361	0,119	1124	14050	113	14,15	127	15882
400	0,115	0,1	161	0,313	0,118	1293	11240	114	14,27	147	12814
400	0,115	0,15	214	0,396	0,139	1939	16860	97	12,12	188	16317
400	0,15	0,125	190	0,389	0,129	2108	14050	104	13,05	220	14651
600	0,08	0,1	150	0,241	0,131	1349	16860	68	12,85	92	11542
600	0,08	0,15	181	0,287	0,144	2023	25290	62	11,69	126	15750
600	0,115	0,125	173	0,292	0,145	2424	21075	62	11,61	150	13034
600	0,15	0,1	176	0,268	0,139	2529	16860	65	12,12	163	10878
600	0,15	0,15	205	0,336	0,149	3794	25290	60	11,30	228	15221
800	0,08	0,125	172	0,244	0,15	2248	28100	45	11,23	101	12600
800	0,115	0,1	181	0,246	0,155	2585	22480	43	10,86	112	9755
800	0,115	0,15	232	0,28	0,164	3878	33720	41	10,27	159	13829
800	0,15	0,125	202	0,288	0,162	4215	28100	42	10,40	175	11667

Таким чином, фінішне фрезерування чавуну GJV-450 із застосуванням інструментів з кубічного нітриду бору забезпечує зниження сил різання на 30-35% порівняно з нітридною керамікою, особливо за режимів $v_n=600-800$ м/хв, $a_p=0,08-0,10$ мм, $S_n=0,10-0,12$ мм/зуб. Водночас, обидва інструментальні матеріали демонструють стабільну обробку з високою якістю поверхні ($Ra \leq 0,63$ мкм) та помірним зношуванням різальних кромки.

Інструменти з КНБ мають перевагу за зносостійкістю при помірних режимах (до 15,6 км проти 14,15 км для НК), тоді як НК краще витримує термічні навантаження при високих швидкостях (до 10,4 км проти 9,84 км для КНБ). КНБ також сприяє формуванню глибших залишкових напружень стиску (-166 МПа), подрібненню зерен α -Fe (до 369 нм) та інтенсифікації мікродеформацій графіту, що свідчить про активне зміцнення поверхні. Нітридна кераміка характеризується менш інтенсивним термомеханічним впливом.

Розроблені регресійні моделі з високим рівнем достовірності ($R^2=0,95-0,99$) дозволяють прогнозувати сили різання, параметри зношування різальних пластин торцевих фрез та параметри шорсткості R_a обробленої поверхні, що має практичну цінність для промислового впровадження технологій фінішної обробки чавуну GJV-450.

ВИСНОВКИ

У межах монографії реалізовано комплексне вирішення актуальних науково-технічних завдань, пов'язаних із підвищенням ефективності процесів фінішного торцевого фрезерування важкооброблюваних залізовуглецевих сплавів, а саме загартованих сталей та чавунів із вермикулярним графітом. На основі системного аналізу літературних джерел, математичного моделювання, комп'ютерного симулювання та лабораторних експериментів обґрунтовано доцільність застосування інструментальних матеріалів із полікристалічного кубічного нітриду бору (ПКНБ) груп BL і BH, а також нітридної кераміки, з урахуванням їх геометричних параметрів, функціональних покриттів та режимів різання.

Встановлено, що використання різальних пластин із покриттями TiAlN і TiSiN сприяє зниженню сил різання, покращенню тепловідведення та зменшенню зношуваності інструменту. Експериментально підтверджено, що пластини типу CN3505 і DSC500 з покриттям TiAlN забезпечують найменші складові сили різання при обробці загартованої сталі 4X5МФС, що пов'язано з низьким коефіцієнтом тертя та високою термостійкістю покриття. Методом рентгеноструктурного аналізу визначено залишкові внутрішні напруження поверхневого шару, які залежать від типу покриття: без покриття – розтягувальні (+578 МПа), з покриттям TiSiN – стискуючі (-407 МПа), що свідчить про зниження локальних пластичних деформацій і стабілізацію структури поверхні після обробки.

Дослідження геометрії ріжучих пластин показали, що фаска з кутом нахилу -25°C забезпечує рівномірне формування стружки, знижує пластичну деформацію поверхневого шару та сприяє досягненню найнижчих показників шорсткості Ra. Ефективність процесу фінішного фрезерування підтверджується досягненням $Ra < 0,1$ мкм та стійкістю інструменту понад 100 хвилин різання. Механізм зношування пластин із ПКНБ визначено як переважно адгезійний, а найменше зношування зафіксовано для пластини DSC500.

У процесі фрезерування чавунів з вермикулярним графітом марки GJH-450 (аналог ЧВГ-500) обґрунтовано доцільність використання інструментів із кубічного нітриду бору (КНБ) та нітридної кераміки (НК). Встановлено, що пластини круглої форми забезпечують стабільність процесу обробки, а КНБ демонструє найкращі результати за критеріями шорсткості, зношуваності та залишкових напружень при швидкості різання 400 м/хв. НК виявилася ефективнішою при швидкостях 600-800 м/хв, що дозволяє рекомендувати її для великосерійного виробництва. Побудовані регресійні моделі з високими коефіцієнтами детермінації ($R^2=0,95-0,99$) забезпечують точне прогнозування параметрів процесу та можуть бути використані для інженерної технологічної підготовки.

Узагальнюючи результати, слід зазначити, що інструменти з ПКНБ доцільно застосувати для високоточних операцій, де критичною є якість обробленої поверхні та надійність виробу в умовах підвищених навантажень. Нітридна кераміка є економічно ефективною альтернативою для серійного виробництва, що забезпечує конкурентоспроможність продукції. Отримані результати мають прикладне значення для машинобудівних підприємств і можуть бути впроваджені у виробничу практику та навчальний процес технічних закладів вищої освіти.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. [Електронний ресурс]: <https://ela.kpi.ua/server/api/core/bitstreams/7c625af3-4aba-449d-a474-66fc54071f3a/content>
2. Abele E., Sahm A., Schulz H. (2005). Wear Mechanism when Machining Compacted Graphite Iron. CIRP Annals. 2005. Vol. 54(1): 57–62.
3. Ai X., Tan J., Sun H., Lu L., Yang Z., Yu Z., Liao G., Li S., Jin Y., Niu Y., He N., Hao X. (2022). Effect of tool coatings on machining properties of compacted graphite iron. Micromachines. 2022. Vol. 13, No. 10. Article 1781. <https://doi.org/10.3390/mi13101781>
4. Andrade C.L.F. (2005). Análise de furação do ferro fundido vermicular com brocas de metal-duro. MSc Thesis. UFSC, 2005.
5. Baroa, P.K., Joshia, S.S. and Kapoor, S.G. (2005) ‘Modeling of cutting forces in a face-milling operation with self-propelled round insert milling cutter’, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 45, pp. 831–839.
6. Berglund A. (2011). Criteria for Machinability Evaluation of CGI Materials. Doctoral Thesis. Chalmers University, 2011.
7. Ceramics like it hot. Sandvik Coromant: <https://www.sandvik.coromant.com/en/gb/industry-solutions/aerospace/aero-knowledge/ceramics-like-it-hot>.
8. Chen M., Jiang L., Guo G., An Q. (2011). Experimental and FEM study of coated and uncoated tools used for dry milling of compacted graphite cast iron. M. Chen, L. Jiang, G. Guo, Q. An. Transactions of Tianjin University. 2011. Vol. 17. 235–241p. <https://doi.org/10.1007/s12209-011-1609-1>
9. Costes, J.P., Guillet, Y., Poulachon, G. & Dessoly, M. (2007). Tool-life and wear mechanisms of CBN tools in machining of Inconel 718. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 47, pp. 1081–1087.
10. Cui, X., Guo, J., Zhao, J. and Yan, Y. (2014). Cui, X., Guo, J., Zhao, J. *et al.* Chip temperature and its effects on chip morphology, cutting forces, and surface roughness in high-speed face milling of hardened steel. *Int J Adv Manuf Technol* 77, 2209–2219 (2015). <https://doi.org/10.1007/s00170-014-6635-4>

11. Cui, X., Zhao, J. and Dong, Y. (2013) 'The effects of cutting parameters on tool life and wear mechanisms of CBN tool in high-speed face milling of hardened steel', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 66, pp. 955–964. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5019-7>.
12. Cui, X., Zhao, J. and Tian, X. (2012) Tool wear in high-speed face milling of AISI H13 steel, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 226(10), pp. 1684–1693. DOI: 10.1177/0954405412455378.
13. Cui, X., Zhao, J. and Tian, X. (2013) 'Cutting forces, chip formation, and tool wear in high-speed face milling of AISI H13 steel with CBN tools', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 64, pp. 1737–1749.
14. Dabade, U. A., Joshi, S. S. & Ramakrishn, N. (2003) Analysis of surface roughness and chip cross-sectional area while machining with self-propelled round inserts milling cutter. *Journal of Materials Processing Technology*, 132(1), pp. 305-312. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00949-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00949-4)
15. Da Silva LRR, Souza FCR, Guesser WL, Jackson MJ, Machado AR. (2020). Critical assessment of compacted graphite cast iron machinability in the milling process. *J Manuf Process*, 56, pp. 63–74. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.04.061>
16. Dawson S., Guesser W. (2017). Castability, product design, and production of compacted graphite irons, in: D.M. Stefanescu (Ed.), 1A, in: *Cast Iron Science and Technology*, vol. 1A, ASM International, 2017, pp. 665–675. <http://dx.doi.org/10.31399/asm.hb.v01a.a0006328>
17. Dawson S., Guesser W.(2017) Specification, selection, and applications of compacted graphite irons, in: D.M. Stefanescu (Ed.), *Cast Iron Science and Technology*, 1A, ASM International, 2017, pp. 659–664, <http://dx.doi.org/10.31399/ASM.HB.V01A.A0006312>
18. Dawson W., Schroeder T. (2004). Practical Applications for Compacted Graphite Iron. *AFS Transactions*. 2004. P. 1–9.

19. Dawson. S., Hollinger, I. et al. (2014), The Effect of Metallurgical Variables on the Machinability of Compacted Graphite Iron, SinterCast.[https://sintercast.com/media/1571/sintercast-the-effect-ofmetallurgical-variables-on-the-machinability-of-compacted-graphite iron-1.pdf](https://sintercast.com/media/1571/sintercast-the-effect-ofmetallurgical-variables-on-the-machinability-of-compacted-graphite-iron-1.pdf)
20. De Oliveira V.V., Beltrão P.A.C., Pintaude G. (2010). Effect of tool geometry on the wear of cemented carbide coated with TiAlN during drilling of compacted graphite iron. *Wear*, Vol. 271, Issues 9–10, 2011.<http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2010>.
21. Gabaldo S., Diniz A.E., Andrade C.L.F., Guesser W.L. Performance of carbide and ceramic tools in the milling of compact graphite iron – CGI. University of Campinas, Tupy Fundições, UDESC, Brazil.
22. Gastel M., Konetschny C., Reuter U., Fasel C., Schulz H., Riedel R., Ortner H.. (2000). Investigation of the wear mechanism of cubic boron nitride tools used for the machining 176 of compacted graphite iron and grey cast iron, *Int. J. Refract. Met. Hard Mater.* 18 (6) (2000) 287–296, [http://dx.doi.org/10.1016/S02634368\(00\)00032-9](http://dx.doi.org/10.1016/S02634368(00)00032-9).
23. Ghani J.A., Choudhury I.A., Hassan H.H. (2004). “The effect of cutting parameters on tool life and surface finish in end milling of hardened steel.” *Journal of Materials Processing Technology*, 153–154, 1062–1068.
24. Ghani J.A., Karabulut Ş., Güllü A. (2013). “Wear model in milling compacted graphite iron with different lead angle using ceramic cutting tools.” *Solid State Phenomena*, 199, 291–296.
25. Guo Y., Wang C.Y., Yuan H., Zheng L.J., Song Y.X. (2016). Milling Forces of CGI and GI. Guangdong University of www.scientific.net/MSF.800-801.32
26. Haider J., Hashmi M.S.J.(2014) Health and Environmental Impacts in Metal Machining Processes. In: *Comprehensive Materials Processing*. Elsevier, 2014. Vol. 8. P. 85–108. doi:10.1016/B978-0-08-096532-1.00804-9
27. Halpin, T., Byrne, G., Barry, J. & Ahearne, E. (2009). The performance of polycrystalline cubic boron nitride tools in continuous, semi-interrupted, and interrupted hard machining. *Proc. IMechE*, 223(B), pp. 947–953.

28. Heck M., Ortner H.M., Flege S., Reuter U. (2008). Ensinger W. Wear Behavior of Cutting Tools Used for CGI and Grey Cast Iron. *IJRMHM*. 2008. Vol. 26: 197–206.
29. Hoang, T.D., Nguyen, N.T., Tran, D.Q. and Nguyen, V.T. (2019) Cutting forces and surface roughness in face-milling of SKD61 hard steel, *Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering*, 65(6), pp. 375–385. DOI: <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2019.6057>
30. ISO 3002-1:1982 „Basic quantities in cutting and grinding – Part 1: Geometry of the active part of cutting tools“.
31. ISO 8688-1:1989 „Tool life testing in milling – Part 1: Face milling“.
32. ISO 16112:2006. Compacted (vermicular) graphite cast irons – Classification.
33. José V. Abellán-Nebot, Carlos Vila Pastor, Hector R. Siller (2024). “A Review of the Factors Influencing Surface Roughness in Machining and Their Impact on Sustainability”, *MDPI Sustainability*, 16(5), 1917. <https://doi.org/10.3390/su16051917>.
34. Kalpakjian S., Schmid S. (2014). *Manufacturing Engineering & Technology*. 7th ed. Authorized adaptation from the United States edition. Pearson Education, 2014.
35. Kara M. E., Kuzu A. T., Bakka M. (2024). Investigation of Residual Stresses Induced by Milling of Compacted Graphite Iron by X-ray Diffraction Technique // *Journal of Materials Engineering and Performance*. – 2024
36. Kim, H.S. and Ehmann, K. (1993). A cutting force model for face-milling operations. *International Journal of Machine Tool Manufacture*, 33, pp. 651–673.
37. Klimenko, S. A. (1995) Kinetics of tool wear in turning martensitic steels. *J. Superhard Mater.*, 17(2), pp. 62-65.
38. Klocke F., Brinksmeier E., Weinert K. (2005). Capability profile of hard cutting and grinding processes. *CIRP Annals*, 54(2), 557–580.
39. Klocke, F., Lung, D., Liermann, J. and Rottger, K. (1997). Part quality in hard turning. *Seminar on Improving Machine Tool Performance*, (24), pp. 389–400.

40. Kovalenko Y. (2025). Mechanism and kinetics of PCBN tool wear during face milling of hardened steel. *Scientific Journal of TNTU*. Tern.: TNTU. Vol. 117. No 1. P. 87-97.
41. Kundrak, J., Nagy, A., Markopoulos, A.P. and Karkalos, N.E. (2019). Investigation of surface roughness on face milled parts with round insert in planes parallel to the feed at various cutting speeds. *Різання та інструмент в технологічних системах, Технологія та властивості спечених твердих сплавів і виробів з них, AM MICIO*, 2001.
42. Kushner V., Storchak M. (2017). Determination of Material Resistance Characteristics in Cutting, *Procedia CIRP*, Volume 58, pp. 293-298. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.333>.
<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827117306224>).
43. Lai, D., Ma, J., Liao, X., Ji, Q., Lin, Y. (2024). Wear behavior and surface roughness analysis of carbide tools with varying coating for high-speed milling of compacted graphite cast iron. *Journal of Mechanical Science and Technology* 38 (7) (2024) 3667~3681. <http://doi.org/10.1007/s12206-024-0639-2>
44. Lindvall R., Bello Bermejo J.M., Cámara Herrero B., Sirén S., Magnusson Åberg L., Norgren S., M'Saoubi R., Bushlya V., Ståhl J.-E. (2023). Degradation of multilayer CVD-coated cemented carbide in finish milling compacted graphite iron. *Wear*, 2023, Vol. 522, 204724. DOI: 10.1016/j.wear.2023.204724.
45. Lindvall R., Diaz K.M., Peng R.L., Gutnichenko O., Sirén S., Magnusson Å., Norgren S., M'Saoubi R., Bushlya V., Ståhl J.-E. (2023). Wear mechanisms in Ti(C,N)-Al₂O₃ coated carbide during sustainable machining CGI. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2024, Vol. 119, 106550. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2023.106550.
46. Lin Y., He S., Lai D., Wei J., Ji Q., Huang J., Pan M. (2020). Wear mechanism and tool life prediction of high-strength vermicular graphite cast iron tools for high-efficiency cutting. *Wear*, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203319>
47. Liu, S. & Jin, S. (2020) Predicting milling force variation in time and space domain for multi-toothed face milling. *The International Journal of Advanced*

Manufacturing Technology. Available at: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05319-5>

48. L. Lu, J. Tan, X. Ai, Q. Liu, J. Wang, Z. Yang, Y. Niu, N. He, X. Hao. (2023). Influence of tool structure on turning performance of compacted graphite iron, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 124 (10) (2023) 3553–3565, <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-022-10800-4>.
49. Lu J., Zhang Z., Yuan X., Ma J., Hu S., Xue B., Liao X. (2020). Effect of Machining Parameters on Surface Roughness for CGI by GPR Analysis. *Measurement*. 2020. Vol. 157: 107578.
50. Matras, A., Zębala, W. and Kowalczyk, R. (2014) ‘Precision milling of hardened steel with CBN tools’, *Key Engineering Materials*, 581, pp. 182–187. Available at: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.581.182>
51. Mocellin F., Melleras E., Guesser W.L., Bochs L.(2004). Study of the Machinability of Compacted Graphite Iron for Drilling Process. *JBMSCE*. 2004. Vol. XXVI(1): 22–28.
52. Mohammed M.K., Kishawy H.A., Balazinski M. (2012). Chip Formation and Forces in Milling CGI: Experimental and FEM Analyses. *IJMTM*. 2012. Vol. 57: 32–43. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2012.03.002>
53. M'Saoubi R. et al. (2012). “High-Speed Machining of Compacted Graphite Iron.” *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 61(1), 119–122.
54. Narutaki, N. and Yamane, Y. (1993) ‘Machining of difficult-to-cut material’, *International Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, 27(4), pp. 307–310.
55. Nayyar V., Alam M.Z., Kaminski J., Kinnander A., Nyborg L.. (2013). An experimental investigation of the influence of cutting-edge geometry on the machinability of compacted graphite iron, *Int. J. Manuf., Mater., Mech. Eng.* 3 (1) (2013) 1–25, <http://dx.doi.org/10.4018/ijmmme.2013010101>.
56. Niu J, Huang C, Li C, Zou B, Xu L, Wang J, Liu Z (2020) A comprehensive method for selecting cutting tool materials. *Int J Adv Manuf Technol* 110:229–240. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05534>.

57. Niu R.J., Huang C., Su R., Zou B., Wang J., Liu Z., Li C. (2019). Study on surface integrity of compacted graphite iron milled by cemented carbide tools and ceramic tools. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2019. Vol. 103. P. 4123–4134. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-03592-7>
58. Pereira A.A., Boehs L., Guesser W.L. (2005). Como as inclusões no material da peça podem afetar o desgaste da ferramenta. *O Mundo da Usinagem*. 2005.
59. Petriline A. (2020). Tailoring Tools for Cast Iron. *Canadian Metalworking*.
60. Phokobye, S., Desai, D. and Tlhabadira, I. (2022) ‘Investigating the surface roughness of hardened tool steel (2379) during face milling operation’, *International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research*, 11(1), pp. 22–30.
61. Pretorius N., Toomey T. (2007). Evaluation of different cutting tool materials for the interrupted machining of compacted graphite cast iron. *Industrial Diamond Review* 1 (2007) 41–48.
62. Qiu H.-Q., Chen Z.-D. (2007). The Forty Years of Vermicular Graphite Cast Iron Development in China (Part I). *China Foundry*. 2007. Vol. 4(3): 175–181.
63. Radkevych S.; Hlembotska L.; Melnychuk P.; Lutsiv I. (2024). Surface roughness depending from the cutting parameters of CGI parts during finishing face milling. *Scientific Journal of TNTU (Tern.)*, vol 116, no 4, pp. 5–13. https://doi.org/10.33108/visnyk_tntu2024.04.005
64. Radkevych S.I., Hlembotska L.Ye., Melnychuk P.P. (2023). “Residual Stresses and Tool Wear in Finish Face Milling of Compacted Graphite Iron.” *Scientific Journal of Zhytomyr Polytechnic*, № 2, 41–49.
65. Rai, G. (1993) The metallurgy of CBN and its wear in high speed machining of ferrous materials. *Machining of advanced materials, Proceeding of the International Conference, American Society for Metals*, pp. 501-514.
66. Reuter U., Schulz H., McDonald M. (1999) . Compact and bijou – the problems associated with CGI can be overcome. *Eng Technol Int*. 1999. Vol. 4: 58–60.

67. Sadik I. (2007). “The influence of titanium content on the tool performance in high-speed milling of compacted graphite iron.” *Sandvik Coromant Report*.
68. Saketi, S., Sveen, S., Gunnarsson, S., M’Saoubi, R. and Olsson, M. (2015) ‘Wear of a high cBN content PCBN cutting tool during hard milling of powder metallurgy cold work tool steels’, *Wear*, 332–333, pp. 752–761.
69. Seco Tools (2025) Электронный доступ: <https://www.secotools.com>
70. Sharma V.S., Dhiman S., Gupta A. (2008). “Surface integrity and wear behavior in hard milling of steel.” *Wear*, 264, 205–212.
71. SinterCast AB. Market Overview. Available at: <https://sintercast.com/market/>
72. Sirtuli L.J., Bello Bermejo J.M., Windmark C., Norgren S., Ståhl J.-E., Boing D. (2024). Machining of Compacted Graphite Iron: A Review. *Journal of Materials Processing Technology*. 2024. Vol. 332. Article 118553.
73. Souza J.V.C. de, Nono M.C.A., Mineiro S.L., Silva O.M.M., Ribeiro M.V. (2008). Properties advanced of the silicon nitride based ceramics and recent performance on automotive parts manufacture by machining process: Advanced ceramics, demand forecast . Proceedings of the XVII International Congress and Exhibition of Mobility Technology. São Paulo, Brazil, 07–09 October 2008. Paper No. 2008-36-0330.
74. Stefanescu D.M.(2017)/ A history of cast iron. In: *Cast Iron Science and Technology*. ASM International, 2017. – P. 3–11. <http://dx.doi.org/10.31399/asm.hb.v01a.a0006320>
75. Su H., Guo P., Zhang Y., Wei Z., Liu Y. (2018). Chip Formation Mechanism of CGI during High-Speed Milling. *IJAMT*. 2018. Vol. 99: 123–134.
76. Su, R., Huang, C., Xu, L. et al. (2019). Changes of cutting performance under different workpiece removal volume during normal speed and high speed milling of compacted graphite iron. *Int J Adv Manuf Technol* 100, 2785–2794 (2019). <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2848-2>
77. Tan, J., Wang, J., Hao, X. et al. (2024). Research on coated wiper insert for milling of compacted graphite iron. *Int J Adv Manuf Technol* 132, 1237–1249 (2024). <https://doi.org/10.1007/s00170-024-13453-7>

78. Tang Z. T., Liu Z. Q., Pan Y. Z., Wan Y., Ai X. (2009). The influence of tool flank wear on residual stresses induced by milling aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*. 2009. T. 209. C. 4502–4508.
79. Tasdelen B., Escursell M., Grenmyr G., Nyborg L. (2007). Machining of gray cast irons and compacted graphite iron / B. Tasdelen, M. Escursell, G. Grenmyr, L. Nyborg. *Journal of Materials Processing Technology*. – 2007.
80. Tooptong S., Park K.-H., Kwon P. (2017). Flank Wear in Three Cast Irons. *Tribology International*. 2017. Vol. 113: 76–83.
81. Tu L., Chen J., Lin L., et al. (2021). Machinability Improvement of CGI Using Supercritical CO₂-MQL. *Journal of Manufacturing Processes*. Vol. 68: 154–168.
82. Tupy S.A., SinterCast AB. Tupy to expand CGI production capacity in Mexico. Nasdaq, 2024. <https://view.news.eu.nasdaq.com/view?id=be2a71cc13639163451421699d67a15ef&language=en&src=micro>
83. Withers, P.J., & Bhadeshia, H.K. (2001). Residual stress. Part 1 – Measurement techniques. *Materials Science and Technology*, 17(4), 355–365. <https://doi.org/10.1179/026708301101509980>
84. Xavier F.A. (2009). Estudo dos mecanismos de desgaste em ferramentas de nitreto de silício aplicadas no torneamento dos ferros fundidos vermicular e cinzento : Ph.D. thesis. – 2009.
85. Zhang, Q., Zhang, S. and Li, J. (2017) ‘Three-dimensional finite element simulation of cutting forces and cutting temperature in hard milling of AISI H13 steel’, 45th SME North American Manufacturing Research Conference (NAMRC 45), LA, USA.
86. Глембоцька Л.Є. Обґрунтування актуальності обробки плоских поверхонь деталей з важкооброблюваних матеріалів. *Вісник ЖДТУ*. 2014. №4(71), С. 22-25.
87. Глембоцька Л.Є. Підвищення продуктивності оброблення плоских поверхонь деталей з важкооброблюваних матеріалів шляхом застосування торцевих фрез із ступінчастим розташуванням ножів. Дисертація к.т.н. зі спеціальності 05.03.01 Процеси механічної обробки, верстати та

- інструменти. Житомирський державний технологічний університет, м. Житомир, 2018. – 172 с.
88. Глембоцька Л.Є. Схеми різання при обробленні торцевими фрезами плоских поверхонь деталей з важкооброблюваних матеріалів. Вісник ЖДТУ. 2006. №3(38), Технічні науки. С. 3-10.
89. Дербаба В.А., Пацера С.Т., Григоренко В.У. (2022). Особливості механічної обробки зносостійких чавунів. Збірник наукових праць НГУ, 71, 217-230. <https://doi.org/10.33271/crpnmu/71.217>
90. Кальченко В.В., Венжега В.І., Пасов Г.В. (2023). Підвищення точності та продуктивності обробки плоских поверхонь деталей, що входять до вузлів і агрегатів автомобілів. Центральнотраїнський науковий вісник. Технічні науки. Вип. 7(1), С. 187-195. http://nbuv.gov.ua/UJRN/znpkntu_2023_7%281%29__23
91. Каталог компанії Iscar. <https://cutt.ly/UKgOhvf>.
92. Каталог Sandvik Coromant. https://docs.steelcam.org/sandvik/katalog_vrashayushiesya_instrumenty-2017.
93. Клименко В.М., Шиліна О.П., Осадчук А.Ю. Технологія конструкційних матеріалів. – Вінниця: УНІВЕРСУМ-Вінниця, 2005. – 97 с.
94. Коваленко Я.П. Ефективність фінішного торцевого фрезерування загартованої сталі інструментом, оснащеним полікристалічним кубічним нітридом бору: дис. д-ра філософії: 131 Прикладна механіка. Житомир, 2025. 296 с.
95. Коваленко Я.П., Євглевський С.С. (2024). Комп'ютерне моделювання силових характеристик при торцевому фрезеруванні загартованих сталей інструментом, що оснащений ріжучими пластинами із ПКНБ без покриттів та з покриттям. Тези Міжнародної науково-технічної конференції "Нові та нетрадиційні технології в ресурсо- та енергозбереженні", 11-12 грудня 2024. Одеса: Одеський національний морський університет, С.71-73.
96. Коваленко Я.П., Мельничук П.П. (2024) Ефективність фінішного фрезерування загартованих сталей інструментом з полікристалічного

кубічного нітриду бору. Herald of Khmelnytskyi National University. Technical Sciences. 2025. Вип. 347(1), С. 486-495.
<https://doi.org/10.31891/2307-5732-2025-347-66>

97. Коваленко Я.П., Мельничук П.П. (2024) Фінішне оброблення загартованої сталі при торцевому фрезеруванні інструментом із ПКНБ без покриттів та з покриттями TiSiN і TiAlN. Вісник Державного університету "Житомирська політехніка". Серія: Технічна інженерія. Вип. 94(2). С. 32-37. DOI: [https://doi.org/10.26642/ten-2024-2\(94\)-32-37](https://doi.org/10.26642/ten-2024-2(94)-32-37)
98. Коваленко Я.П., Мельничук П.П. Практика використання ріжучого інструменту з ПКНБ групи VL при обробці загартованих сталей. Технічна інженерія, Фахове видання Державного університету "Житомирська політехніка", 2021, №1 (87). С. 21-27.
99. Коваленко Я.П., Мельничук П.П., Бойко І.А. Застосування методу скінчених елементів для пошуку шляхів оптимізації температурного поля при різанні інструментами із ПКНБ групи VL. Вісник Державного університету "Житомирська політехніка". Серія: Технічна інженерія. Прикладна механіка. 2022. Вип. 2(90). С. 22-29.
100. Коваленко Я.П., Мельничук П.П., Кирилович В.А. Оцінка технологічних та термобаричних особливостей механічної обробки загартованих сталей: опис явищ у контактній зоні різанням інструментами із ПКНБ групи VL. Технічна інженерія. Житомирська політехніка. 2022. Випуск 1(89). С. 27-31.
101. Кропівний В.М., Кузик О.В., Кропівна А.В., Засінець Г.М. (2019). Чавун з вермикулярним графітом. Кропивницький: Видавець В.Ф.Лисенко, 2019. – 222 с.
102. Кропівна А.В., Кузик О.В. (2020). Аналіз та гармонізація національних та міжнародних стандартів ЧВГ. ЦНТУ. Центральнoукраїнський науковий вісник. 2020. №3 (34). С. 88–95.
103. Луців І.В., Радкевич С.І., Коваль Ю., Голубовський А. (2025). Інструмент із КНБ для високоміцних матеріалів: критерії вибору та практичні

рекомендації. Herald of Khmelnytskyi National University. Technical Sciences. 351(3.1). С.192-198. <https://doi.org/10.31891/2307-5732-2025-351-24>

104. Новіков Ф.В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей: монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.
105. Ошкадьоров С.П. (2010). Залізвуглецеві сплави. Енциклопедія сучасної України [Електронний ресурс] / редкол. І. М. Дзюба, А. І. Жуковський, М. Г. Железняк [та ін.]; НАН України, НТШ. – Київ : Інститут енциклопедичних досліджень НАН України, 2010. – Т. 10. – Режим доступу : <https://esu.com.ua/article-14777>
106. Радкевич С.І. (2025). Ефективність торцевого фінішного фрезерування чавунів з вермикулярним графітом інструментами з кубічного нітриду бору та з нітридної кераміки. Наукові нотатки. №82. С. 9–15.
107. Радкевич С.І. (2025). Оцінка впливу сил різання при фінішному торцевому фрезеруванні інструментом з КНБ та нітридної кераміки на параметри якості обробки чавунів з вермикулярним графітом. Технічна інженерія. №95(1). С. 94–101. 130.
108. Радкевич С.І. Фінішне торцеве фрезерування чавунів з вермикулярним графітом інструментами з кубічного нітриду бору та нітридної кераміки: дис. д-ра філософії: 131 Прикладна механіка. Житомир, 2025. 208 с.
109. Радкевич С.І., Глембоцька Л.Є., Мельничук П.П. (2023). Підвищення ефективності обробки високоміцних чавунів з вермикулярним графітом. Технічна інженерія, №1(91). С. 84–91. [https://doi.org/10.26642/ten-2023-1\(91\)-84-91](https://doi.org/10.26642/ten-2023-1(91)-84-91)
110. Радкевич С.І., Залога В.О. (2024). Особливості процесу торцевого фрезерування з використанням інструментів з кубічного нітриду бору. Технічні науки та технології. № 4(38). С.128–133. [https://doi.org/10.25140/2411-5363-2024-4\(38\)-128-133](https://doi.org/10.25140/2411-5363-2024-4(38)-128-133)
111. Радкевич С.І., Луців І.В. (2024). Залежність залишкових напружень в поверхні виробу від умов різання при торцевому фрезеруванні. Технічні

- науки та технології. С. 103–111. [https://doi.org/10.25140/2411-5363-2024-4\(38\)-103-111](https://doi.org/10.25140/2411-5363-2024-4(38)-103-111).
112. Радкевич, С.І., Глембоцька, Л.Є., Мельничук, П.П. (2021). Оброблюваність чавунів при фінішному торцевому фрезеруванні плоских поверхонь надтвердими матеріалами. Технічна інженерія, (1(87), 38–48.
113. Радкевич, С.І., Глембоцька, Л.Є., Мельничук, П.П., Кирилович, В.А. (2022). Конструктивне рішення торцевих фрез зі змінними непереточуваними пластинами для обробки плоских поверхонь деталей з чавунів. Технічна інженерія, (1(89), 45–54. [https://doi.org/10.26642/ten-2022-1\(89\)-45-54](https://doi.org/10.26642/ten-2022-1(89)-45-54)
114. Сушко, О.В. (2021). Якість обробленої поверхні при лезвійній обробці матеріалів інструментами на основі нітриду бору. Таврійський державний агротехнологічний університет, (15), С. 235.
115. Чумак А.О., Мельничук Ю.О., Клименко С.А., Манохін А.С., Клименко С.А., Копейкіна М.Ю., Осіпов О.С., Найдено А.Г., Полонський Л.Г., Коваленко Я.П. (2023). Працездатність різального інструменту, оснащеного ПКНБ групи ВL, при швидкісній обробці загартованої сталі. Технічна інженерія, (1(91), 17–25. [https://doi.org/10.26642/ten-2023-1\(91\)-17-25](https://doi.org/10.26642/ten-2023-1(91)-17-25)
116. Чумак, А.О. (2022) Підвищення стійкості інструментів з надтвердих композитів кубічного нітриду бору групи ВL при фінішній лезвій обробці загартованих сталей. Дисертація. Київ.
117. Шутяк Ю.В. Використання функції бажаності для оцінки економічної безпеки підприємства / Ю.В. Шутяк // Наукові студії. Випуск 7. - С.147-154.
118. ДСТУ 4738:2007 «Прокат сортовий сталевий гарячекатаний круглий. Сортамент»

Наукове видання

**МЕЛЬНИЧУК Петро Петрович
БАЛИЦЬКА Наталія Олександрівна
ГЛЕМБОЦЬКА Лариса Євгеніївна
КОВАЛЕНКО Яна Павлівна
РАДКЕВИЧ Світлана Іванівна**

**ФІНІШНЕ ТОРЦЕВЕ ФРЕЗЕРУВАННЯ
ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВИХ СПЛАВІВ**

Монографія

Електронне видання

Комп'ютерний дизайн та верстка: Глембоцька Л.Є.

Гарнітура Times New Roman. Ум. друк. арк. 10,9.

Державний університет «Житомирська політехніка»
м. Житомир, вул. Чуднівська, 103, 10005