

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Одеський національний політехнічний університет

На правах рукопису

УДК 621.95.01: 621.9.019 (043.3/.5)

МЕЛЕНТЬЄВ РУСЛАН ЮРІЙОВИЧ



**ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ФОРМИ ОТВОРІВ
В ДЕТАЛЯХ З ВУГЛЕПЛАСТИКА**

05.02.08 – Технології машинобудування

Дисертація на здобуття наукового ступеня

кандидата технічних наук

Науковий керівник –
доктор технічних наук,
професор Ларшин В. П.

Одесса – 2016

ЗМІСТ

ВСТУП

РОЗДІЛ І. ЛІТЕРАТУРНИЙ ОГЛЯД

1.1. Літературний фонд.....	13
1.2. Застосування вуглепластиків.....	16
1.3. Специфічні особливості обробки вуглепластиків	18
1.4. Альтернативні методи обробки отворів в вуглепластиках.....	19
1.4.1. Планетарне свердління.....	19
1.4.2. Свердління ультразвуковою асистенцією	20
1.4.3. Електрохімічна обробка	20
1.4.4. Електророзрядна обробка	21
1.4.5. Лазерна обробка	21
1.4.6. Пілотування отвору	22
1.4.7. Застосування опорної плити	22
1.5. Якісні показники отвору	23
1.5.1. Деламінація.....	23
1.5.2. Шорсткість поверхні	24
1.5.3. Температурні явища	26
1.6. Технологічні параметри процесу свердління.....	31
1.6.1. Вплив геометрії інструменту на якісні показники отвору	31
1.6.2. Вплив режимів різання на якісні показники отвору	36
1.6.2.1. Осьова подача	36
1.6.2.2. Швидкість різання	38
1.6.2.3. Зернистість	40
1.7. Аналітичні підходи до опису деламінації	42
1.8. Висновки розділу	44
1.9. Мета та задачі дослідження	47

РОЗДІЛ II. ГІПОТЕЗА ТА МЕТОДИ ДОСЛІДЖЕННЯ

2.1. Підвищення ефективності обробки отворів в вуглепластиках	48
2.1.1. Температура як фактор виникнення деламінації.....	48
2.1.2. Технологічні передумови зниження температури	51
2.1.3. Розробка нового технологічного способу свердління	52
2.2. Методологія експериментального дослідження.....	54
2.2.1. Задачі дослідження	54
2.2.2. Обладнання.....	55
2.2.3. Інструмент	56
2.2.4. Матеріал заготівлі.....	57
2.2.5. Режими різання	58
2.2.6. План експерименту.....	59
2.2.7. Контрольні параметри.....	61
2.2.8. Схема проведення експерименту	62
2.3. Висновки розділу	63

РОЗДІЛ III. РЕЗУЛЬТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТУ ТА МАТЕМАТИЧНА ОБРОБКА

3.1. Сили різання	64
3.2. Термічний вплив	70
3.3. Показники точності отвору.....	75
3.3.1. Фактор деламінації	75
3.3.2. Необроблений периметр кромки отвору	80
3.4. Проблема блокування керну	82
3.5. Статистичний аналіз результатів вимірювань	84
3.6. Карти сил різання.....	85
3.7. Вибір раціональних режимів різання.....	86
3.8. Оптимізація режимів різання.....	89
3.9. Висновки розділу	91

РОЗДІЛ IV. ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛООБМІНУ В ПОЛІМЕРНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛАХ.

4.1. Задачі дослідження	93
4.2. Методи дослідження.....	94
4.3. Модель теплового поля в елементарній комірці композиту	98
4.4. Модель теплової взаємодії між шарами композиту	102
4.4.1. Задачі симуляції	102
4.4.2. Параметри симуляції	103
4.4.3. Результати та обговорення.....	105
4.4.4. Резюме моделі	109
4.5. Температурна модель кільцевого свердління вуглепластика	110
4.5.1. Задачі симуляції	110
4.5.2. Тепловиділення під час обробки вуглепластиків.....	110
4.5.3. Параметри симуляції	111
4.5.4. Результати та обговорення.....	117
4.5.5. Резюме моделі	124
4.6. Висновки розділу	125

РОЗДІЛ V. АНАЛІЗ ГІПОТЕЗИ ТА ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСУ ФОРМОУТВОРЕННЯ ОТВОРІВ В ВУГЛЕПЛАСТИКАХ

5.1. Перевірка гіпотези	126
5.1.1. Вплив температури на сили різання	126
5.1.2. Вплив температури на деламінацію.....	129
5.2. Порівняння технологічних характеристик спірального і кільцевого інструменту.....	131
5.2.1. Порівняння сил різання	131
5.2.2. Порівняння фактору деламінації.....	134
5.2.3. Порівняння необробленого периметру кромки отвору	135
5.2.4. Порівняння теплової сторони процесів обробки.....	136
5.3. Ефективність різнозернистого інструменту.....	137
5.4. Нові конструкції алмазних свердл	139

5.4.1. Різноматричний інструмент	139
5.4.2. Різноматричний інструмент	144
5.5. Класифікація дефектів обробки отворів в полімерних композиційних матеріалах	148
ВИСНОВКИ	151
ЛІТЕРАТУРА	154
ДОДАТКИ	
А: Записи динамометру	169
Б: Точність форми кромки отвору	174
В: Експериментальна вибірка	179
Г: Статистичні калькуляції	181
Д: Список публікацій та інтелектуальна власність	190
Ж: Нагороди та міжнародне співробітництво	201
З: Акти промислового впровадження	204

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

ВАП – волоконно-армований полімер;

КЗ – крупна зернистість;

КС – кільцеве свердло;

МЗ – мала зернистість;

ПКМ – полімерний композиційний матеріал;

РР – режими різання;

СР – сили різання;

СС – спіральне свердло;

УЗА – ультразвукова асистенція

D_{max} – діаметр деламінованої зони, мм;

d – діаметр отвору, мм;

E_r – ефект зниження осьової сили, %;

F_d – фактор деламінації;

$F_{d\ entry}$ – фактор деламінації вхідної кромки;

$F_{d\ exit}$ – фактор деламінації вихідної кромки;

F_t – осьова сила, Н;

f – осьова подача, мм/об;

g – зернистість інструменту, мкм;

M_t – крутний момент, Нм;

L_c – глибина свердління, мм;

T_{max} – максимальна температура оброблюваної деталі, °С;

T_{edge} – температура на вихідній кромці отвору, °С;

T_{surf} – температура поверхні отвору, °С;

t – час, с;

v – швидкість різання, м/хв;

U_r – необроблений периметр кромки отвору, %;

ВСТУП

Актуальність теми. В даний час спостерігається стрімке зростання застосування полімерних композиційних матеріалів (ПКМ), зокрема вуглепластиків. Це призводить до необхідності удосконалення методів обробки цих матеріалів, які в значній мірі ускладнені їх специфічними фізичними і механічними властивостями. Формоутворення отворів в вуглепластиках є найбільш трудомісткою операцією з числа застосовуваних і за деякими оцінками складає до 80% загальної трудомісткості обробки, що досягає 50% від загальної вартості обробки цього матеріалу, оскільки навіть невеликий приватний реактивний літак має від 250 000 до 400 000 отворів, транспортний же літак або бомбардувальник має від 1 000 000 до 2 000 000 отворів.

Серед відомих методів формоутворення отворів: електроіскрова обробка не має високу ефективність, лазерна не забезпечує вимог якості обробленої поверхні у зв'язку з термічною деструкцією полімеру а електрохімічна обробка і зовсім не може бути застосована до даного класу матеріалів. Таким чином, традиційне механічне свердління і по сьогодні зберігає першість у вирішенні даного питання. Проте, процес різання характерний супроводом дефектів обробки, через незадоволення якісних показників заданим вимогам готового виробу. Так, обмежуючим фактором при плануванні параметрів технологічного процесу свердління деталей з вуглепластика є дефекти вхідної і вихідної кромки отвору. Показники шорсткості поверхні, точності форми і діаметра отвору не є пріоритетними.

Серед існуючих шляхів забезпечення бездефектної обробки отворів і підвищення ефективності процесу свердління виділяють застосування лезового і алмазного інструменту, причому, відомо безліч вітчизняних і зарубіжних праць, що суперечать стосовно переваг і недоліків наведених напрямків.

У зв'язку з вищевказаним, завдання забезпечення бездефектного формоутворення отворів на основі вибору типу свердла та параметрів процесу є безумовно актуальним як для науки, так і для світового машинобудування.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами і темами. Дисертаційну роботу виконано на кафедрі технології машинобудування Одеського національного політехнічного університету у рамках НДР МОН України «Дослідження ресурсозберігаючих технологій при лезовій та абразивній обробці», ДР № D113U001462, з 09.12 по 06.15 рр., а також відповідно до програми міжнародного наукового співробітництва та обміну науковцями ERASMUS MUNDUS, на замовлення проекту BACKIS (2012-2741 / 001-001 - EMA2), досліди виконані в Туринському політехнічному університеті Італії (Politecnico di Torino). Здобувач приймав безпосередню участь у аналітичних та експериментальних роботах як відповідальний виконавець.

Мета і задачі дослідження. Мета роботи – підвищення точності форми кромки отвору в вуглепластиках за рахунок вдосконалення параметрів процесу та вибору інструменту.

Для досягнення мети в роботі поставлено наступні задачі:

- Виконати аналіз процесів обробки отворів в ПКМ. Виявити характерні особливості обробки даного класу матеріалів, встановити рекомендовані геометрії інструментів і режимні параметри процесу для досягнення вимог що до якісних показників отворів.
- Запропонувати новий технологічний спосіб зменшення дефектів кромки та підвищення ефективності обробки отворів в вуглепластиках. Розробити інструмент для реалізації запропонованого способу;
- Розробити методику та виконати комплекс експериментальних досліджень лезового і алмазного свердління вуглепластика з метою достовірної оцінки технологічних переваг і недоліків кожного виду обробки;

– Встановити характер утворення сил різання, проаналізувати їх вплив на якість кромки отворів. Виконати статистичний аналіз експериментальних даних. Визначити коефіцієнти регресійних залежностей для визначення сил різання та якісних показників отвору, на основі яких, виконати оптимізацію режимів різання для досягнення якості отвору, що задовольняють вимоги до готової продукції.

– Дослідити теплову сторону процесу абразивного свердління кільцевим свердлом на основі отриманих експериментальних даних.

– Виробити практичні рекомендації щодо вибору прогресивних режимів різання та різальних інструментів для свердління отворів в вуглепластиках.

– Класифікувати якісні показники отворів в ПКМ.

Об'єкт дослідження – технологічні операції лезового та абразивного свердління вуглепластиків.

Предмет дослідження – Технологічні параметри процесу свердління, технологічні фактори утворення дефектів і геометрія ріжучого інструменту, що забезпечує комплекс заданих вимог до якості отворів.

Методи дослідження. Методологічною основою роботи є експериментальне дослідження технологічних закономірностей формування параметрів якості обробки отворів у деталях з вуглепластика. Теоретичні дослідження базуються на фундаментальних положеннях технології машинобудування, теорії різання матеріалів, теплофізиці й чисельного моделювання. Результати експериментальних досліджень одержано за допомогою високоякісного оснащення з використанням сучасних п'єзометричних засобів вимірювань. Статистичне оброблення експериментальних даних проводилось з використанням прикладних програми для ЕВМ. Теоретичні розробки щодо теплонапруженості процесу отримані методом комп'ютерного моделювання на основі методу скінчених елементів.

Наукова новизна отриманих результатів:

1. Вперше обґрунтовано, що температура є фактором виникнення деламінації в волокнисто-армованих композитах, що дозволило розробити новий ефективний спосіб підвищення точності форми отвору в вуглепластиках.

2. Отримали подальший розвиток теорія та спосіб *«різнозернистої обробки»* отворів на операції свердління, який характеризується тим, що загальний припуск на обробку поділяється на операційні припуски які видаляються послідовно-паралельно, чим, за рахунок зниження величини силових та температурного показників процесу, підвищується точність форми отвору.

3. Удосконалено модель теплового поля при свердлінні вуглепластика, яка відрізняється комплексною динамічно-змінною геометрією заготівлі під час обробки кільцевим свердлом, оберненим зв'язком теплофізичних характеристик до температури та функціональною щільністю теплового потоку, що дозволило знизити похибку моделювання і визначити вплив температури процесу на виникнення деламінації.

Практичне значення отриманих результатів:

1. Наведено класифікацію дефектів отворів в ПКМ, терміни якої рекомендуються до застосування в описі дослідження чи цитуванні результатів. Запропоновано критерій оцінки якості кромки отвору в *«необроблений периметр»*.

2. Вказані недоліки та переваги використання спірального та кільцевого інструменту стосовно обробки отворів в вуглепластиках. Докладено вплив блокування керна на сили різання та якісні показники отвору. Надано можливість використання фактичних результатів дослідження (записів, баз даних та ін.) при підготовці нових нормативних і методичних документів чи теоретичних розробок.

3. Побудовані емпіричні моделі для визначення осьової сили різання, крутного моменту, відшарування вхідної і вихідної кромки отвору та інше при обробці отворів в вуглепластику спіральним чи кільцевим свердлом. Виконано оптимізацію технологічних параметрів операції свердління за допустимою величиною деламінації кромки, складені тривимірні карти сил різання, наведені таблиці вибору раціональних режимів різання.

4. Розроблено високопродуктивний процес свердління з поєднанням етапів чорнової та чистової обробки в одному осьовому русі інструменту. На основі підтвердженої ефективності вказаного, розроблено лінійку різнозернистого інструменту для обробки отворів в ПКМ, які є рішенням для свердління глибоких отворів чи тонких конструкцій, матеріалів з низькою теплостійкістю та високими пружними характеристиками, для усунення проблеми блокування керна, застосування твердих змащувальних засобів та інше.

Технічна новизна розробок захищена восьмью деклараційними патентами України. Окрім, прийнято участь в міжнародній програмі розвитку машинобудівної галузі промисловості за кордоном.

Особистий внесок здобувача. Основні теоретичні дослідження за темою дисертаційної роботи [1 – 3, 6, 7,] виконані автором самостійно. Основні експериментальні дослідження [18] виконувались в лабораторії інженерної механіки Туринського політехнічного університету в Алессандрії за підтримки науковців департаменту та інженерного складу лабораторії. У працях, опублікованих у співавторстві [1, 2, 8], здобувачем виконано плани експериментів, технічний та аналітичний опис отриманих результатів. Здобувачем також запропоновано нові конструкції свердл у співавторстві [9, 10] та особисто [11, 12, 13, 14, 15, 16].

Апробація результатів дисертації. Основні положення та результати роботи доповідались і обговорювались на Міжнародних науково-практичних конференціях: «3rd CIRP Conference on Surface Integrity» (2016, м. Північна Кароліна); «Роль науки в розвитку соціума: теоретические и практические аспекты» (2016, м. Єкатеринбург); «новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении» (2016, м. Одеса); «Современные высокоэффективные технологии и оборудование в машиностроении» (2016, м. Санкт-Петербург); «Актуальні проблеми інженерної механіки та технології машинобудування» (2016, м. Миколаїв). Роботу в повному обсязі заслухано та схвалено на розширеному науковому семінарі кафедри «Технологія машинобудування» ОНПУ (2016, м. Одеса) та в відділ № 18 «Технологічного управління якістю обробки інструментами з надтвердих матеріалів» ІНМ ім. Бакуля (2016, м. Київ).

Публікації. Основні положення опубліковано в 22 роботах, з них 7 (5 одноосібних) статей у фахових виданнях України, 1 в виданні Elsevier, що індексується НМБД Scopus, 8 патентів України, 6 в матеріалах конференцій.

Структура та обсяг дисертації. Дисертація складається з вступу, 5 розділів, висновків, списку літератури і додатків. Загальний обсяг дисертації 209 сторінок, в тому числі 91 рисунок, 17 таблиць, список використаних літературних джерел з 156 найменувань та 7 додатків на 42 сторінках. Обсяг основного тексту дисертації 135 сторінок.

РОЗДІЛ І

СТАН ПРОБЛЕМИ, МЕТА І ЗАВДАННЯ ДОСЛІДЖЕННЯ

1.1. Літературний фонд

Літературний аналіз базується головним чином на результатах дослідів міжнародних наукових колективів, що видані в період з 2000 по 2015 роки, стосовно обробки отворів в волокнисто-армованих полімерах : С.С. Tsao, Н. Hocheng і І.С. Chen; J.P. Davim, P. Reis, V. N. Gaitonde, S. R. Karnik, J.K. Rubio, A.M. Abrao, V. Krishnaraj і R. Zitoune; L.M.P. Durão і A.T. Marques; X. Wang, L. G. Wang і P.Y. Kwon; Y. Karpát, M. Fernández і С. Cook; D. Iliesku, D. Genih і F. Giroto; V.A. Phadnis і F. Makdum; J. Akbari і P. Mehbudi; W.L. Cong, C.L. Zhang і W. Xu та окремих науковців: I. Shyha, R. Zeman, M.J. Li, E. Brinksmeier, M.B. Lazar, K. Palanikumar, К.Н. Park. За останні 15 років свердлінню волокнистих армованих полімерах (ВАП) були присвячені численні експериментальні роботи [1-93]. Їх класифікація по чотирьом головним категоріям: оброблюваний матеріал, ріжучий інструмент, вхідні параметри та контролюємі фактори наведені у таблиці 1.1.1. Таблиця лаконічно презентує читачу контент аналізуємої літературної бази та основні риси кожного дослідження, що також являє практичну цінність для майбутніх дослідників шляхом швидкого орієнтування серед найцитованіших закордонних наукових праць вказаного періоду.

Серед відчизняних науковців відмічаються роботи В. І. Дрожжин, А.П. Тарасюк, В.А. Залога, Д.В. Криворучко, В. Г. Сороченко, С.В. Резнік, О.О. Степанов, А.В. Баликов, О.С. Дударев та багатьох інших. Дисертаційне дослідження також базується на деяких теоретичних роботах, роботах з інших методів формоутворення отворів в ВАП та в подібних матеріалах, що не увійшли до класифікації але відображені у списку літератури.

Таблиця 1.1.1 – Класифікація найцитованіших закордонних досліджень

Дослідження			Матеріал дослідження		Інструмент							Фактори варіювання							Контрольні фактори							
Автори	Рік	Реф.	Тип та марка компонентів	Схема орієнтації волокон	Спіральне свердло	Кільцеве свердло	Свердло підвічник	З подвійним кутом	Ступенеve свердло	Кінцева фреза	Багаторезове свердло	інші	Швидкість різання	Осьова подача	Сплав інструменту	Кут при вершині	Діаметр	Зернистість, товщина ст.	Вібрації	Охолодження	Деламінація	Осьова сила	Крутий момент	Шорсткість поверхні	Знос інструменту	Температура
Piquet et al.	2000	[1]	Епокс.	[90/45/0/135]								√		√							√	√	√			
Enemuoh et al.	2001	[2]	Епокс. BMS 8-256		√								√	√		√					√	√		√		
Zhang et al.	2001	[3]	Епокс.	[0/ 90]	√									√					√			√	√			
Davim and Reis	2003	[4]	Епокс.	[0/ 90]	√		√						√	√							√	√				
Davim and Reis	2003	[5]	Епокс.	[0/ 90]	√						√		√	√	√						√	√			√	
Hocheng and Tsao	2003	[6]	Теоретичне		√	√	√		√	√											√	√				
Tsao and Hocheng	2003	[7]	Епокс. НТА-Е30-12К	[0/ 90]	√									√							√	√				
Tsao and Hocheng	2004	[8]	Епокс. WFC200	[0/ 90]	√		√			√			√	√			√				√	√				
Wang et al.	2004	[9]	Епокс.		√									√	√				√			√				
Hocheng and Tsao	2005	[10]	Теоретичне		√	√	√		√	√											√	√				
Tsao and Hocheng	2005	[11]	Теоретичне			√				√				√							√	√				
Tsao and Hocheng	2005	[12]	Теоретичне		√		√														√	√				
Tsao and Hocheng	2005	[13]	Епокс. WFC200	[0/ 90]	√		√			√			√	√							√	√				
Durao et al.	2006	[14]	Епокс.	[0/45/90/135]	√		√		√			√		√							√					
Fernandes and Cook	2006	[15]	Різні									√		√								√	√		√	
Hocheng and Tsao	2006	[16]	Епокс. WFC200	[0/ 90]	√	√	√		√	√			√	√							√	√				
Arul et al.	2006	[17]	Епокс. LY-556	[0/ 90]	√								√	√					√		√	√			√	
Davim et al.	2007	[18]	Епокс.	[0/ 90]	√								√	√							√	√				
Velayudham et al.	2007	[19]	Фенольна		√		√					√	√	√		√					√	√	√			
Tsao and Hocheng	2007	[20]	Епокс. НТА-Е30-12К	[0/ 90]	√	√							√	√				√			√	√				
Tsao	2007	[21]	Епокс. WFC200		√	√							√	√				√			√	√				
Tsao	2007	[22]	Епокс. WFC200	[0/ 90]						√			√	√							√	√				
Abrao et al.	2008	[23]	Епокс. НУ 956, Е-скло	[0/ 90]	√		√				√		√	√	√						√	√			√	
Durao et al.	2008	[24]	Епокс. HS 160 REM	[0/45/90/135]	√																√	√				
Gaitonde et al.	2008	[25]	Епокс. НУ 956	[0/ 90]	√								√	√		√					√					
Karnik et al.	2008	[26]	Епокс. НУ 956	[0/ 90]	√								√	√		√					√					
Tsao	2008	[27]	Епокс. WFC200	[0/ 90]	√	√	√		√			√	√	√							√	√				
Tsao	2008	[28]	Епокс. WFC200	[0/ 90]	√	√	√		√			√	√	√							√	√				
Tsao and Hocheng	2008	[29]	Епокс. WFC200	[0/ 90]			√						√	√			√					√		√		
Nayebi et al.	2008	[30]	Теоретичне		√								√	√			√					√			√	
Faraz et al.	2009	[31]	Епокс. E201		√						√	√									√	√	√		√	
Marques et al.	2009	[32]	Епокс. HS 160 REM	[0/45/90/135]	√		√		√			√	√								√	√				
Rawat and Attia	2009	[33]	Епокс.	[0/45/90/135]	√									√	√						√	√		√	√	
Shyha et al.	2009	[34]	Епокс.	[0/ 0]	√				√				√	√	√	√					√	√			√	
Quan and Zhong	2009	[35]	Епокс.	[0/45/90/135]		√						√	√	√							√					
Durao et al.	2010	[36]	CC160 ET 443		√		√		√			√	√			√					√	√		√		
Shyha et al.	2010	[37]	Різні	[90/45/0/135]					√					√							√	√			√	
Iliescu et al.	2010	[38]	Епокс. T800		√			√					√	√	√	√						√			√	
Brinksmeier et al.	2011	[39]	Епокс.	[0/ 0]	√								√	√								√				√
Lazar and Xirouchakis	2011	[40]	Епокс.	[0/ 0]	√			√				√	√	√								√	√			
Palanikumar	2011	[41]	Епокс.				√						√	√							√	√		√		
Park et al.	2011	[42]	Епокс.		√								√	√	√				√			√	√		√	
Tsao	2011	[43]	Епокс. WFC200	[0/ 90]	√	√	√		√	√		√	√	√							√	√				
Tsao and Chiu	2011	[44]	Епокс. WFC200	[0/ 90]	√	√	√		√	√		√	√	√							√	√				
Franke	2011	[45]	Поліпропілен	[0/ 0]	√								√	√							√					

1.2. Застосування вуглепластиків

Вуглепластики, з зростаючим трендом застосування, поширюються в авіа- та автомобілебудуванні, головним чином завдяки їх високим питомим показникам міцності. ВАП виготовлюються на основі терморезистивних чи термопластичних полімерних матриць (смола) та посилюються вуглецевими (вуглепластики) чи скляними (склопластики) волокнами. Значне застосування вуглепластиків спостерігається в авіабудуванні (рис. 1.2.1).

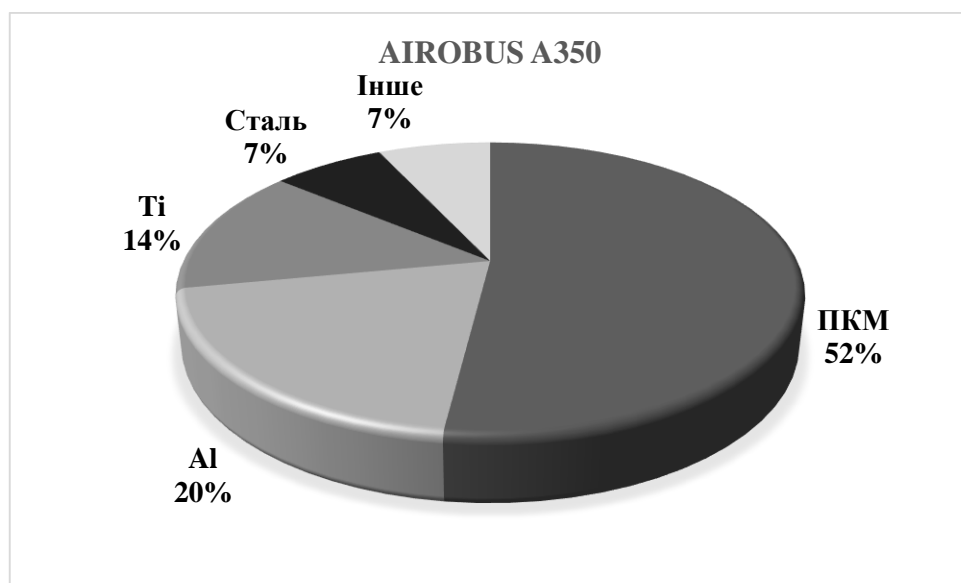


Рисунок 1.2.1 – Порівняння використання матеріалів в Airbus A350 XWB у відсотках від загальної ваги [58].

Актуальною проблемою в авіаційній промисловості є зниження рівня шуму під час роботи авіаційного двигуна. Європейські держави разом з рядом інших країн наклали обмеження на польоти повітряних суден з певними акустичними перешкодами. В даний час, через невідповідність, з точки зору шуму, багато авіа суден "другого і третього світу" не допускаються до міжнародних рейсів, через що багато авіакомпаній змушені скоротити кількість рейсів на міжнародній арені. Для зниження шуму авіаційних двигунів були обладнані звуко-поглинаючі панелі (ЗПП) (рис. 1.2.2.). Акустичні панелі мають високу вартість і низьку технологічність. Структурно

звукопоглинальні панелі являють собою оболонки складної конфігурації, що складається з кришки, фольги, діафрагм та ін, розроблені для «холодного» ланцюга двигуна з використанням полімерних композиційних матеріалів [94].

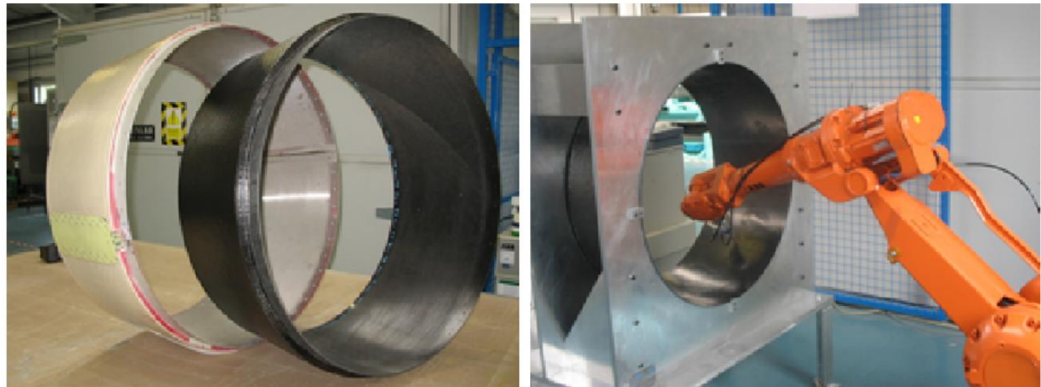


Рисунок 1.2.2 – Цілісний акустичний вкладиш з вуглепластика і роботизований маніпулятор свердління (надано GKN Aerospace) [37].

Сучасні технології пропонують чимало методів обробки отворів. Основною причиною обмеженого застосування немеханічних способів формування отворів, таких як гідро-абразивна або електрофізична обробки, є те, що деякі деталі з вуглепластиків, наприклад, звукопоглинаючі панелі для авіаційних двигунів [4] є багатошарові сітчасті конструкції, зовнішню стінку якого необхідно підтримувати цілісною. Стіни звукопоглинаючої панелі не допускаються до наскрізного пробиття. Традиційне механічне свердління є важливим вторинним процесом обробки в аерокосмічній промисловості і на його частку припадає майже 50% від загальної вартості обробки композиційних матеріалів. Це пов'язано з тим, що навіть невеликий приватний літак має від 250000 до 400000 отворів, а бомбардувальник або транспортний літак має від 1000000 до 2000000 отворів [95]. Типові параметри отворів в ЗПП: глибина свердління 2 - 6 мм; діаметр отворів 4 - 10 мм. Типові вимоги до якості отворів: 11 -12 квалітет точності; деламінація < 1 мм від крайки; шорсткість $R_z < 20$ мкм; допуск на діаметр +/- 40 мкм.

1.3. Специфічні особливості обробки вуглепластиків

Механічна обробка вуглепластика до даного часу вивчена на низькому рівні порівняно з обробкою класичних матеріалів, з кількох причин: 1) Вуглецеві композиційні матеріали в якості нового класу матеріалів, спочатку використовувалися в оборонній промисловості, матеріал не був досяжним широкому колу дослідників, питання, що виникали під час їх обробки, вирішувалися в приватному порядку. 2) Анізотропні властивості ВАП вимагають багатовимірного розгляду процесу різання, приймаючи до уваги ускладнену багатофазну структуру внаслідок різних напрямків укладання армуючих волокон.

Анізотропія властивостей ВАП визначає характеристики процесів, що протікають в зоні контакту, а також складає істотний вплив на якість поверхні і термін служби інструменту. Для вирішення цього завдання необхідно застосування цілісного підходу. На сьогоднішній день дослідження з прогнозування якісних показників отвору не становлять повну картину і часто мають протилежний характер. Не є можливим контролювати процес свердління з метою забезпечення заданої якості обробки при максимальній продуктивності. Не відомі ефективні способи інтенсифікації процесу свердління і підвищення його технологічних можливостей.

Одним з напрямків сучасного інжинірингу є прагнення перетворити заготовку до готового продукту з мінімальним обсягом його обробки. Проте, обробка механічного різання залишається найпоширенішим способом виготовлення деталей на сьогоднішній день, особливо при отриманні невеликих отворів діаметром до 5 мм. Використання ручного різання при виробництві продукції з ПКМ дозволяє не втратити своєї актуальності і сьогодні. Проте з переходом від обробки класичних матеріалів до обробки вуглепластиків, з'являються наступні особливості [96]:

- Складність отримання високої якості показників отримання (отримання відколів, деламінації, необхідної шорсткості) через значну

анізотропію властивостей, що вимагає індивідуального підбору режимів різання і геометрії інструменту.

- Низька теплопровідність матеріалу, призводить до повільного відводу тепла із зони різання (інструмент споживає до 90% загального тепловиділення [97]).
- Високі пружні властивості призводять до нетривіального явища усадки діаметру отворів. Крім того, високий модуль пружності викликає велику площу контакту інструмента і заготовки.
- Абразивна дія армованих волокон призводить до швидкого зносу інструменту. Крім абразивного зносу представляє інші види зносу, як механохімічний та абсорбційний.
- Деструкція полімерної зв'язки відбувається під час різання. Під дією механічних і теплових навантажень може початися хімічне руйнування наповнювача, таке руйнування характерно при обробці глибоких отворів.
- Неможливість застосування рідких мастильних матеріалів (охолоджуючої рідини), через властивість композитів до поглинання рідини.
- Особливі вимоги безпеки, пов'язані з летючими токсичними частками матеріалу, що утворюються під час різання.

1.4. Альтернативні методи обробки отворів в вуглепластиках

1.4.1. Планетарне свердління.

Такака та ін. [51] використовував орбітальний і похилий планетарний рух механічного свердління. У разі звичайного свердління, опір інструменту стає більше в точці при вершині, де швидкість різання теоретично дорівнює нулю. Крім того, планетарна революція виконується в зверненому напрямку до руху ріжучої кромки. Похилий планетарний рух буріння забезпечує низьку шорсткість поверхні оброблених отворів і невелике відшарування краю отвору. Проте, цей метод має низьку продуктивність і не є можливим для обробки отворів малого діаметра.

1.4.2. Свердління з ультразвуковою асистенцією.

Phadnis та ін. [50] представив порівняльне дослідження свердління вуглепластика в звичайних умовах обробки та свердління з УЗА. Ефективність УЗА в порівнянні з традиційним методом була продемонстрована з точки зору зниження осьової сили. Середнє зниження осьової сили спостерігалось біля 30%. McCallum і ін. [73] також відмічають результат зниження осьової сили, крутного моменту і температури з використанням УЗА. Було помічено, що при більш високих швидкостях подачі, свердло залишається повністю в контакті з заготовкою, отримуючи таким чином умови традиційного свердління, що призводять до ідентичних сил різання. На деяких режимах різання осьова сила вібровердління дещо менша ніж у звичайного, що свідчить про ситуативність вібровердління відносно ВАП, відмічає Wang та ін. [9].

Недоліком цього способу є те, що під час обробки знос інструменту може бути прискорений а також досить ускладнена установка обладнання. В іншій роботі [3], Wang та співавтори роблять висновок, що вібрація зменшує осьову силу і крутний момент на 20-30 % при однакових умовах свердління, що свідчить про те, що метод вібровердління потенційно може знищувати величину деламіанції кромки при формоутворенні отворів в шарових ПКМ. Проте, під час обробки вказаним методом було відзначено значне збільшення температури – більш ніж в два рази. Така обставина є перешкодою для використання УЗА відносно деталей з вуглепластиків.

1.4.3. Електрохімічна обробка.

У деяких галузях промисловості, електро-хімічні та фізико-хімічні методи обробки вже були повністю замінені механічною обробкою. Обсяг реалізації цих методів в промисловості змінюється. Кожен з них має певні характеристики та властиві, які визначають їх придатність. Електрохімічна обробка застосовується для обробки матеріалів, які проводять електричний струм. Численні представники ПКМ є ізоляторами, тому зазначені методи не можуть бути застосовані.

1.4.4. Електророзрядна обробка

Електророзрядна обробка (ЕРО) являє собою нетрадиційний процес обробки, як правило, використовується для обробки важкооброблюємих матеріалів з високою точністю [98]. Це пов'язано з тим, що заготовка не має контакту з інструментом і, отже, немає ніяких контактних сил, що діють між інструментом і оброблюваною деталлю. Обробка здійснюється за рахунок ефекту іскрової ерозії, яка генерується в зазорі між електродом і матеріалом заготовки. Розрив і іскроутворення стабілізують за допомогою механізму управління – сервоприводу. Кілька досліджень в літературі звернулися до можливості обробки ПКМ через ЕРО. Strong і ін. [99] провели ЕРО свердління вуглепластика AS4/3501-6 з використанням графітового електрода на різних рівнях різниці напруги та часових умов імпульсів. Швидкість видалення матеріалу оцінювали як міру оброблюваності. Було повідомлено, що швидкість видалення матеріалу є найвищою на найвищих рівнях споживання енергії. Проте, розмір зони термічного впливу в два рази більше діаметра отвору. Guu і ін. [100] свердлили вуглепластик полотняного переплетення у фенольній зв'язці мідним електродом. Розшарування і шорсткість поверхні були оцінені. Було відзначено, що деламінація має найвищий рівень на найвищих енергетичних налаштуваннях. Експерименти, проведені George і співавт. [101] та Lau і ін. [102], розглядали питання зносу електрода, вплив струму і полярності. Аналіз можливостей застосування ЕРО до класу ПКМ [103] висвітлює широкі проблеми розшарування, зносу інструменту та теплової ураженої зони під час застосування методу ЕРО для вуглепластиків.

1.4.5. Лазерна обробка

Лазерна обробка (світловий промінь, електронний промінь) використовуються для різних матеріалів. У двадцятому столітті були розроблені технології обробки вуглецевих композиційних матеріалів з використанням безперервного та імпульсно-періодичного лазерного випромінювання. Але такі методи прийнятні тільки для вуглець-вуглецевих

матеріалів, оскільки параметри світлового променя повинні бути призначені спеціально для кожного типу матеріалу. Однак, більшість з композитів не мають однакові властивості полімерної матриці та армуючих волокон. До того ж, лазерна обробка вуглепластика призводить до явища деградації полімерів, викликане розкладанням макромолекул полімеру під дією тепла, що гостро відображається на якісних показниках виробу.

1.4.6. Пілотування отвору

Duraó і ін. [14] використовували направлений отвір і мали деякі позитивні ефекти, відносно зниження руйнування навколо отвору. Tsao і Hocheng [7] свідчать про важливість пілотного отвору шляхом зниження осьової сили від 25 до 50%. Направлений отвір скасовує точку нульової швидкості різання, знижуючи ризик відшарування, зауважив Marques і ін. [32]. Проте, цей метод значно збільшує кількість машинного часу оскільки свердління кожного отвору виконується у два технологічні переходи зі зміною інструменту.

1.4.7. Використання опорної плити

Деякі дослідники вивчали можливість застосування опорної плити. Tsao і Hocheng [11] на основі їх моделей для кінцевої фрези і кільцевого абразивного свердла при використанні опорної плити зі сторони виходу інструменту передбачено більш високу критичну осьову силу. Результати Tsao і співавт. в роботі [52] показують, що критична осьова сила при активній підпорі останнього шару оброблююмого матеріалу може бути значно підвищена, ніж без підпори. Іншими словами, застосування підпори може затримати початок розшарування і зменшити пошкодження на виході свердла із заготівлі, зокрема, при агресивній осьовій подачі. Проте, варто відзначити, що у виробництві безліч деталей, геометрія яких не дозволяє використовувати опорну плиту, наприклад сотові структури чи деталі з недоступними задніми поверхнями.

1.5. Якісні показники отвору

1.5.1. Деламінація

Фактор деламінації (F_d) є найбільш широко використовуваним показником для оцінки розшарування кромки отвірів. F_d , визначається як співвідношення між максимальним діаметром деламінованої зони (D_{max}), і номінальним діаметром отвору (D), як показано на рисунку 1.5.1.1.

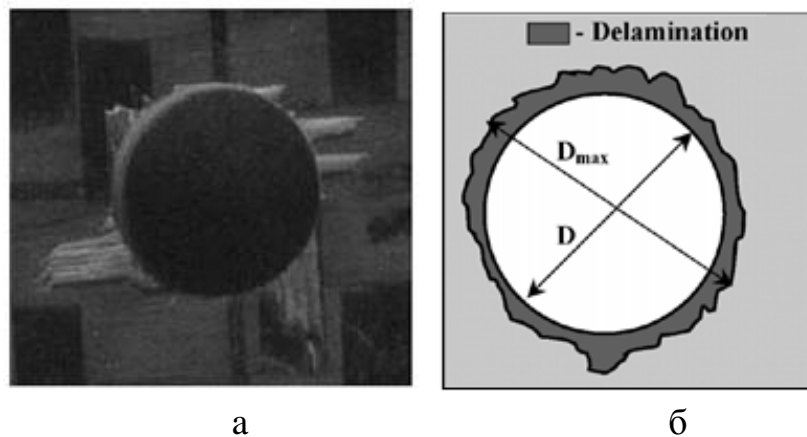


Рисунок 1.5.1.1 – Деламінація а) Фото [18]; б) Схема визначення [4];

Коефіцієнт розшарування F_d можна оцінити або на вході в отвір, де волокна лущаться вгору, або на виході отвору, де волокна виштовхуються вниз (рис. 1.5.1.1, а). При вході в отвір, суміжні шари можуть бути відокремлені один від одного за рахунок їх підчеплення похилими канавками свердла. На виході з отвору, крайні шари можуть бути деформані назовні. Деламінація на виході спостерігається частіше й ярко вираженіша, ніж на вході, зокрема, коли осьова сила перевершує сили адгезійного зв'язку між шарами [1].

Nocheng і Tsao наголошують, оскільки використовуючи спіральне свердло, присутня мертва точка, швидкість різання в якій дорівнює нулю, основна частина осьової сили зосереджена в неї, і через процеси пружного зсуву в останніх шарах вуглепластика призводить до розшарування. Рисунок 1.5.1.2.б зображує схематичну модель появи розшарування в композиційних матеріалах під час свердління спіральним свердлом.

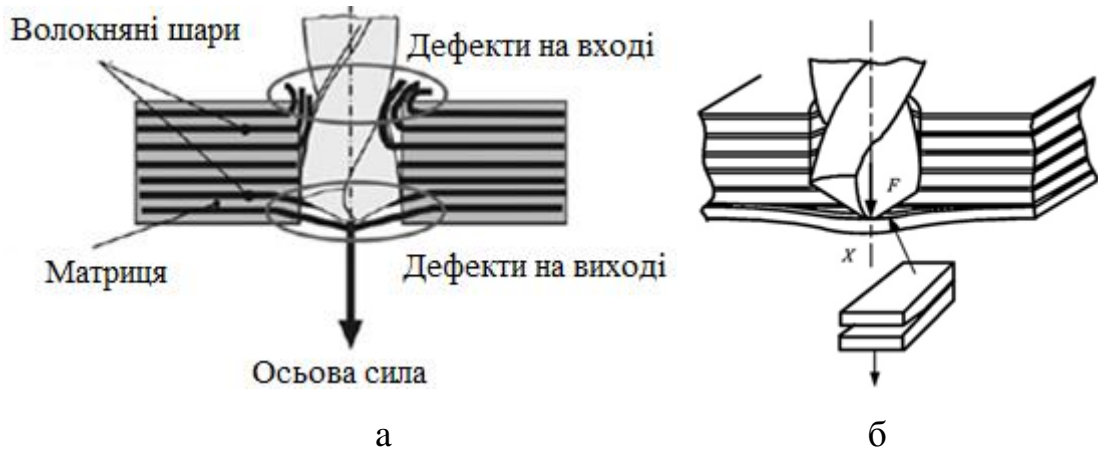


Рисунок 1.5.1.2 – Деламінація а) види [31]; б) схема утворення [52].

Свердло тисне незрізаний ламінат, той деформується вниз під впливом навантаження інструменту. Зростання осьової сили призводить до збільшення деформації ламінату під свердлом. На певному рівні осьової сили, коли зусилля зчеплення між шарами не може утримувати згибну деформацію, виникає міжшарова тріщина. Khairusshima і ін. [57], застосовували охолоджене повітря під час механічної обробки й помітили, що знос і розшарування були нижчими ніж при кімнатній температурі.

1.5.2. Шорсткість поверхні.

Тріщини в матриці та між волокнами, пористість і щілини між шарами на внутрішніх поверхнях отворів були помічені Shyha і ін. [34]. Розділення шарів і викрошування матриці спостерігалось вже на ранніх етапах свердління. Wang в дослідженні [104] прийшов до висновку, що ступінь розкришення матриці на обробленій поверхні змінюється з орієнтацією волокон, що чергуються за рахунок різних схем армування. Перше, що необхідно відзначити в роботі [36] є розсіювання величини шорсткості. У дослідженні Ramizer [74], рельєф поверхні визначається з урахуванням відсотку необроблених волокон на обробленій поверхні відповідно до загальної площі отвіру (πdh). Це відношення видається як більше актуальний критерій для таких неоднорідних матеріалів, ніж класичний показник

шорсткості поверхні. Franke [45] показав, геометрія ріжучої кромки має значний вплив на результати обробки. Якщо радіус ріжучої кромки більший діаметра волокна, то поділ волокон значно скомплітовано. Це погіршує якість поверхні отворів. З експерименту Tsao [21] висвідчується, що поверхня отвору значно гладкіша при обробці кільцевим свердлом ніж спіральним. Зернистість є найбільш суттєвим фактором ($P = 22,1\%$) що до шорсткості, потім осьова подача ($P = 15,5\%$). Tsao і Hocheng [29] також застосували свердло підсвічник і в результаті вимірювання шорсткості встановили, що осьова подача ($P = 40,1\%$) і швидкість обертання шпинделя ($P = 26.5\%$) мають визначене статистичне значення.

Шорсткість поверхні отворів, просверлених з використанням УЗА [78] поліпшується. Аналогічно спостережень параметру округлості, шорсткість поверхні покращувалась навіть при осьових подачах, які не показали ніякого зміння сил різання при УЗА свердлінні. Це відбувається через характер процесу УЗА, незважаючи на відсутність кінематичного роз'єднання інструменту і заготовки при високих швидкостях подачі, все ж це сприяє поліпшенню якості поверхні завдяки полірувальному ефекту від багаторазового вібраційного переміщення поверхонь інструменту протягом тієї ж площі поверхні. Застосування охолодженого повітря в процесі обробки також знижує висоту шорсткості поверхні у порівнянні з обробкою при кімнатній температурі [57]. Однак, цей параметр не слід розглядати як суттєвий у виборі інструменту, в основному, через посилене розсіювання значень. Очевидно, що цей параметр не є настільки ситуативним для оцінки якості отворів в композиційних матеріалах, як в обробці класичних матеріалів, нотує Dugao і ін. [36]. До того ж для більшості перфораційних отворів звукопоглинаючого призначення практично відсутні спецефічні вимоги до параметру шорсткості поверхні, тому у цьому випадку керуються державними стандартами. Отвори в 10 – 12 квалитету точності, мають відповідати шорсткості поверхні $R_z = 20 \dots 40$ мкм, що на сьогодні не являє технологічної проблеми.

1.5.3. Температурні явища

Специфічні властивості ВАП визначають особливості теплових явищ, що виникають під час обробки. На відміну від металу, вуглепластики мають низьку теплостійкість. При температурах вище 300 - 350 ° С, починається інтенсивна термічна деструкція і розкладання полімерного сполучного [97]. Це призводить до погіршення матеріалу і до високої напруги, що виникає в поверхневому дефектному шарі. Таким чином, обробку вуглепластика слід проводити при таких умовах, що б температура матеріалу не перевищувала 300°С. Руйнівний шар є поверхневим, який формується під впливом напруги від механічних процесів, нагрівання і окислення після механохімічного перетворення полімеру і диспергування армуючого наповнювача.

Відомо, що наявність кисню різко змінює механізм і швидкість деструктивних процесів. Експериментально підтверджено інтенсивність окислювальних процесів в зоні різання, що вказує на процес деструкції полімеру. В результаті деградації матеріалу в зоні різання є продукти розкладання: метилен, гідроксил, альдегідні і карбонільні групи, комбінації вуглеводнів, які представляють собою поверхнево-активні речовини, які в свою чергу, викликають певний вид зносу інструменту. Крім того, в результаті деструкції полімеру, виділяються летючі речовини, в тому числі токсичні.

З точки зору зміни експлуатаційних характеристик поверхневого шару, що призводить до деградації вуглепластика, з'являється зацікавленість визначення глибини цього руйнування. Величина і інтенсивність деструктивних процесів в основному залежить від тепла, що виділяється в зоні різання і механічної дії, що призводить до руйнування молекулярних ланцюгів полімеру. Робота [96] дозволяє уявити (рис. 1.5.3.1) поверхневу структуру вуглепластика після механічної обробки. Товщина дефектного поверхневого шару заготовки після обробки складає 35 ... 420 мкм. Таким чином, при обробці вуглепластика, завжди є значне локальне напруження і висока температура, яка перевищує термостійкість органічних компонентів матеріалу. Відбувається інтенсивний процес окислення полімеру, що призводить до

деградації експлуатаційних властивостей поверхневого шару деталі. Крім того, продукти розкладання є поверхнево-активними речовинами, які прискорюють процес зносу інструменту.

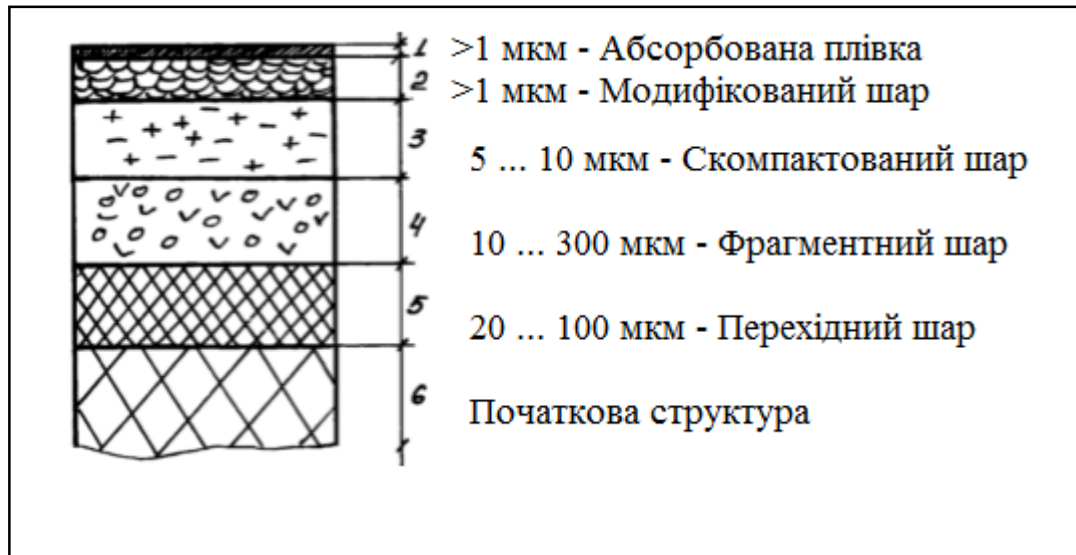


Рисунок 1.5.3.1– Схема структури обробленого поверхневого шару [96]

Методика термометричних вимірювань температури Ramizer [74] (рис. 1.5.3.2.) встановлює, що температура поступово зростає при абразивному зносі ріжучої кромки. Температура на зовнішньому куті інструменту досягла 450°C , незалежно від глибини отвору. Однак на вершині лише 100°C , й на глибині свердління 25 мм. Нагрів останнього відбувається за рахунок дифузії тепла, яке, в основному, генерується на зовнішньому куті. Локалізовані сколи ріжучої кромки відбуваються поблизу зовнішніх кутів після 27 отворів (25 мм глибиною, кожне), що викликає швидке підвищення температури, оскільки збільшується енергоспоживання на відрізання волокон. Duraо та ін. [36], вимірювавши температуру вершини свердла після шести отворів поспіль, виявили від 50°C до майже 80°C , на збільшених та знижених осьових подачах, відповідно. У той час як збільшення осьової швидкості зменшує час контакту між ріжучим інструментом і матеріалом заготовки, абразивна дія і температура різання також зменшується, пояснює Shyha та ін. [34]. Brinksmeier та ін. [39] зазначають, що найбільше зростання максимальних

температур свердління досягається зі збільшенням швидкості різання, в той час як збільшення осьової подачі знижує температуру, що підтверджує висновки попередників. Температури і сили різання зростають з еволюцією зносу інструменту, який веде до деградації топографії поверхні. Таким чином, деякі автори пропонували індирективно контролювати знос. Результати Rubio і співавт. [60] демонструють, що збільшення швидкості обертання шпинделя забезпечує збільшення ріжучих температур, які рефлексують на силах різання. Palanikumar [41] підтверджує, що збільшення обертів шпинделя підвищує виділення тепла, що розм'якшує полімерну матрицю і, в свою чергу, знижує осьову силу. Науковий колектив Криворучко, Залога, Колеснік та ін. проклали термопару на задню поверхню ріжучого клина через отвір для подачі МОР [105]. Температура свердління коливалася в межах $100^{\circ}\text{C} - 320^{\circ}\text{C}$, мінімальну температуру 110°C забезпечено при $v = 40$ м/хв і $f = 0,05$ мм/об. Вказаний колектив, також прокладав термопару між шарами ПКМ на етапі його виготовлення [106], при $d = 10$ мм, $v_s = 1000$ об/хв і $f = 0,1$ мм/об температура вздовж ріжучої кромки свердла змінювалась від 40°C до 200°C .

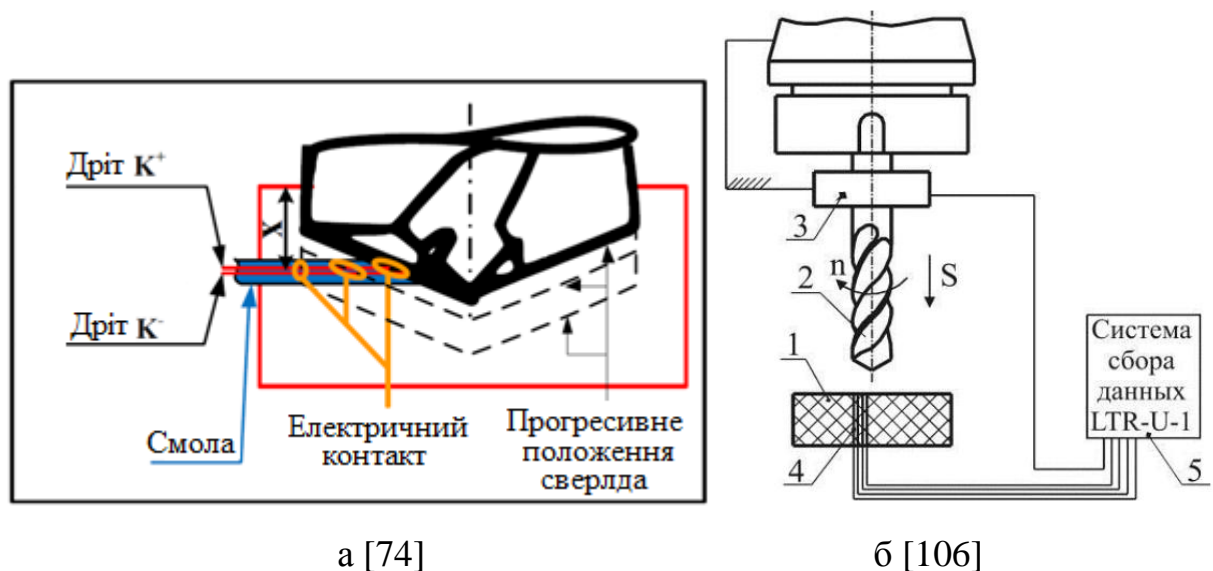


Рисунок 1.5.3.2 – Схеми тепло-вимірювання термопарою

Основна проблема побудови вимірювального каналу на базі термопари пов'язана з його малою вихідною напругою (близько 50 мкВ на 1°C), яка

набагато менше перешкод, наведених на елементах вимірювального ланцюга в звичайних умовах. Похибка вимірювань включає: 1) випадкову похибку, викликану технологічним розкидом характеристик термопари. Залежить від чистоти матеріалів і точності їх процентного вмісту в матеріалах електродів; 2) випадкову похибку вимірювання температури холодного спаю; 3) похибку, викликану поступовою деградацією характеристик при високій температурі; 4) систематичну похибку компенсації нелінійності (похибка лінеаризації) характеристики перетворення температури в напругу; 5) систематичну похибку термічного шунтування (пов'язана з теплоємністю датчика; 6) динамічну похибку; 7) похибку, викликану зовнішніми перешкодами; 8) похибка аналого-цифрового каналу. Перераховане значно знижує результативність застосування методу термопари. Так, наприклад, вже на етапі торирування термопари в експерименті [106] математична нев'язка по незалежному фактору похибки вимірюваної величини до регресійного прогнозування досягала 28°C (рис. 1.5.3.3), найвища відсоткова дегресія спостерігається до 250 °C, що вказує на сумнівну раціональність застосування цього методу стосовно матеріалів з низькою теплостійкістю, як ПКМ.

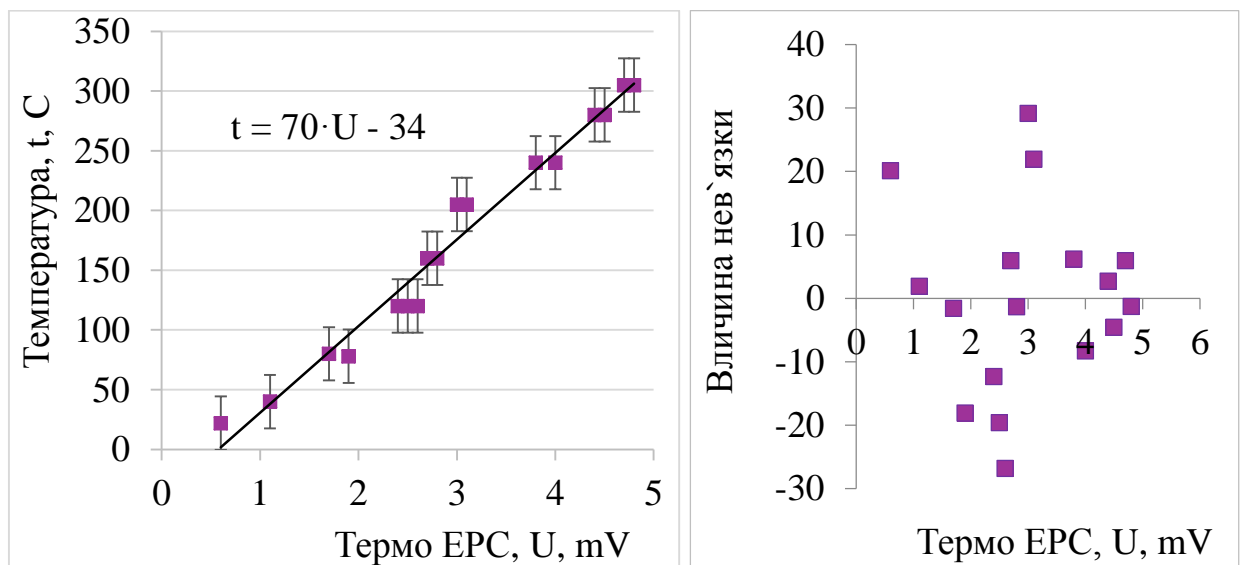


Рисунок 1.5.3.3 – Похибка тарування термопари: залежність температури від термо ЕРС (ліворуч) [106]; б) Нев'язка (праворуч).

Machdum [78] використовував тепловізор для вимірювання температури під час свердління (рис. 1.5.3.4, а). Максимальна температура склала $90,2^{\circ}\text{C}$ при подачі в 16 мм/хв . Рівень температури в УЗА значно вище (290°C), ніж в звичайному свердлінні. Resat [79] прийшов до висновку, що температура є обмежуючим фактором при визначенні параметрів процесу, зокрема, швидкість різання. Малюнок 1.5.3.4, б показує термограму під час свердління пакету вуглепластика/Ті6А14V для звичайного буріння. Ці результати презентують інтерес для дослідників питань зносу інструменту, оскільки температури різання мають значний дифузійний вплив на знос карбід-вольфрамового покриття свердла.

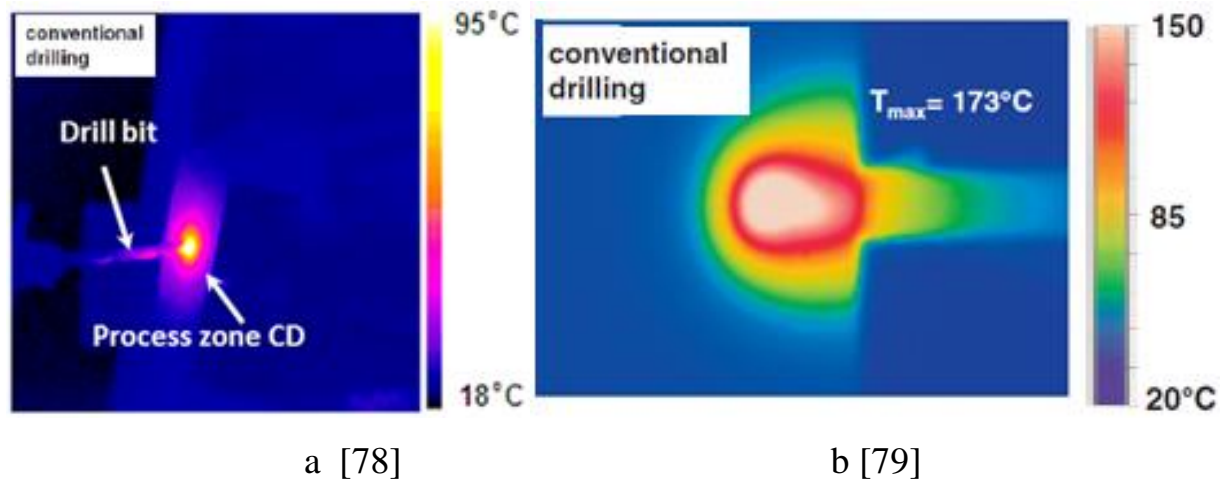


Рисунок 1.5.3.4 – Термографічне сканування процесу свердління.

Можна зробити висновок, що температурний рівень спірального свердління не сягає достатнього рівня для значної термічної деструкції полімеру. Проте, теплове поле алмазного свердління в літературі практично відсутнє. Відповідно до споживання енергії цим процесом, температура повинна бути значно вище, ніж для спірального свердла, що може спричинити дефекти якісних показників.

1.6. Технологічні параметри процесу свердління

1.6.1. Вплив геометрії інструменту на якісні показники отвору

Численні геометрії інструментів досліджувалися відносно свердління композиційних матеріалів. Окрім широко розповсюдженої геометрії звичайного спірального свердла, також вивчалися свердла з подвійним кутом при вершині [38 - 40, 48, 63, 70 - 72], свердла відомі в західному суспільстві як «постріл» [31, 40], «підсвічник» свердла [4, 6, 8, 10, 12 - 14, 16, 23, 27-32, 36, 41, 43-44, 54], свердла з багатьма ріжучими кромками [5, 23, 31, 54], ступеневі свердла [6, 10, 14, 16, 27-28, 32, 34, 36-37, 43-44, 53, 56], перові свердла [14, 32, 36], кінцева фреза [6, 8, 10-11, 13, 16, 22, 43-44], кільцеві алмазні свердла [6, 10-11, 16, 20-21, 27-28, 35, 43-44, 49, 81], спеціальні лезово-абразивні поєднані свердла [27-28, 43-44] та багато інших. Відмінність геометрії інструментів забезпечує різний розподіл сил різання під час обробки. Типові інструменти, які представляють інтерес для дослідників наведені в таблиці 1.6.1.1.

Порівняння, проведене Faraz і співавт. [31] між звичайними спіральними свердлами, двома типами спіральними трьох-лезових свердл та чотирьох-лезових свердл показали, що звичайне свердло призвело до більш низького розшарування, особливо на виході зі свердловини. Це можна простежити за рахунок зниженої осьової сили, особливо в порівнянні з чотирма лезовими свердлами з нульовим кутом при вершині. Автори підкреслюють, що розшарування, особливо на виході отвору, є дуже чутливим до кута при вершині. Davim і Reis [5] показали, що спіральні свердла й багатолезові з твердим карбідним покриттям досягають більш високої продуктивності у порівнянні з їх виконанням з швидкоріжучої сталі (HSS), що дозволяє знизити коефіцієнт розшарування. Крім того, карбідні свердла є кращим вибором для свердління вуглепластиків також через їх низьку прогресію зносу.

Таблиця 1.6.1.1 – Перспективні інструменти для обробки ПКМ.

Свердло	Репрезентація
Спіральне, звичайне	 [40]
з подвійним кутом при вершині	 [40]  [71]
«Постріл»	 [40]
«Підсвічник»	 [16]  [12]
Ступеневе	 [17]
Перове	 [14]
З декількома ріж. кромками	 [23]
Кінцева фреза	 [16]
Кільцеве, алмазне	 [35]

При використанні пілотного отвору, свердління з спіральними свердлами презентує оптимальне рішення по оцінці Marques і ін. [32] в порівнянні зі свердлами підсвічником, пером і ступеневим. При свердлінні ВАП також рекомендується зменшувати перемичку свердла, оскільки це зменшує тиск на останній шар оброблюємого матеріалу. Shyha і ін. [34] також звітує, що фактор деламінації на виході нижче при обробці звичайним свердлом у порівнянні з ступеневим. Однак останнє демонструє зниження осьової сили, крутного моменту та підвищення терміну роботи інструменту. Щоб звести до мінімуму розшарування Durão і ін. [36] запропонували спіральні свердла з тупим кутом (120° замість 85°). Gaitonde і ін. [25]

підкреслюють, що осьова сила і розшарування на виході отвору були зменшені з використанням меншого кута при вершині (85°). Що стосується розшарування на вході, Shyha і ін. [34] досягають більш високої продуктивності з вершиною під кутом 140° у порівнянні з кутом 118° . У цьому ж дослідженні, менший кут призвів до низького рівня осової сили. У порівнянні з спіральними свердлами, свердло підсвічник знижує коефіцієнт розшарування [8, 13, 14, 23, 54], навіть якщо потужність і «питомий тиск різання» вище [4]. При цьому, осьова сила залежить від геометрії центральної частини: коротша довжина долота може знижувати осьову силу. Свердла підсвічник та кільцева фреза мають меншу центральну перемичку ніж спіральні свердла. Це тягне за собою меншу ступінь відшарування останнього ламінату, який піддається згинальній силі. Було виявлено, що відшарування має місце тільки протягом критичного рівня осової сили. Вище цього рівня, відшарування відбувається через матричні тріщини, породжені зростанням вершин тріщини на обробленій поверхні [8]. Tsaο і Hocheng [13] виділили нижчу ступінь деламінації при свердлінні підсвічником, на відміну від звичайного свердла чи кінцевої фрези. Свердла підсвічник (С-форми), які використовували Durão та ін. [14] досягли найкращих результатів з точки зору розшарування в порівнянні з спіральними свердлами, перовими чи ступеневими, з використанням пілотного отвору чи без нього. Під час свердління вуглецевих ВАП Abrao та ін. [23] виявили знижене пошкодження кромки з обох сторін отворів при використанні підсвічника по відношенню до двох різних спіральних свердл (зі швидкорізальної сталі та карбиду вольфраму) і трьох лезового свердла. В роботі це пов'язане з тим, що критичне значення осової сили не досягалось силами що виникали під час обробки. Дещо інші свердла підсвічник використовували Grilo та ін. [54] та також отримали отвори з легким розшаруванням для всіх умов різання що тестувалися, як при вході в отвір так і на виході. Спіральні свердла і чотирьох лезові дали гірші результати щодо підсвічника.

Згідно Hocheng і Tsao [16] кільцеві свердла показали кращі результати з точки зору розшарування в порівнянні з усіма спіральними, підствічниками, ступеневими свердлами чи кінцевою фрезою. Кільцеві свердла мають перевагу, через периферійне розподілення осьового зусилля вони забезпечують вищий критичний рівень осьового зусилля, який викликає виникнення відшарування, в порівнянні з звичайним свердлом, що концентрує зусилля при вершині [20]. Tsao [21] показав, що поверхня отворів, оброблена з використанням кільцевого свердла була більш гладкою, ніж отримані з спіральними свердлами. Цементовані або гальванічно осаджені алмазні свердла поліпшують якість отворів в порівнянні зі звичайними свердлами, також звітує [35]. Алмазні свердла на гальванічній зв'язці показали кращу здатність до самозаточування і виводу стружки, ніж запечені алмазні свердла, через прискорене засолювання.

Ступеневі свердла з оптимізованою геометрією були розроблені Isbilir і Ghassemieh [56] з використанням 3-мірної чисельної моделі, що мінімізує розшарування і інші дефекти отворів. Моделювання показало, що ступеневі свердла представляють перевагу в порівнянні з спіральними свердлами з точки зору зменшення осьової сили, крутного моменту і розподілу напруги в заготівлі. Tsao [28] експериментував зі спеціальними модифікованими ступеневими кільцевими свердлами, що містять в середині різні лезові свердла, що до того ж обертаються в зворотному напрямку до зовнішнього кільцевого свердла. У такому сполученні, кінцева фреза виявилася кращим вибором внутрішнього свердла щоб зменшити розшарування. Порівняльні експерименти визначають найбільш ефективний тип свердла для зниження деламінації кромки в вуглецевих ВАП (таблиця 1.6.1.2).

Таблиця 1.6.1.2 – Узагальненні рекомендації з літератури щодо вибору інструменту для зниження деламінації.
(*b – найнижче деламінування).

Автори	Рік	Реф.	Тип свердла					
			Спиральне	Кільцеве	Підсвічник	Ступеневе	Кінцева фр.	Інші
Davim та Reis	2003	[4]	√b					√
Davim та Reis	2003	[5]	√		√b			
Tsao та Hocheng	2004	[8]	√		√b		√	
Tsao та Hocheng	2005	[13]	√		√b		√	
Durao та ін.	2006	[14]	√		√b	√		
Hocheng та Tsao	2006	[16]	√	√b	√	√	√	
Tsao та Hocheng	2007	[20]	√	√b				
Tsao	2007	[21]	√	√b				
Abrao та ін.	2008	[23]	√		√b			√
Faraz та ін.	2009	[31]	√b					√
Marques та ін.	2009	[32]	√b		√	√		√
Shyha та ін.	2009	[34]	√			√b		
Quan та Zhong	2009	[35]		√b				√
Durao та ін.	2010	[36]	√b		√	√		√
Grilo та ін.	2013	[54]	√		√b			√
Isbilir та Ghassemieh	2013	[56]	√			√b		

Дані в таблиці є контрверсивними. Також видно, що найрекомендованішими є спіральне свердло, кільцеве та підсвічник. Однак дослідження з питань зносу інструменту рапортують, що висока мікротвердість волокон ПКМ призводить до швидкого абразивного зносу ріжучих кромки, що критично знижує робочий ресурс інструментів з витонченою геометрією. По об'єктивним оцінкам, підсвічник забезпечує низький рівень деламінації в відносно короткий час застосування. Так при свердлінні пластин вуглепластика товщиною 3...5 мм, свердлом підсвічник з P18 величина зносу по задній поверхні $h_{\text{зносу}} = 0,2$ мм досягається вже на 90-му отворі [107].

1.6.2. Вплив режимів різання на якісні показники отвору

Вплив технологічних параметрів (наприклад, осьової подачі і швидкості різання) на величину відшаровування кромки отвору було досліджено багатьма авторами. Результати так чи інакше обговорюються, зокрема, вплив швидкості різання докладається контрадиктивно, як показано в таблиці 1.6.2. Широко визнано, що параметри процесу грають важливу роль до утворення осьової сили і, в результаті, розшарування. Таке співвідношення було встановлено в багатьох роботах [13, 16, 31]. Варто відзначити, що буріння композитних ламінатів з допомогою стандартних інструментів, як правило, виконується в сухих умовах, за винятком деяких рідкісних випадків, в яких застосовувалося охолоджувальні речовини під високим тиском [56]. Навпаки, при використанні кільцевого свердла, дехто, незважаючи на властивість водопоглинення ПКМ, застосовує воду або повітря, що подається під високим тиском для видалення стружки, охолодження інструменту чи з метою запобігти опікам на поверхні деталі [16, 35].

Таблиця 1.6.2 – Вплив режимів різання на деламінацію

Режими різання	Вплив на деламінацію	Референт	
		Вхідна деламінація	Вихідна деламінація
Підвищення швидкості різання	Підвищення	[4]	[4, 5, 49]
	Відсутній	[23, 34]	[23, 32]
	Зниження	[41]	[28, 35, 41]
Підвищення осьової подачі	Підвищення	[4, 23, 25, 32, 34, 49, 54]	[4, 5, 28, 31, 34, 36, 49, 54]

1.6.2.1. Оськова подача. Збільшення осьової швидкості, як правило, призводить до збільшення розшаровування, відповідно до [4, 5, 23, 25, 28, 31, 32, 34, 36, 49, 54]. При свердлінні вуглецевих ВАП, швидкість подачі є

параметром різання, який має найбільший вплив [4]. Також підкреслено зв'язок між швидкістю подачі і коефіцієнтом розшарування при використанні різних геометрій інструменту [23] при різних швидкостях різання [4, 5]. Збільшення подачі може призводити до природи штампування замість чистого процесу різання. Для високошвидкісного свердління вуглепластика, вибір низьких подач було встановлено для суттєвої мінімізації розшарування. Gaitonde і ін. [25] розробив нелінійну математичну модель другого порядку для прогнозування коефіцієнта розшарування в залежності від осьової подачі, швидкості різання і кута при вершині. Результати довели, що пошкодження кромки збільшується як наслідок збільшення осьової сили (за рахунок збільшення осьової подачі). Крім того, вплив осьової подачі на осьову силу, що створює відколи на виході отвору при високій швидкості різання було підтверджено [49]: нижчі осьові швидкості зменшують осьову силу як наслідок розшарування. Крім того, швидкість осьової подачі робить істотний вплив на розшарування також при використанні спеціальних ступеневих гібридних інструментів з різним співвідношенням діаметра зовнішнього і внутрішнього свердла. Емпіричні моделі осьової сили і деламінації згаданих авторів вказані в таблиці 1.6.2.1. Для деяких інструментів, мінімальне значення осьової подачі було запропоноване Tsaο [28]. Відсутність розшарування по обидві сторони отворів було виявлено при використанні підсвічника в широкому діапазоні осьових швидкостей до 2025 мм/хв. Для швидкості осьового руху 3000 мм/хв, така геометрія свердла створює деяке розшарування [54]. Низька швидкість осьового руху може збільшити нагрів навколишнього матеріалу матриці і, в деяких випадках, може привести до пом'якшення матриці [32] або її термічної деструкції [36]. Що стосується зносу інструменту, то варто зауважити, що слід обирати проміжне значення осьової подачі, так як її збільшення призводить до зменшення часу контакту між ріжучим інструментом і матеріалом заготовки, і як наслідок, абразивна дія і температура в зоні різання також зменшується [34].

1.6.2.2. Швидкість різання. Вплив швидкості різання на розшарування широко дискутується в літературі. При підвищенні швидкості різання було доведено збільшення деламінації на вході [4], зменшення [56], або не виявлено чіткої тенденції [23, 34]. Крім того, спостерігалось збільшення розшарування на виході [4, 5, 49], його зменшення [28, 35, 41], або залишалося досить незмінним [23, 32]. Davim і Reis [4, 5] довели, що швидкість різання має істотний вплив на розшарування при виході з отвору при свердлінні вуглепластика, використовуючи свердло підсвічник, спіральне чи чотирох лезове свердло, в виконанні з бистроріжучої слалі чи з твердим карбідним покриттям. Для всіх гібридних свердл (абразивне кільцеве + лезове), випробуваних в [27, 28], найвища швидкість різання дозволила досягти найнижчих значень розшарування по обидва боки просвердлених отворів. Одне з небагатьох досліджень надвисоких швидкостей різання (100-600 м/хв) рапортує про високу ефективність такого підходу для зменшення пошкоджень при вході в отвір [25]. Відносно дослідів Palanikumar [41], розшарування з обох боків також було меншим, коли використовувалася висока швидкість шпинделя. Marques та інші [32], для деяких умов, визначили значення критичної швидкості різання, тобто оптимальне значення швидкості яка забезпечує допустимий рівень осьового зусилля і отже, мінімальне розшарування. Результати Krishnaraj і Prabukarthi [49] показали, що вхідне деламінування не знаходиться під впливом зміни швидкості обертання шпинделя, в той час як вихідне відшарування значно збільшується при свердлінні на більш високій швидкості обертання шпинделя. У цьому випадку нагрівання матриці призводить до зменшення жорсткості оброблюваної деталі, тому деламінування починається на нижчих рівнях осьової сили. І навпаки, Lazar і Xirouchakis [40] звітують, що варіації швидкості обертання шпинделя мають обмежений вплив на розподіл зусиль під час різання і отже, на розшарування.

Таблиця 1.6.2.1 – Емпіричні моделі. (D - Діаметр, (мм); V – Оберти шпинделя, (об/хв); f – Осьова подача, (мм/об); T - Товщина стінки свердла, (мм); G – Фракція абразиву, (мкм); Q – Кут при вершині; B – Відношення діаметрів).

№	Реф.	Параметри:	Емпірична модель деламінації	Емпірична модель осьової сили	Емпірична модель шорсткості
1	Davim і Reis [4]	Свердло: а) Спіральне, K10 б) Підсвічник, K10 D (мм): 5 V (об/хв): 1910 – 3138 f (мм/об): 0,05 – 0,2	$F_d = 0.966 + 1.085E - 3V + 0.134f$ $R = 0.95$ $F_d = 1.006 + 1.980E - 4V + 0.021f$ $R = 0.97$		
2	Davim і Reis [5]	Свердло: а) Спіральне, HSS б) Спіральне, K10 в) 4х-лезове, K10 D (мм): 5 V (об/хв): 1000-2000 f (мм/об): 0,04 – 0,15	$F_d = 1.021 + 1.31 \times 10^{-3} V + 0.117f$ $R = 0.76$ $F_d = 1.010 - 1.16 \times 10^{-4} V + 0.097f$ $R = 0.86$ $F_d = 1.037 + 1.0 \times 10^{-3} V + 0.158f$ $R = 0.74$		
3	Tsao і Hocheng [8]	Свердло: а) Спіральне, HSS б) Кінцева фреза, HSS в) Підсвічник, HSS D (мм): 6 - 10 V (об/хв): 800-1200 f (мм/об): 0,01 – 0,03	$F_d = 1.961 - 10.955 f - 1.81 \times 10^{-4} N - 1.77 \times 10^{-2} d$ $R^2 = 0.796$ $F_d = 1.539 - 2.274 f - 7.81 \times 10^{-6} N - 1.7 \times 10^{-2} d$ $R^2 = 0.824$ $F_d = 1.508 - 3.385 f + 8.681 \times 10^{-6} N - 1.49 \times 10^{-2} d$ $R^2 = 0.654$		
4	Tsao і Hocheng [20]	Свердло: Кільцеве, алмазне D (мм): 10 V (об/хв): 800-1200 f (мм/об): 0,0375 – 0,0625 T (мм): 0,8 – 1,2 G (мкм): 100 – 400		$F = -23.03 + 54.0T + 0.181G - 224.0f + 9.575$ $\times 10^{-2} S$ $R^2 = 0.86$	
5	Tsao [21]	Свердло: Кільцеве, алмазне D (мм): 10 V (об/хв): 750-1150 f (мм/об): 0,012 – 0,032 T (мм): 1,0 - 2,0 G (мкм): 60 – 100		$F = -19.802 + 0.337G + 24.844T - 0.197GT +$ $93.889f + 8.416 \times 10^{-3} N_S$ $R^2 = 0.856$	
6	Gaitonde та інші [25]	Свердло: Спіральне, K20 D (мм): 5 V (об/хв): 3820 - 38200 f (мм/об): 0,026 – 1,57 Q : 85-135	$F_d = -0.810444 - 0.001889v - 0.109957f +$ $0.034546\theta + 0.000011vf - 0.000009v\theta +$ $0.001670f\theta + 0.000003v^2 + 0.005530f^2 -$ $0.000115\theta^2$		
7	Tsao [28]	Свердло: а) Гібридне спіральне б) Гібридне підсвічник в) Гібридне кінцеве D (мм): 10 B (мм/мм): 0,55 – 0,74 V (об/хв): 800 - 1200 f (мм/об): 8 - 16	$D_W = 11.38B^{-0.889} f^{0.779} N_S^{-0.554}$ $R^2 = 0.929$ $D_C = 10.03B^{-1.264} f^{0.806} N_S^{-0.581}$ $R^2 = 0.864$ $D_S = 5.01B^{-2.149} f^{1.265} N_S^{-0.771}$ $R^2 = 0.921$	$F_W = 187.77 - 69.01B + 2.77f - 3.11 \times 10^{-2} N_S$ $R^2 = 0.891$ $F_C = 112.10 - 93.45B + 3.17f - 3.61 \times 10^{-2} N_S$ $R^2 = 0.935$ $F_S = 125.32 - 104.56B + 3.24f - 4.02 \times 10^{-2} N_S$ $R^2 = 0.946$	$S = 2.579 + 0.023G - 0.606T -$ $0.011GT$ $+ 15.222f +$ $1.775 \times 10^{-3} TN_S$ $R^2 = 0.517$
8	Tsao і Hocheng [29]	Свердло: Підсвічник, HSS D (мм): 6 - 10 V (об/хв): 800 - 1200 f (мм/об): 0,01 – 0,05		$F = -91.5 + 1583.9f + 2.8 \times 10^{-2} N + 10.4D,$ $R^2 = 0.81$	$S = 0.41 - 6.75f + 1.9 \times 10^{-2} fN +$ $1.0 \times 10^{-4} N,$ $R^2 = 0.658$
9	Krishnaraj та інші [49]	Свердло: Спіральне, K20 D (мм): 5 V (об/хв): 12000 - 20000 f (мм/об): 0,01 – 0,3	$F(N, f) = 8.2854 - 9.2068N - 4.8691f - 1.823Nf +$ $4.50997N^2 + 19.714327f^2$		

1.6.2.3. Зернистість. Розмір абразивної фракції є одним з найбільш важливих характеристик алмазних свердел, оскільки має значний вплив майже на всі показники алмазного свердління: якість поверхні, продуктивність, теплонапруженість процесу і термін служби інструменту. Більшість дослідників дійшли згоди, що необхідно вибрати розмір зерна максимально можливим, але це не завжди кращий підхід. Використання великих зерен на свердлі малого діаметра призводить до спотворення форми ріжучої частини, що призводить до погіршення геометричних показників отвору і складності відводу стружки. Застосування крупних фракцій призводить не тільки до погіршення обробленої поверхні, але у деяких випадках і скорочує термін служби інструменту.

Експериментальні результати [20] показують, що розмір зернистості і швидкість подачі є основними параметрами між чотирма факторами управління (товщина стінки, зернистість, осьова подача і швидкість обертання шпинделя), які впливають на осьову силу. Вплив швидкості шпинделя виявився відносно незначним. Прогнозовані тенденції також підтвердив Song і ін. [81], сили різання зменшуються у міру збільшення розміру зернистості. Результати його експериментів показано на рисунку 1.6.2.3.1.

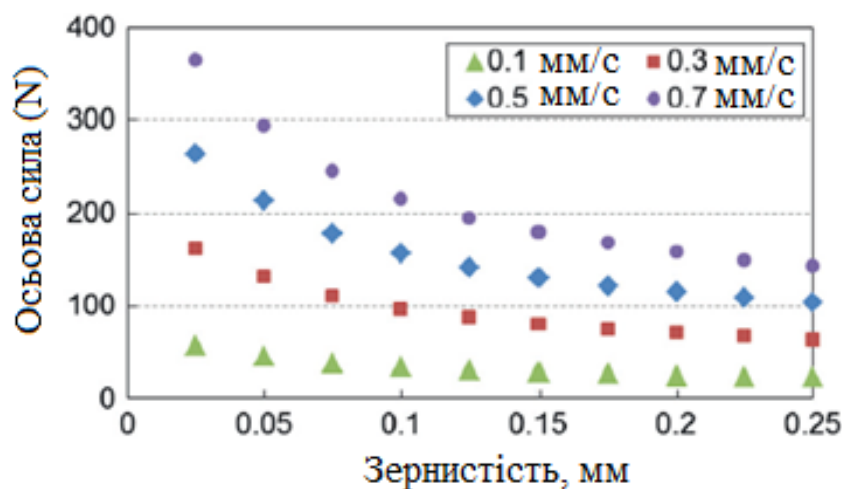


Рисунок 1.6.2.3.1 – Вплив зернистості інструменту на осьову силу [81]

Експериментальне дослідження [96] шорсткості поверхні в процесі алмазного свердління підтверджує, що швидкість подачі і розмір абразивної фракції роблять значний вплив (рис. 1.6.2.3.2).

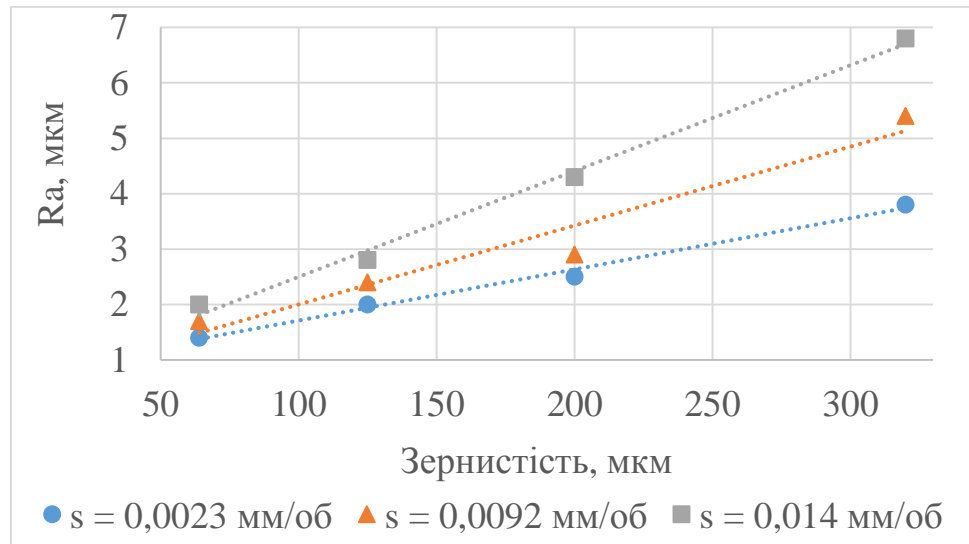


Рисунок 1.6.2.3.2 – Вплив зернистості інструменту на шорсткість поверхні ($D = 20$ мм; $v = 8,9$ м/с) [96]

Крупна абразивна фракція забезпечує низьку осьову силу тяги при свердлінні, що зменшує ступінь розшарування. Зниження осьової сили зі збільшенням зерен можна пояснити за рахунок зниження об'єму роботи різання, витраченого на диспергування стружки. Кожне зерно проникає глибше в матеріал чим збільшує розмір елементарного чіпа (однієї стружки). Низький рівень диспергування стружки знижує загальну потужність різання, що призводить до низького рівня теплової напруги. Це запобігає появі теплових дефектів і дозволяє вести обробку з підвищеною інтенсивністю. Збільшення товщини свердла призводить до збільшення осьової сили, але і терміну служби інструменту. У інших роботах [20, 21] емпіричні моделі також свідчать про вплив розміру зернистості на осьову силу і шорсткість поверхні (таблиця 1.6.2.1), проте дані стосовно впливу на коефіцієнт розшарування відсутні.

1.7. Аналітичні підходи до опису деламінації

Осьове зусилля під час свердління є одним з ключових показників для опису оброблюваності композиційних шаруватих матеріалів в зв'язку з тим, що вона безпосередньо впливає на якість просвердлених отворів, особливо на явище деламінації. Розмір деламінованої зони як було показано, пов'язаний з силою натиску на останні шари ламінату. Припускається, що існує деяка критична осьова сила, нижче якої розшарування не виникає [10]. Перша аналітична модель для визначення критичної осьової сили була розроблена Hsueh і Dharan [108]. Вони використали метод лінійної механіки пружного руйнування (LEFM – linear elastic fracture mechanics), щоб отримати моделі критичного зусилля для спірального свердла. У цій моделі, критична сила для початку розшарування (F_{CT}), спрощена до єдиного зосередженого навантаження в центральній точці, залежить від властивостей композитних матеріалів (взятого в якості квазіізотропного) і товщини незрізаного шару під свердлом (таблиця 1.7.1.а).

Таблиця 1.7.1 – Моделі критичної осьової сили [6, 10, 16 та 108].

№	Тип свердла	Мал. 1.8.	Моделі критичної осьової сили
1.	Спіральне	(a)	$F_{CT} = \pi \left[\frac{8G_{IC} E h^2}{3(1 - \nu^2)} \right]^{1/2}$
2.	Кінцеве	(b)	$F_{CSL} = \frac{1}{\sqrt{1 - 2S^2 + S^4}} F_{CT}$
3.	Підсвічник	(c)	$F_{CBP} = \frac{1 + \alpha}{\sqrt{1 + \alpha^2(1 - 2S^2 + S^4)}} F_{CT}$
4.	Кільцеве	(d)	$F_{CC} = \frac{\beta(2 - \beta)}{\sqrt{[1 - (1 - \beta)^4] - \left(\frac{1}{2}\right) S_c^2 [1 - (1 - \beta)^6]}} F_{CT}$

де: E – модуль пружності; ν – відношення Пуасона; h – товщина незрізаного шару під інструментом; G_{IC} – критична швидкість вивільнення енергії

деформації; α – відношення між сконцетрованим навантаженням (P_1) і периферійним кільцевим навантаженням (P_2). t – товщина стінки кільцевого свердла; $\beta = t / R_{oc}$; $S = R_t / R_{dl}$; $S_c = R_{oc} / R_{dl}$; R_t – радіус свердла; R_{dl} – радіус деламінованої зони; R_{oc} – зовнішній радіус свердла;

Згодом, Hocheng у кооперації Tsaο [6, 10, 16] продовжили цей напрям і розробили ряд комплексних аналітичних моделей критичної осьової сили для різних свердел (таблиця 1.7.1). Схема виникнення деламінації і порівняння критичних сил теоретичного прогнозування і експериментального результату показано на рисунку 1.7.1, що підтверджує адекватність теоретичних моделей.

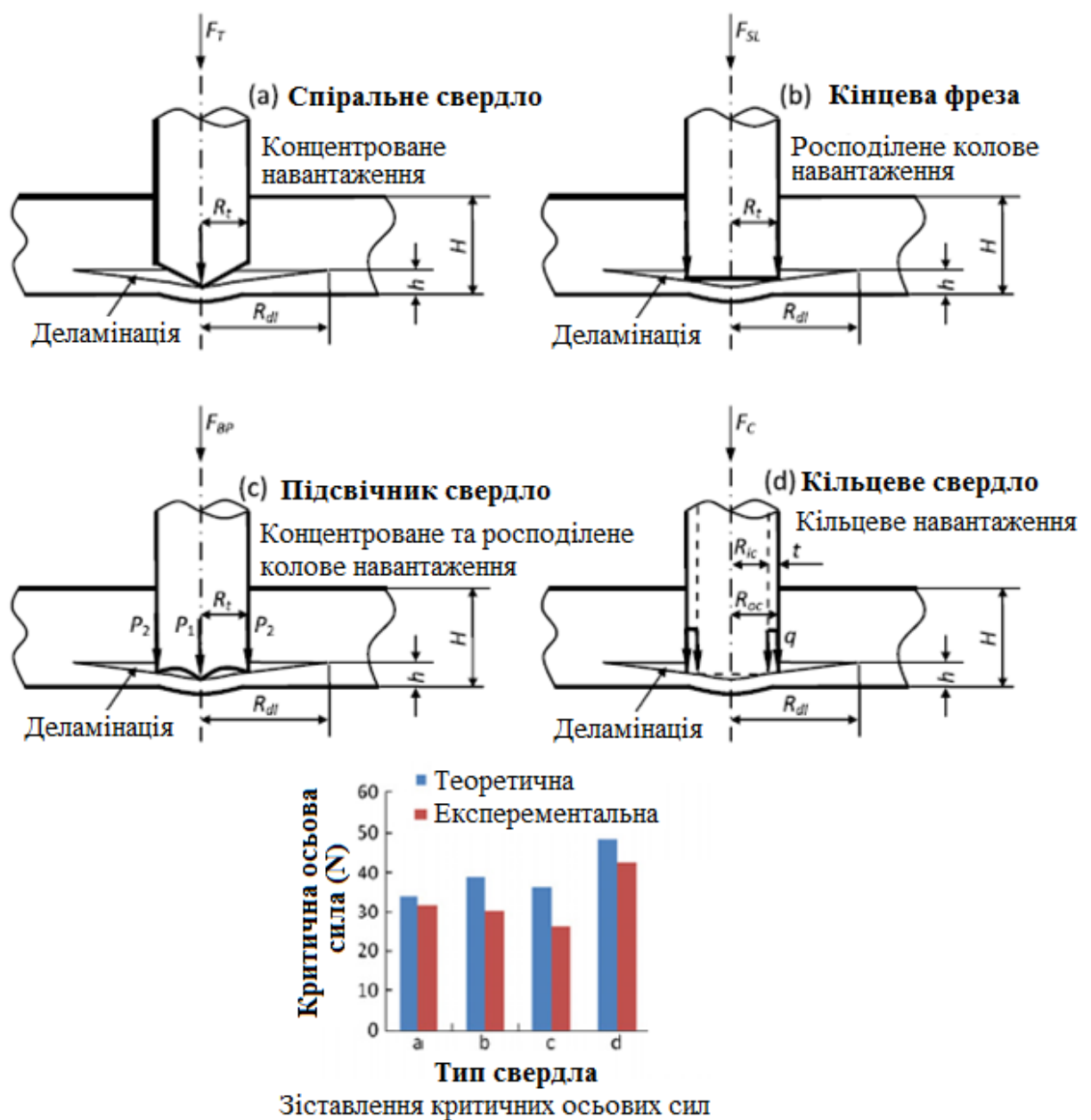


Рисунок 1.7.1 – Схематичний аналіз деламінації [6, 10, 16].

Модель для F_{CT} , розроблена Hocheng і Dharan [108] для спірального свердла, розглядає лише зосереджене навантаження в вершині. Проте, під час свердління не вся осьова сила спадає на центр, вона поширюється по усій довжині перемички. Таким чином, їх модель критичної сили було модифіковано Uradhuay і Lyons [109], замість зосередженого навантаження прийнято припущення рівномірно розподіленого навантаження по радіусу свердла, описаного в наступному рівнянні:

$$F_{CT}^* = \frac{1}{\sqrt{1 - R_t^2/2R_{dl}^2}} F_{CT}$$

Варто відмітити, що в деяких роботах [8, 16, 31 і 110] наближена позитивна лінійна кореляція між моментом виникнення розшарування і критичною осьовою силою для різних свердел спостерігалася. Ці результати підтверджують, що ключ для усунення розшарування при свердлінні ПКМ полягає в зниженні осьової сили, через оптимізацію технологічних параметрів процесу [111].

1.8. Висновки розділу

Обробка вуглецевих ВАП в даний час активно вивчається, оскільки гостро презентує перспективи для індустріального та економічного прогресу багатьох країн. Відомо декілька сотень робіт, в яких розглянуті загальні і деякі специфічні питання механічної обробки ПКМ. Проте з переходом до визначеного випадку (деталі), з'являється багато невирішених заporук оброки. Що до параметрів процесу та технологічних передумов підвищення ефективності свердління отворів в ПКМ, з аналізу можна стверджувати наступне:

- Збільшення осьової подачі викликає більше осьове зусилля, крутний момент, розшарування, знос інструменту і шорсткість поверхні, з іншого боку, це зменшує генерацію тепла в зоні різання.

– Збільшення швидкості різання теоретично дає зниження осьової сили, крутного моменту, шорсткості поверхні, деламінації на вході, однак підвищує знос інструменту і температуру обробки.

– Застосування карбідних і інших твердих покриттів надає триваліший термін служби інструменту, що має позитивний вплив на усі вихідні параметри.

– Збільшення зернистості кільцевого свердла зменшує осьову силу і температуру, однак і шорсткість поверхні. Товща стінка свердла є причиною більшої осьової сили, але забезпечує довший ресурс роботи інструменту.

– Збільшення кута при вершині дає збільшення осьової сили і розшарування виходу, зменшує крутний момент і розшарування входу.

– Застосування УЗА зменшує осьову силу і розшарування, але підвищує температуру майже в двічі. Низькочастотні вібрації навпаки збільшують осьову силу. Усі типи вібраційної асистенції (по амплітуді і частоті) дозволяють поліпшити якість поверхні.

– Використання охолодженого повітря зменшує знос, відшарування, шорсткість поверхні і температуру, що дозволяє проводити обробку на інтенсивних режимах різання. Проте, охолоджений азот, що розпилюється на деталь, підвищує сили різання і розшарування на виході (при використанні спірального свердла), але зменшує шорсткість і знос інструменту.

Серед недоліків поточного стану вирішеності питань механічної обробки ПКМ необхідно відзначити наступне:

○ Свердління вуглепластиків спіральними свердлами, в даний час, є найбільш поширеним методом формоутворення отворів. Однак, також широко рекомендується застосування кільцевого алмазного інструменту. Серед робіт присутні численні протиріччя, що до першості геометрії інструменту. Існує лише декілька комплексних порівняльних експериментів, що за однакових умов обробки випробують рекомендовані спіральні та кільцеві свердла.

- Сили різання під час свердління в літературі зазвичай представлено апроксимовано, що не дає змоги вивчати динаміку їх утворення, зарактер і причини їх зміни та розглядади природу деламінації докладно.
- Обставина блокування керна при використанні кільцевого свердла є наявною, але згадується лише в декотрих роботах. Вказане явище залишається не вивченим, а його вплив ігнорується серед досліджень та рекомендацій, що до застосування кільцевого інструменту.
- Практично відсутні довідники для вибору режимів різання та різальних інструментів для забезпечення необхідного значення деламінації, сил різання, діаметру, тощо при свердлінні отворів в вуглепластиках.
- Цілком відсутні спроби оцінити теплову сторону процесу абразивного свердління кільцевим свердлом, незважаючи на зростаючий тренд інтересу дослідників до цього інструменту.
- Жодного разу температура не розглядалася як самостійний статистично значний фактор виникнення похибки точності форми кромки отвору (деламінація, відшарування), про що свідчить нехтування температурою в відомих виразах прогнозування цього дефекту.
- Відсутня єдина класифікація дефектів обробки отворів в ПКМ. Серед літератури чи дослідників не існує чітко визначеної термінології стосовно якісних показників отворів в ПКМ. Так, наприклад, дефект *відшарування*, згадується як *розшарування*, *сколи* чи *деламінація* (delamination) за кордоном, при чому вказані терміни застосовуються як для відшарування між шарами так і для вириву з поверхні окремих пучків волокон чи хрупкого зколювання матриці, однаково, що є спікулюванням. Також відомі *розлохмачування*, *розтріпування*, *розпушення*, *вспучення кромки* і т.д, не відносяться до жодного параметру якості чи точності, трактуються вільно, методи їх оцінки не визначені.

1.9. Мета та задачі дослідження.

Мета роботи – підвищити точність геометричних показників форми кромки та підвищення ефективності обробки отворів в вуглепластиках. Для досягнення мети в роботі поставлено наступні задачі:

- запропонувати новий технологічний спосіб зменшення дефектів кромки та підвищення ефективності обробки отворів в вуглепластиках. Розробити інструмент для реалізації запропонованого способу;
- спланувати та виконати комплекс експериментальних досліджень лезового і алмазного свердління вуглепластика.
- дослідити теплову сторону процесу абразивного свердління кільцевим свердлом на основі отриманих експериментальних даних. Визначити максимальну температуру, температуру поверхні отвору. Встановити їх вплив до силових та якісних показників процесу обробки;
- виробити практичні рекомендації щодо вибору прогресивних режимів різання та різальних інструментів для свердління отворів в вуглепластиках;
- класифікувати якісні показники отворів в вуглепластиках.

РОЗДІЛ II

ГІПОТЕЗА ТА МЕТОДИ ДОСЛІДЖЕННЯ

2.1. Підвищення ефективності обробки отворів в вуглепластиках

2.1.1. Температура як фактор виникнення деламінації

Відповідно до численних досліджень фізичних властивостей вуглепластиків [112-116], міцність матеріалу зменшується з ростом температури (рис. 2.1.1.1.). Міцність волокон знижується до 60% від номінального значення при температурі біля 300 ° С. Крім того, середня міцність на згинання волокон вуглепластика знижується до 60% вже при 100 ° С, а при 200 ° С зберігає лише близько 15%.

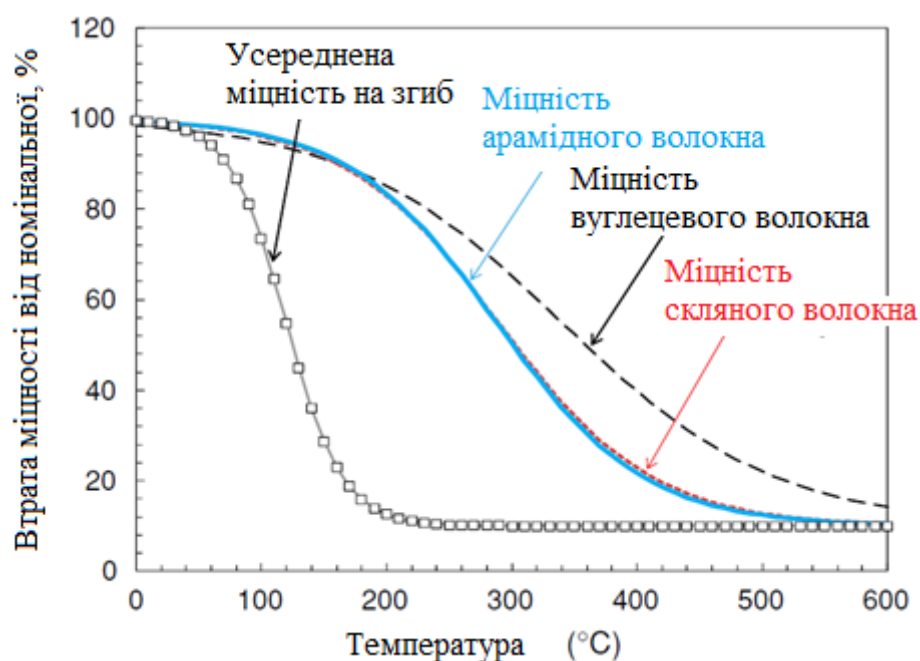


Рисунок 2.1.1.1 – Залежність міцності ВАП від нагрівання [112, 113]

Такі обставини, безсумнівно мають впливати на процес різання. З нагріванням, матриця втрачає міцність і зусилля різання, яке необхідно для тріщиноутворення, зменшується. Вказане призводить до зменшення сил різання, що підтверджується дослідженнями [66]. Для типового вуглецевого

ВАП на епоксидній основі, ініціювання деградації смоли може бути отримано при температурі приблизно $180\text{ }^{\circ}\text{C}$. Теплове пошкодження при цій температурі може створювати тріщини, що призводить до зменшення міцності [117], виникнення тріщини між крайніми ламінатами оброблюваного матеріалу створює умови для виникнення відшаровування. На описаній підставі, автор даної роботи припускає пряму кореляцію між температурою в останньому шарі оброблюваного матеріалу і розшаруванням на вихідній поверхні заготівлі. Гіпотетичне положення пропонується в виді логічного слідування:

$$\uparrow T_{edge} \Rightarrow \uparrow Fd_{exit} \quad (1.8.1)$$

де T_{edge} – температура, що досягається на вихідній кромці отвору, Fd_{exit} – міра деламінації на цій кромці. Для пояснення природи висунутого, автор користується схемою виникнення деламінації вихідної кромки (рис. 2.1.1.2), запропонованої Тайванським колективом Tsao, Hocheng і інші [10]. По мірі заглиблення інструменту, оброблюваний матеріал нагрівається. Температура зростає зі збільшенням глибини свердління, таким чином найвища температура остерігатиметься в останньому зрізаємому шарі h . Підходячи до цього крайнього шару, сили різання при кільцевому свердлінні розподіляються рівномірно P_1 по кільцевій ділянці інструменту з товщиною стінки t , що утворена між зовнішнім c та внутрішнім c^* радіусом свердла. Через втрату міцності на згинання, останній шар не надає достатнього опору P_2 зернам інструменту для підтримання процесу різання. Оскільки матриця розм'якла, ламінат деформується по мірі вигинання волокон, що спричиняє розшарування між ламінатами. Процес різання превалює в процес деформації. При збільшенні навантаження, волокна витягуються (подовжуються) [118]. При досягненні критичної величини пучки з волокнами можуть виламуватися, вириватися, розтріпуватися на поверхні шару чи навіть не зрізуватися і пружно відновлюватися закриваючи отвір після відводу інструменту.

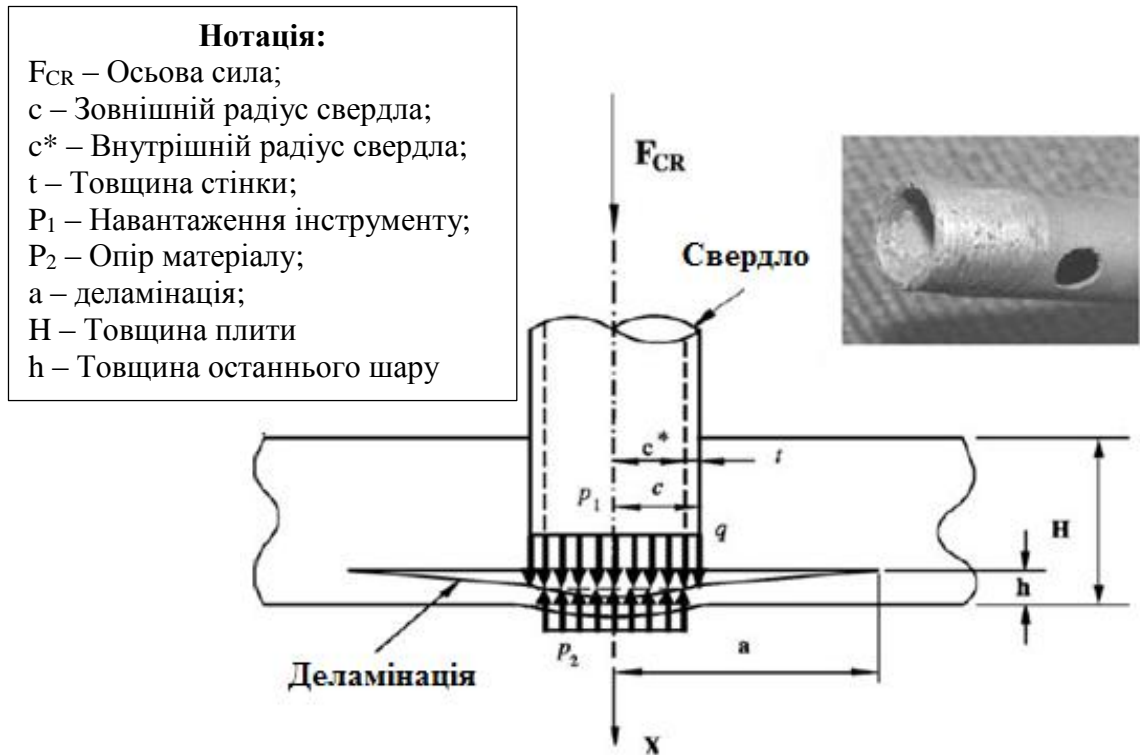


Рисунок 2.1.1.2 – Схема виникнення деламінації вихідної кромки [6]

Згідно описаного припущення, щоб отримати мінімальне значення розшарування кромки, необхідно зменшувати її температуру. Широко відомо, що рівень теплонапруженості може бути зниженим через послаблення зусиль під час різання, що є визначним фактором в процесі тепловиділення на операціях механічної обробки матеріалів. Також відомо [81], що сили різання при обробці абразивом зменшуються зі збільшенням розміру абразивних зерен. Таким чином, раціональним рішенням було б здійснювати процес свердління з використанням найбільших абразивних фракцій. Однак, як було зазначено в роботі [96], великі абразивні елементи призводять до низької якості шорсткості поверхні. Використання алмазних фракцій розміром 200/160 чи 250/300 створюють мікроступи на обробленій поверхні висотою близько 40 мкм і більше, що не відповідає типовим вимогам до багатьох деталей. Таким чином виникає задача модернізації процесу абразивного свердління для усунення деламінації кромки отворів в ПКМ. Оскільки останнє,

згідно висунутому, залежить від температури, доцільно звернутися до технологічних передумов зниження температури під час абразивної обробки.

2.1.2. Технологічні передумови зниження температури

Поставлена задача модернізації процесу обробки абразивами для зниження теплонапруженості обробки, зводиться до вирішення технічного протиріччя: необхідності застосування одразу двох різних абразивних фракцій: великої, для зниження зусиль різання та відносно малої, яка б задовольняла вимогам до шорсткості поверхні. Відповідно до відомих таблиць Альтшуллера [119], що до застосування основних прийомів вирішення типових технічних протиріч, виявлена «конфліктна пара» може бути усунута через часову чи просторову альтернацію необхідних фізичних елементів.

За аналог приймається розробка [120], в якій представлено технологічний спосіб зменшення сили різання при збереженні високого рівня якості шорсткості поверхні в процесі шліфування (рис. 2.1.2). Вказана перевага досягається чергуванням зернистостей в одному інструменті за рахунок самооформлення зуба переривистого шліфувального круга в процесі обробки, за рахунок чого, менші зерна мають більший радіус-траєкторію руху $R1 < R2 < R3 < R4$. Видалення верхніх шарів крупними зернами (КЗ) дозволяє зменшити роботу диспергування, що призводить до зменшення теплового напруження в зоні обробки. Зниження теплового стресу дозволяє здійснювати процес шліфування на інтенсивніших режимах різання. Обробка малими зернами, що закріплені на задньому кінці виступу круга (МЗ) дозволяє поліпшити шорсткість оброблюваної поверхні. Таким чином, є місце об'єднання грубої і чистової обробки в одній операції. Оскільки більша частина припуску знімається крупними зернами, істотно знижується енергетичні потреби, за рахунок чого створюється технологічна передумова зниження температури.

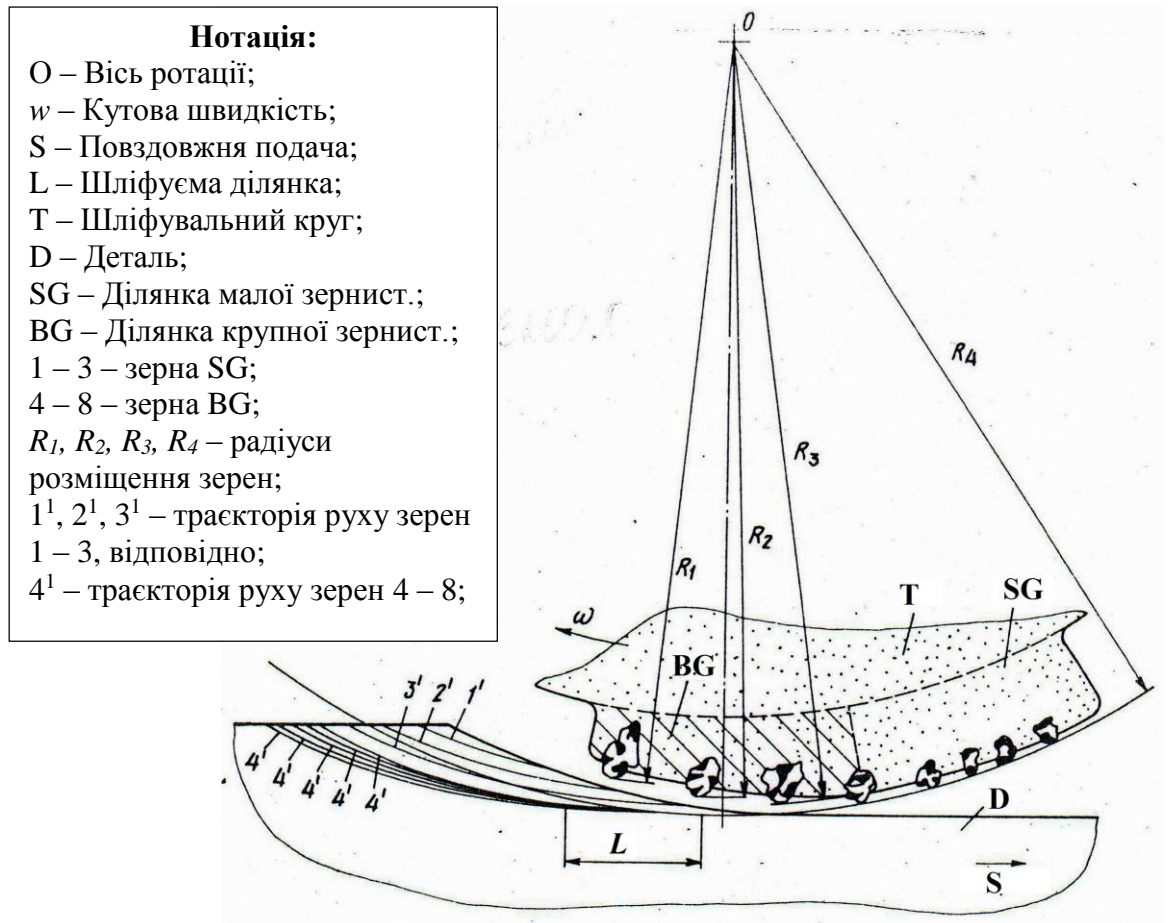


Рисунок 2.1.2 – Переривистий шліфувальний круг з чергуванням фракцій абразиву [120]

2.1.3. Розробка нового технологічного способу свердління.

Обробка отворів різними фракціями абразиву досягається за рахунок когнітивної модернізації інструменту. Робоча абразивна коронка складається з декількох шарів, що відрізняються фракцією абразиву. Свердло складається з металевої або сплавної основи 1 та робочої абразивної коронки 2, яка має декілька шарів 3 і 4 (на рис. 2.1.3 тільки два шари, як приклад), що відрізняються фракцією абразиву. КЗ шар 3 є товщим і завжди знаходиться ближче до осі обертання свердла, коли МЗ шар 4, розташований на більшій відстані від осі. Більша частина припуску на обробку диспергується великими зернами, а невелика частина поверхне-утворювального припуску знімається малими зернами, при цьому калібруючи отвір та витримуючи малу шорсткість. За рахунок вказаного, досягається поєднання двох технологічних

операцій свердління і розсвердлювання, чи чорнової і чистової обробки в одному осьовому русі інструменту [121].

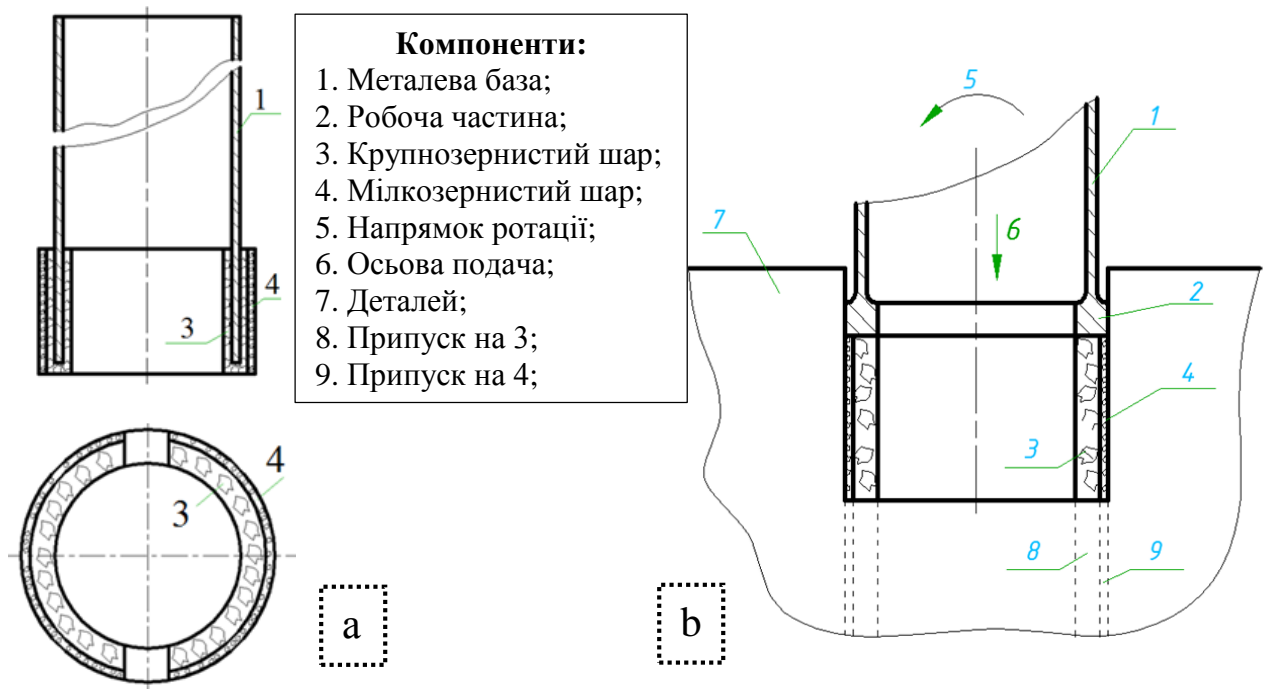


Рисунок 2.1.3 – Авторська конструкція свердла (а) і схема видалення припуску різнозернистим інструментом (б) [121]

Відносно вибору інструментальних матеріалів ИСМ ім. В. Н. Бакуля НАНУ, відзначає, що найбільш ефективними шляхами зниження інтенсивності виділення теплоти при шліфуванні ПКМ є застосування алмазів і зв'язки з максимально можливою теплопровідністю. Такими є синтетичні шліфувальні порошки з розвиненою поверхнею марок АС32 (АС15, АС20), на нікелево-гальванічній зв'язці [122], що також покладається в основу виготовлення запропонованої конструкції.

Для ефективної роботи абразивного інструменту відношення глибини занурення зерен до радіусу середнього зерна не має перевищувати $a_z/\rho = 0.2$. Таку умову неможливо витримати при використанні двох фракцій паралельно. Однак відомо [123], що у процесі обробки, кільцеве свердло зношується і приймає округлу форму торця. Тонкий мілкозернистий шар розташований на периферійній частині робочої коронки. Оскільки зі зносом ефективна площа

контакту цієї ділянки з оброблюваним матеріалом значно збільшується, то кількість мілких зерен, що бере участь у оформленні поверхні, також збільшується. КЗ розташовані на торці алмазоносної частини і включаються до роботи диспергування відразу, а МЗ включається поступово, оформлюючи шорсткість та вихід на діаметр. Таким чином, через послідовно-паралельне пошарове зняття операційних припусків, забезпечується оптимальне відношення a_z/ρ для обох абразивних фракцій за однакових режимів різання.

Зазначений технологічний спосіб був запропонований і теоретично обґрунтований в теорії шліфування. Однак, не має експериментального базування і не є поширеним як серед дослідників так і в промисловості. Автор даної роботи разом з авторами зазначених робіт, що до предмету параграфу, сходяться в терміні *«різнозернистість»*. Стосовно узгодженого *«різнозерниста обробка»* - вид обробки абразивами, що поєднує чорновий і чистовий етапи в одному проході інструменту за рахунок зняття операційних припусків шарами різних абразивних фракцій.

В результаті застосування запропонованої конструкції інструменту очікується зниження сил різання, температури, підвищення точності геометричної форми отворів при збереженні якості поверхні та точності лінійних параметрів отворів в ПКМ як у мілкозернистого інструменту.

2.2. Методологія експериментального дослідження

2.2.1. Цілі дослідження

Для досягнення поставлених задач виникла необхідність проведення експериментальних досліджень. Методика експериментальних досліджень визначалась наступними цілями:

- вимірювання силових параметрів процесу свердління, детальному вивченні характеру виникнення сил різання та умов, що їх формують;
- визначення величини показників якості кромки, встановлення їх залежності від технологічних параметрів процесу;

- отримання емпіричних виразів для вихідних параметрів;
- перевірка ефективності розробленого різнозернистого інструменту;
- Оцінка проблеми блокування керну, встановлення її впливу на силові показники процесу та точності форми отвору;
- перевірка наявності положень, що опосередковано задовільняють чи суперечать висуненій гіпотезі.

2.2.2. Обладнання

Обладнання для виконання експериментального дослідження надано підрозділом Алессандрійської лабораторії інженерної механіки Туринського політехнічного університету (Alessandria del Politecnico di Torino). Застосовано вертикально фрезерний верстат з ЧПУ CORTINI M500/F1, з швидкістю шпинделя до 8000 об/хв, максимальною потужністю 3,7 кВт та максимальним крутним моментом 24 Нм (рис. 2.2.2). Контрольно-вимірювальний комплекс включав: чотирьох-компонентний п'єзOMETричний динамометр Kistler (type 9272) з частотою запису 5000 Гц, багатоканальний посилювач сигналу Kistler (type 5019), стереомікроскоп LEICA MS5 з камерою високої роздільної здатності LEICA DFC280 та програмним забезпеченням LEICA Qwin software.



Рисунок 2.2.2 – Вертикально фрезерний верстат CORTINI M500/F1

2.2.3. Інструмент

Інструмент, застосований в експерименті, обрано на основі рекомендаційних даних з літературних джерел, що до оптимальних параметрів геометрії спірального та кільцевого свердла для зниження дефектів кромки. В якості спірального свердла досліджували інструмент виробництва ISCAR, моделі SCD 060-020-060 AP3 з твердим покриттям нікелідного алюмініду титану (TiAlN) методом фізичного осадження з парової фази (PVD coating), діаметру 6 мм, 140° та 27° кута при вершині та спіралі, відповідно. Кільцеві свердла виконавця «Полтавський алмазний завод», діаметром 6 мм, товщиною стінки 1 мм та висотою абразивної частини 6 мм (рис.2.2.3). Свердла виготовлені на нікелевій гальванічній зв'язці з наступними фракціями алмазного елемента: 63/50 мкм, 125/100 мкм та 200/160 мкм, марок AC15, AC32 та AC80, відповідно. Також в експерименті досліджується авторська конструкція кільцевого свердла з двома шарами різної зернистості: внутрішній 200/160 мкм та зовнішній 63/50 мкм.



а) Спіральні сверла



б) Кільцеве свердло
(200/160 мкм, AC80)

Рисунок 2.2.3 – Досліджувані свердла.

2.2.4. Матеріал заготівлі

Матеріал дослідження замовлений світовому лідеру з виготовлення складових та готових деталей з полімерних композиційних матеріалів Hexion, який є партнером більшості провідних авіаконцернів світу. Зв'язка та армуючий елемент композиту Epikote 04695/1 та Epikure 05357, відповідно, обиралися згідно з їх застосуванням в виробництві деталей звукопоглинаючих панелей авіаційних двигунів пасажирського авіалайнера Airbus A380. Матеріал є вуглепластиком на епоксидній основі з переплетеною (тканюю) схемою армування та товщиною шару 400 мкм. Товщина зразків, що досліджувалися складала 4 мм. Поєднання складових та шарів виконувалося компанією Benteler SGL Composite Technology відповідно до встановленої технологічної документації виробника. Властивості матеріалу наведено в таблиці 2.2.4.

Таблиця 2.2.4 – Властивості досліджуємого вуглепластика.

Властивість	Величина	Структурна схема
Зв'язка (матриця)	Epikote 04695/1	
Затверджувач	Epikure 05357	
Армуючий елемент	6k CF 400 g/m ²	
Тип сплетіння	Twill K2/2, 402 st	
Кількість шарів	10	
Товщина шару (мм)	0,4	
Розмір плити (мм)	50 x 100 x4	
Щільність зв'язки, (г/см ³)	1.17 ± 0.02	
Щільність волокна, (г/см ³)	0,98 ± 0,02	
Об'ємна доля волокна (%)	56 - 60	
В'язкість, МПа·с, при 25 °С	1280 ± 100	
при 100 °С	30 ± 5	
Міцн. при розтягн. (МПа)	620	
Модуль Юнга, E (ГПа)	70	
Коеф. Пуассона	0,31	
Відносне подовження	0,85	
Відносне стиснення	0,8	
Міцн. при згинанні(МПа)	980	
Модуль здвигу, G (ГПа)	5,1	

2.2.5. Режими різання

У зв'язку з анізотропією структурних і механічних властивостей ПКМ, вибір параметрів різання відіграє важливу роль. З одного боку, агресивна осьова подача призводить до більшої продуктивності процесу, з іншого боку, помірна подача забезпечує низьку осьову силу і тим самим зменшує деламінацію. Shyha і ін. [37] експериментував з швидкістю різання $v = 45$ м/хв і дійшов висновку що осьова подача не має перевищувати 0,2 мм/об. Davim і Reis [4] зазначають, що швидкість різання має найбільший фізичний вплив на коефіцієнт розшаровування, який вказує, що теплове навантаження матеріалу, ймовірно, має більш істотний вплив на розшарування, ніж механічні навантаження (осьова подача), що виникають в вуглепластику. У таблиці 2.2.5 показано умови різання, використовувані в інших дослідженнях. Можна бачити, що швидкість обертання шпинделя приймає діапазон близько 1000 – 3000 об/хв. Більшість досліджень також повідомляють що швидкість подачі для зниження розшаровування слід витримувати в діапазоні 0,02 – 0,2 мм/об. Швидкість різання навіть для алмазного свердління рідко перевищує 60 м/хв, зазвичай цей параметр варіюється в межах 20 ... 50 м/хв. Існують також поради, що до використання надвисокої швидкості різання 180 – 300 м/хв, але такі рекомендації носять теоретичний характер і не мають експериментального підтвердження. Обробка отворів на надвисоких швидкостях різання представляє інтерес для дослідження, однак оскільки, абсолютна більшість підприємств України не володіє відповідним обладнанням, а замовлена державною програмою дисертаційна робота має бути практично корисною, автор надає перевагу класичним, рекомендованим режимам різання.

У цьому дослідженні для спірального свердління було прийнято оберти шпинделя 1592 - 2654 об/хв і 0,02 - 0,12 мм/об для осьової подачі. Для абразивного свердління кількість обертів шпинделя і осьова подача варіювалась в діапазоні 1592 - 2123 об/хв і 0,02 - 0,06 мм/об, відповідно.

Таблиця 2.2.5 – Режими різання при свердлінні ПКМ.

Автори	Реф.	Тип свердла	Діаметр d, мм	Оберти шпинделя, N, об/хв	Осьова подача, f, мм/об
Piquet et al.	[1]	Спір.	4,8	1200	0,001 – 0,05
Davim and Reis	[4]	Спір.	5	1910-3138	0,05 – 0,2
Davim and Reis	[5]	Спір.	5	1000-2000	0,04 – 0,15
Tsao and Hocheng	[8]	Спір.	6-10	800-1200	0,01 – 0,03
Tsao and Hocheng	[20]	Спір.	10	800-1200	0,038 – 0,063
Tsao	[21]	Спір.	10	750-1150	0,012 – 0,032
Abrao et al.	[23]	Спір.	5	3500-5500	0,05 – 0,2
Durao et al.	[24]	Спір.	6	4200	0,05
Tsao	[28]	Спір.	10	800-1200	0,006 – 0,02
Tsao and Hocheng	[29]	Спір.	6-10	800-1200	0,01 – 0,05
Faraz et al.	[31]	Спір.	4	3200	0,1
Durao et al.	[36]	Спір.	6	2800	0,02-0,12
Xia	[39]	Спір.	9,92	1270-1900	0,025 – 0,05
Криворучко Д. В.	[118]	Спір.	10	480-2070	0,02 – 0,08
Тарасюк А. П.	[124]	Спір.	6	2800	0,1 – 0,3
Tsao	[12]	Кільц.	10	<1000	0,008 – 0,016
Hocheng	[15]	Кільц.	10	900-1000	0,003 – 0,013
Tsao and Hocheng	[18]	Кільц.	10	800-1200	0,038 – 0,063
Tsao	[19]	Кільц.	10	750-1150	0,012 – 0,032
Quan	[32]	Кільц.	4	5000	<0,001 – 0,01

2.2.6. План експерименту

Відповідно до методики планування експерименту, для спірального свердла було визначено 2 фактори (осьова подача, швидкість різання), що змінювалися по трьом рівням (таблиця 2.2.6.1). План для кільцевого свердління має два рівня для осьової подачі та швидкості різання і 3 рівня для фактору зернистості, до того ж по цьому плану досліджувався запропонований різнозернистий інструмент (таблиця 2.2.6.2). Для зменшення випадкових і статистичних помилок план експерименту повторювався три рази з випадковим розташуванням точок кожного режимного параметру. Таким чином, повний план експерименту для спірального свердла має 27 точок (таблиця 2.2.6.3) і 48 точок для кільцевого свердління (таблиця 2.2.6.4). Для

усунення впливу зносу інструменту та явища блокування керну в порожнині кільцевого свердла, свердла очищувались в порожнині після кожного отвору та замінювалися на нові в кожному експерименті. Проблема блокування вивчалася окремо, без очищення інструменту після свердління кожного отвору.

Фактор	Сим-вол	Одиниці	Рівні		
			1	2	3
Швидк. різання	v	м/хв	30	40	50
Осьова подача	f	мм/об	0,02	0,06	0,12

Фактор	Сим-вол	Одиниці	Рівні			
			1	2	3	4
Зернистість	g	мкм	63/50	125/100	200/160	200+63
Швидк. різання	v	мм/об	30	40		
Осьова подача	f	мм/об	0,02	0,06		

Тест №	V	f	Отвір №		
			a	b	c
1.	30	0,02	1	10	19
2.	30	0,06	2	11	20
3.	30	0,12	3	12	21
4.	40	0,02	4	13	22
5.	40	0,06	5	14	23
6.	40	0,12	6	15	24
7.	50	0,02	7	16	25
8.	50	0,06	8	17	26
9.	50	0,12	9	18	27

Тест №	g	V	f	Отвір №		
				a	b	c
1.	63/50	30	0,02	1	17	33
2.	63/50	30	0,06	2	18	34
3.	63/50	40	0,02	3	19	35
4.	63/50	40	0,06	4	20	36
5.	125-100	30	0,02	5	21	37
6.	125-100	30	0,06	6	22	38
7.	125-100	40	0,02	7	23	39
8.	125-100	40	0,06	8	24	40
9.	200/160	30	0,02	9	25	41
10.	200/160	30	0,06	10	26	42
11.	200/160	40	0,02	11	27	43
12.	200/160	40	0,06	12	28	44
13.	200+63	30	0,02	13	29	45
14.	200+63	30	0,06	14	30	46
15.	200+63	40	0,02	15	31	47
16.	200+63	40	0,06	16	32	48

2.2.7. Контрольні параметри

Відповідно до цілей роботи, фіксувалися показники осьової сили та крутного моменту. Відносно параметрів точності, досліджували найбільш важливий показник точності форми отворів в вуглепластиках – фактор деламінації. Пошкодження вимірювалися по обидва боки пластини за допомогою поширеного методу, який пояснюється на рисунку 2.2.7. Значення коефіцієнта деламінації (F_d) було отримано через $F_d = \frac{D_{max}}{D=6\text{мм}}$, де D_{max} – максимальний діаметр деламінованої зони (мм); D – номінальний діаметр отвору (мм) = 6 мм для усіх тестів в цьому експерименті. В роботі також прийнята спроба оцінити величину незрізаних волокон (розтріпування чи невідкритість отвору) на вихідний кромці. Цей дефект зазвичай відбувається під час буріння і широко обговорюється в літературі. Для чисельної оцінки необробленої частини кромки пропонується використовувати показник «Необроблений периметр», який оцінювався через вираз: $U_r = \frac{l*100}{P}$, де l – довжина дуги несформованого сектору кромки, мм; P – периметр отвору, мм.

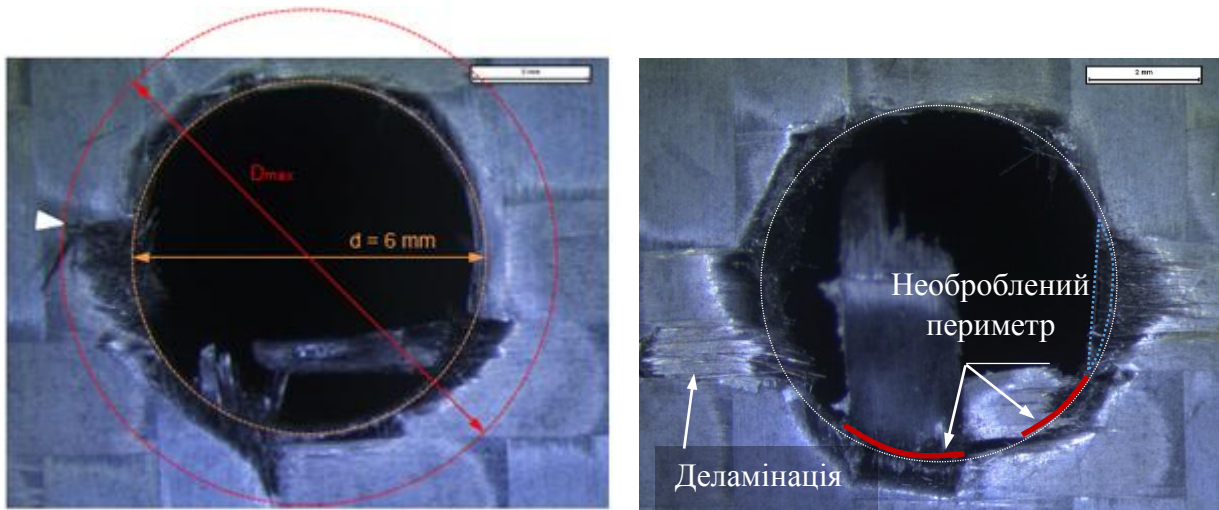


Рисунок 2.2.7 – Оцінка деламінованої зони (а) [125] та необробленого периметру (b).

2.2.8. Порядок проведення експерименту

Схема проведення експерименту та порядок виконання робіт вказано на рисунку 2.2.8. Свердло зафіксовано в шпинделі вертикально фрезерного верстата, яке здійснює обертаючий та поступальний рух відносно заготовки. Пластини малого розміру 50x100x10 зафіксовані в струбцинах п'єзоелектричного динамометра, таким чином відстань від осі свердління до фіксуємого елемента не перевищує 15 мм, що забезпечує мінімальне пружне згинання заготовки під дією сил різання. Допоміжний хід на врізання та на вихід інструменту із заготовки задавалися по 5 мм, робочий хід свердла 4 мм. Сигнал з динамометра посилюється через багатоканальний посилювач та надсилається до персонального комп'ютера, де за допомогою відповідного програмного продукту записується в виді бази даних. Заготівля після обробки потрапляє на столик мікроскопа, де цифровою камерою високої роздільної здатності, що монтовано над окуляром, фотографується і через програмний софт висилається теж на ПК. Зображення оброблюються, фіксуються контрольні показники, вносяться до статистичної бази.

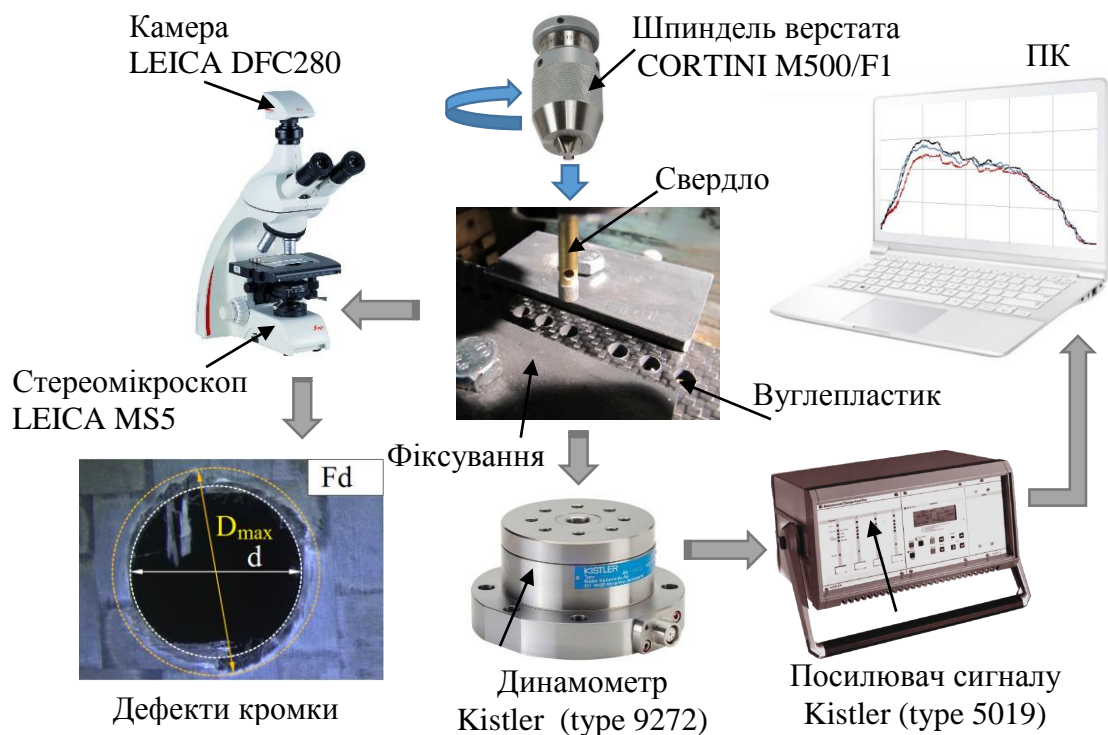


Рисунок 2.2.8 – Схема проведення експерименту.

2.3. Висновки розділу

Для підвищення точності геометричних показників форми кромки та підвищення ефективності обробки отворів в вуглепластиках, температура розглядається як фактор виникнення дефекту форми, що дає змогу висунути гіпотетичне положення про зв'язок температури з деламінацією. Вивчаються особливості виникнення температури під час абразивної обробки та технологічні передумови зниження температури. Вперше для свердління пропонується модернізація інструменту через відомий, в теорії шліфування та хонінгування, технологічний спосіб «різнозернистості» для зменшення дефектів кромки та підвищення ефективності обробки отворів в вуглепластиках.

Для досягнення поставлених задач, автор планує експериментальне дослідження процесу лезового і абразивного свердління вуглепластиків. Досліди проведені у співпраці з Департаментом інженерної механіки та технології виробництва Туринського політехнічного університету (DIGEP, Politecnico di Torino). Для експериментів використовували високоточне устаткування з оригінальним програмним забезпеченням технічного обслуговування і подальшої візуалізації результату на ПК. Інструменти обрані відповідно до наукових рекомендацій. Зразки вуглепластика замовлялися офіційному дистриб'ютору згідно з їх широким використанням в сучасному авіабудуванні. Розроблено план експерименту та методику проведення. Сплановано контролювати параметри сил різання та деламінації. Запропоновано новий критерій кромки отвору «необроблений периметр» для оцінки ступеню відкритості отвору та величини необробленого сектору кромки отвору.

РОЗДІЛІІІ.

РЕЗУЛЬТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТУ ТА МАТЕМАТИЧНА ОБРОБКА

3.1. Сили різання

Записи динамометру в процесі свердління були перетворені в графіки і представлені в Додатку А. Кожен графік на рисунку А.1 показує осьову силу відносно глибини свердління спіральним свердлом протягом отворів виконаних на одних і тих же режимних параметрах різання. Різні кольори на графіку показують розвиток осьової сили в кожному окремому отворі. Осьова подача і швидкість різання збільшується зліва направо і зверну вниз від таблиці, відповідно. Кожен графік на рисунках А.2 – А.5 показує осьову силу під час кільцевого свердління на різних режимах різання та фракціях абразиву. Кожна лінія в графіку відображає свердління одного отвору.

Відповідно до налаштувань динамометра, частота запису становила 5000 Гц, що означає запис даних на кожні 0,0002 с. Беручи до уваги такий рівень швидкості зв'язку, було відзначено значне відхилення деякі сигналів від середнього рівня. Вказане частково пояснюється значною анізотропною властивостей вуглепластика. Так, наприклад, єдине алмазне зерно має постійне змінення відношення зрізаного обсягу волокна/матриці протягом одного оберту інструменту [126]. Інша причина – почергове зрізання волокна вздовж та впоперек його укладки, що характеризується істотною різницею в необхідному зусиллі. Оскільки зерен в інструменті є множина, а їх розташування має стохастичний характер, не є можливим оцінити описану обставину. Для визначення причини спостерігаємої дигресії сигналів був виконаний спектральний аналіз.

Алгоритм Швидких Перетворення Фур'є (ШПФ) обчислює дискретні перетворення Фур'є (ДПФ), послідовні чи інвертивні. Аналіз Фур'є

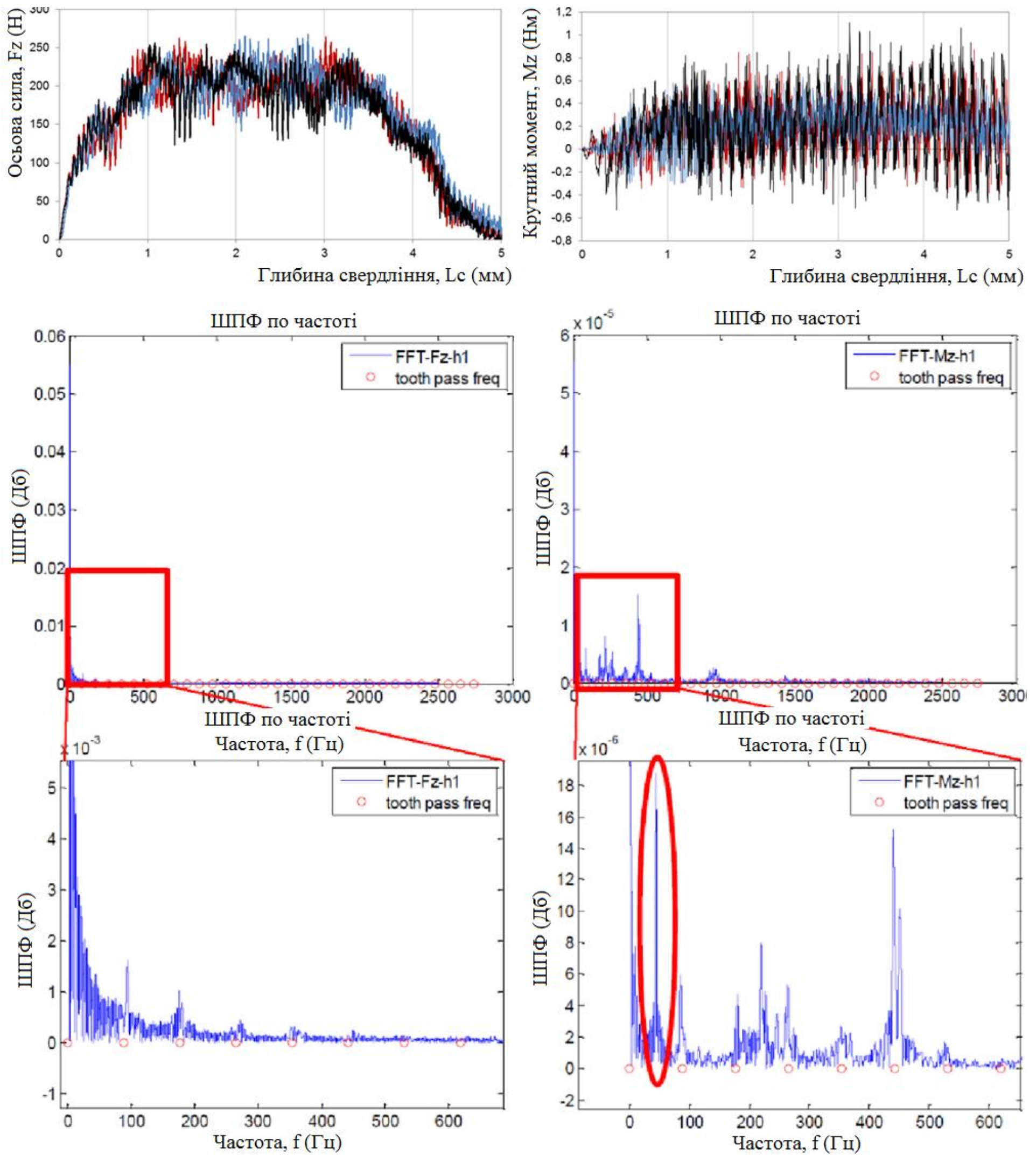


Рисунок 3.1.1. Записи осьової сили (зліва), крутного моменту (зправа) та їх ШПФ ($v = 50$ м/хв; $f = 0,12$ мм/об).

перетворює сигнал з вихідного домену (часто часу чи простору) до подання в частотну область, і навпаки. ШПФ виконує такі перетворення за допомогою факторизації матриці ДПФ в добуток поодиноких (в основному нуля) факторів [127]. В результаті вдається зменшити складність обчислення ДПФ з $O(n^2)$, яка виникає при звичайному застосованні ДПФ, до $O(n \log n)$, де n є розмір даних. ШПФ широко використовується для різних випадків в машинобудуванні. ПШФ силових сигналів спірального свердління показує (рис. 3.1.1), що в вимірюваннях осьової й крутного моменту відносно часу (або довжини різання) присутні високочастотні вібрації пружно дисипативної інерційної системи (ПДС) станок-притосування-інструмент-деталь (СПІД), особливо крутний момент. Найбільшу магнітуду має гармонічна складова з частотою близько 50 Гц, що відповідає швидкості обертання шпинделя. Проте досягається ще декілька піків, наступний за потужністю близько 450 Гц, що є автоколиванням інструменту. Така обставина є типічною при вимірюванні сил різання в динамічній системі. Для зручності ілюстрацій крутного моменту, деякі графіки були скориговані ковзною середньою з кроком 200 сигналів.

Оскільки на думку абсолютної більшості досліджень, осьова подача є найсильнішим чинником, що впливає на вихідні параметри і особливо на осьову силу, яка має найбільший ефект до деламінації, параметр осьової сили в даному підрозділі розглядається докладно.

В кожній кривій, що описує утворення осьової сили, умовно можливо виділити три етапи. Перший – занурення ріжучих кромки до оброблюваного матеріалу. Зусилля в цьому етапі зростає швидко і досягає максимуму на 1 мм глибини свердління в момент повного занурення ріжучих кромки (рис. 3.1.2.). Другий етап – свердління з повним навантаженням. Осьова сила стабілізується і повільно зменшується. Тенденція цього падіння є нетривіальним фактом і буде обговорюватися нижче в підрозділі "Ефект зниження осьової сили". Відповідно до структури пластин вуглепластика, використаного в дослідженні товщиною $H = 4$ мм, складається з 10 шарів по $h = 0,4$ мм товщини, кожен. В момент досягнення вершиною свердла останнього шару на глибині свердління

3,6 мм, осьова сила може перевищувати сили склеювання між шарами. В цьому випадку створюється повітряна подушка між шарів, що впливає на сили різання. Саме з цієї глибини різання починається третій етап – виходу інструменту та появи деламінації.

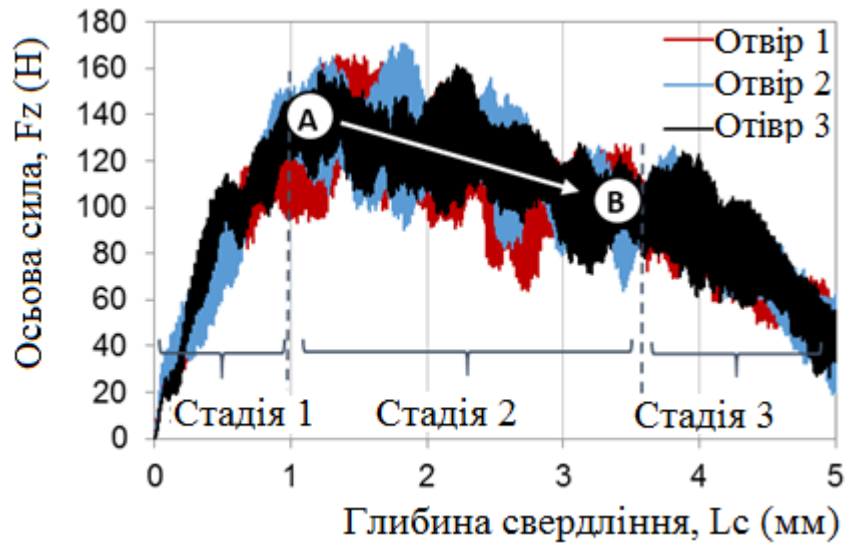


Рисунок 3.1.2 – Виникнення осової сили під час свердління СС ($v = 30$ м/хв, $f = 0,02$ мм/об)

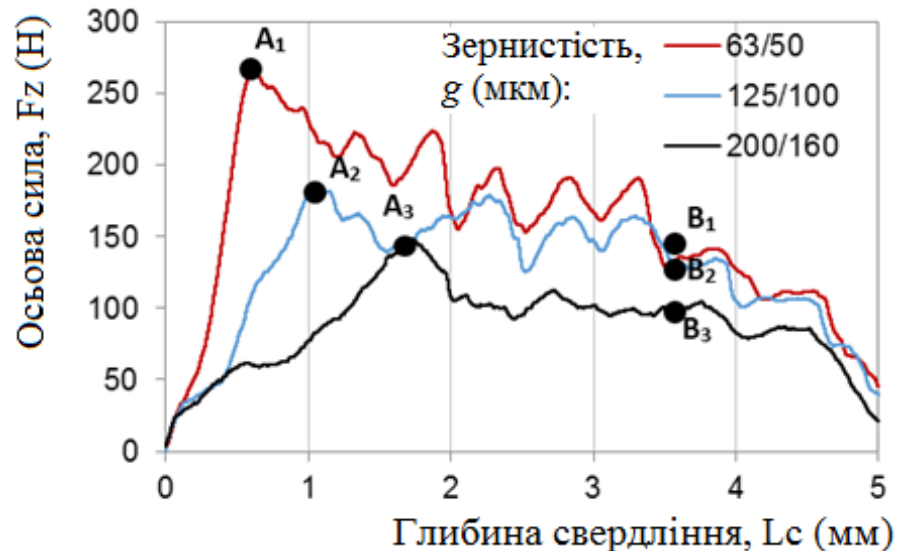


Рисунок 3.1.3 – Виникнення осової сили під час свердління КС ($v = 30$ м/хв, $f = 0,02$ мм/об).

Умовний поділ на стадії також присутній в алмазному свердлінні. Глибина свердління для повного занурення робочого торцю кільцевого свердла в матеріал варіюється в середньому від 0,5 мм до 1,5 мм залежно від зернистості абразиву (рис. 3.1.3.). Це пов'язано з тим, що профіль стінки свердла є закругленим, і його радіус зростає зі збільшенням абразиву з якого виконано робочу частину.

Що до запису крутного моменту. Крутний момент кільцевого інструменту різко зростає на умовній першій стадії свердління (рис. 3.1.4). У другій стадії (з 1 мм до 3,6 мм глибини свердління) момент продовжує зростати але повільно. Деякий спад сили спостерігається з 3,6 мм до 4 мм, що як згадувалося може бути пов'язаним з утворенням повітряної пори перед крайнім шаром. З 4 мм по 5 мм торець виходить з заготівлі, що відображено спадом сили. Деякі сили залишаються і після, що натякає на процес калібрування діаметру отвору периферійними стінками свердла.

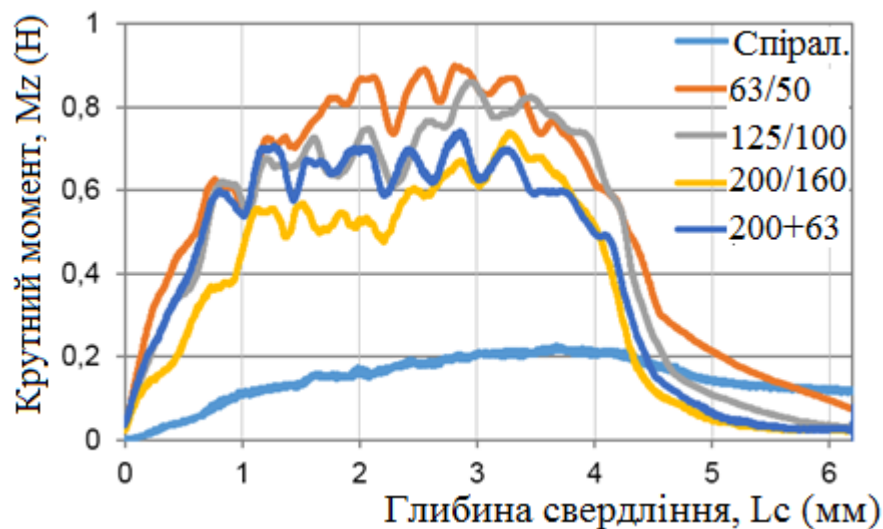


Рисунок 3.1.4 – Записи крутного моменту ($v = 40$ м/хв; $f = 0,06$ мм/об)

Для спірального свердла крутний момент значно нижчий ніж для кільцевого: в 3 рази ніж кільцеве 200/160 мкм і в 4 рази ніж 63/50 мкм. Крім того, показник зростає повільно до моменту виходу ріжучих кромок. Також помічено, що кр. момент не спадає до нуля навіть після повного виходу

інструменту з деталі. Це свідчить про пружне відновлення розміру діаметра отвору після проходження ріжучого леза, в результаті чого поверхня отвору зберігає сили тертя по спіральним лентам свердла. Стає можливим зробити висновок про те, що зовнішній кут працює у важкому стані тертя і його знос має великий вплив на діаметр отвору. Проте, знос інструменту і лінійні розміри отвору (діаметр) не досліджується в цій роботі. Варто зауважити для наступних робіт, що при обробці ПКМ крутний момент слід розділяти на сили різання і тертя, оскільки останні значно перевищують аналогічні при обробці класичних конструкційних матеріалів.

Рисунки 3.1.5 і 3.1.6 показують значення сил різання і їх стандартне відхилення на кожному режимному параметрі (середнє з трьох отворів) в кожному стовпчику під час свердління стадії 2 (від 1 мм до 3,6 мм глибини свердління). Детально експериментальна вибірка наведена в додатку В.

Осьова подача і швидкість різання мають нерівноцінний вплив на сили різання, що встановлюється в ході обох видів свердління. Під час свердління СС з початковими умовами різання 30 м / хв і 0,02 мм / об, осьова сила і крутний момент в другій стадії свердління становив близько 120 Н і 0,11 Н·м, відповідно. На наступному етапі експерименту осьову подачу було збільшено в три рази, від 0,02 до 0,06 мм / об, сили різання піднялись до 160 Н і 0,15 Н·м. Після того, як подачу збільшили в 6 разів від початкового рівня (до 0,12 мм / об), сили пройшли бар'єр 200 Н і 0,2 Нм, відповідно. Варіювання швидкості різання не створило значного ефекту, проте, спостерігалось невелике зниження осьової сили на більш високих рівнях швидкості різання, як можна бачити на рисунку 3.1.5.

Швидкість різання під час алмазного свердління також не демонструє вагомego впливу на сили різання, проте, прекрасно відзначено вплив зернистості і осьової подачі. З переходом від 0,02 мм/об до 0,06 мм/об, осьова сила зростає з 300 Н до 600 Н для інструменту з зернистістю 63/50 мкм і від 150 Н до 400 Н для 200/160 мкм. Спостерігався подібний вплив умов різання і на крутний момент (рис. 3.1.6).

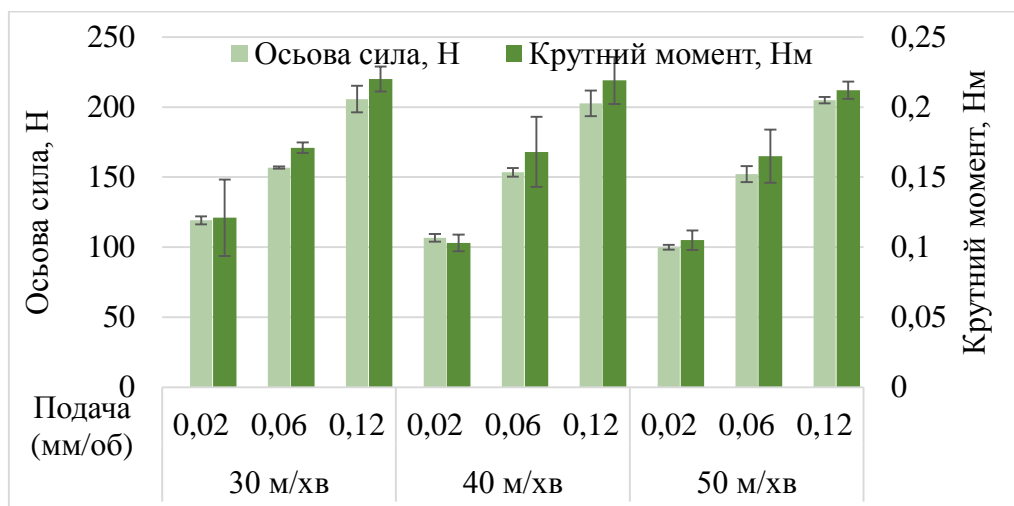


Рисунок 3.1.5 – Залежність сил різання від режимів різання при спіральному свердлінні.

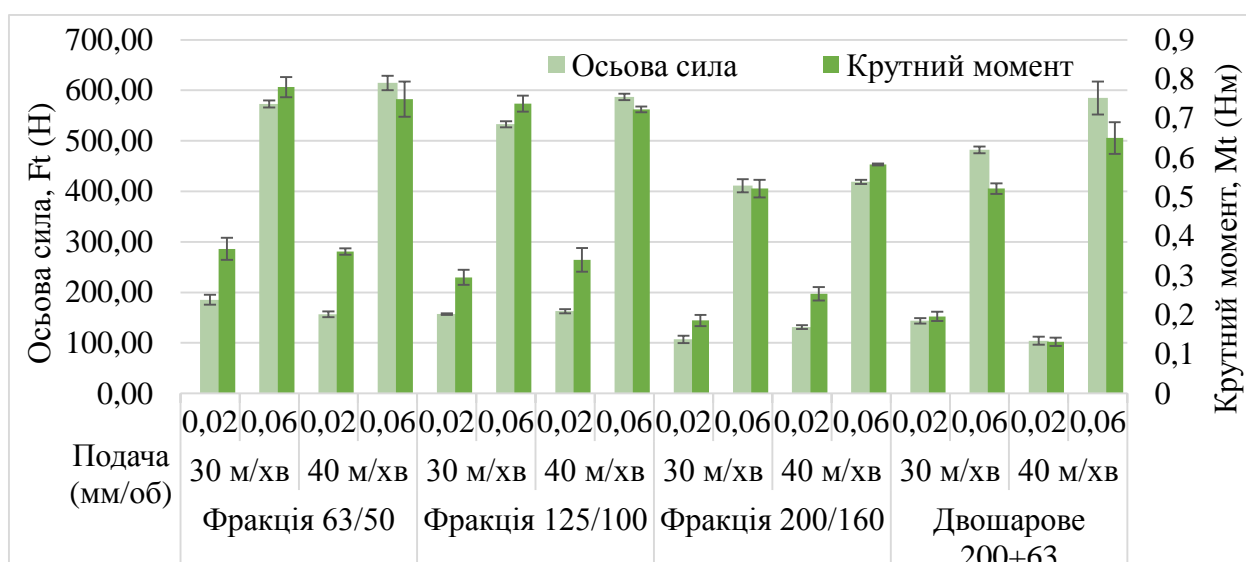


Рисунок 3.1.6 – Залежність сил різання від режимів різання при кільцевому свердлінні.

3.2. Термічний вплив.

Як відзначилося у попередньому підрозділі, у другому умовному етапі свердління спостерігається цілком незвичне явище – зниження осьової сили при збільшенні глибини свердління. При свердлінні, наприклад сталей, F_t

навпаки збільшується по мірі заглиблення в заготівлю. Оскільки змінюється лише один фактор (оброблюваний матеріал), то причина виявленої обставини криється у властивостях вуглепластика. З цієї точки зору зниження F_t можна пояснити двома передумовами: піддатливість технологічної системи СПД і термічним впливом.

Відповідно до першої, в процесі обробки товщина оброблюваної пластини безперервно зменшується, це може призводити до фізичного вигину системи волокно/смола під натиском ріжучого клину, що в свою чергу, може відзначитися на СР. Окрім того, з визначення піддатливості технологічної системи, величина пружних деформацій зростає з приложенням до цієї системи навантаженням. То ж збільшення f , має підвищувати крутість зниження ОС. Проте, це зовсім не узгоджується з результатами вимірів. З графіків на рисунку А.1 ясно, що зі збільшенням f , F_t в стадії 2 стабілізується. Це говорить про те, що жорсткість технологічної системи не є причиною для спостереженого силового явища.

Важливою особливістю силового утворення в процесі різання вуглепластиків є високий рівень сил тертя, що утворюються за задній поверхні клина. При обробці сталей сили тертя на задній поверхні леза становлять 3 – 5% від загальної сили різання і це значення ігнорується в практичних і теоретичних розрахунках. При обробці вуглепластика сили тертя, як показали експерименти [97] становлять 30 - 50% від загальної величини сил різання, що вдесятеро більше. Це відбувається за рахунок обширної площі пружного стиснення матеріалу під ріжучою кромкою, з подальшим пружним відновленням поверхневого шару після проходження ріжучої кромки. Іншими словами, існує інтенсивне тертя задньої поверхні інструменту і матеріалу, навіть у випадку з гострим оформленням інструментом. Таке тертя викликає значне виділення тепла в зоні різання. Вуглепластик має надзвичайно низьку теплопровідність. Тепло не встигаючи відводитися в глиб деталі концентрується на поверхні поблизу зони різання. Відомо з багатьох робіт, що агресивна f знижує температуру обробленої поверхні, оскільки недостатньо

часу для її акумуляції. Зі зниженням рівня f , температура в ЗР накопичується, опір матеріалу до проникнення інструменту зменшується, що є когерентним поясненням дискусуючої обставини зниження осьової сили.

Відповідно до процедури, описаної в параграфі вище, теплові процеси є відповідальні за зміну F_t . Для визначення залежності зниження F_t від f в другій стадії свердління, використовується наступний вираз:

$$Er = 100 - \frac{F_e * 100}{F_b} \quad (6)$$

де: E_r – величина втрати F_t від початкової, виражено в %; F_b і F_e – значення F_t на початку (рис. 3.1.2, точка А і рис. 3.1.3. точки A_1, A_2, A_3) та в кінці (рис. 3.1.2, точка В і рис. 3.1.3. точки B_1, B_2, B_3) другої стадії свердління, відповідно. Оскільки F_t коливаються, точки А і В (для всіх отворів) розраховувалися як середнє значення діапазону запису $F_t = 1 \dots 1,2$ мм і $F_t = 3,4 \dots 3,6$ мм, відповідно. Результати розрахунків наведені на рис. 3.2.1 і рис. 3.2.2. Кожен стовбець показує середнє значення (та їх відхилення) зниження F_t від термічного впливу з трьох отворів, просвердлених за однакових умов різання.

Як видно з обох фігур, найбільше зменшення F_t утворюються при низькій f . З переходом від 0,02 мм/об до 0,06 мм/об, втрата F_t зменшується майже в два рази при використанні лезового інструменту. Для КС ця залежність виражена слабкіше, але теж спостерігається. Це підтверджує висновок про те, що тепло, яке генерується в процесі різання поширюється в матеріалі досить повільно. Між $f = 0,06 \dots 0,12$ мм/об не виявлено чіткого розходження. Це говорить про те, що обидві осьові подачі перевищують швидкість розповсюдження тепла в вуглепластику.

Також треба зауважити на рисунку 3.2.1, що зі збільшенням швидкості різання від 30 до 50 м/хв зростає відсоток зменшення від $F_t = 25\%$ до $F_t = 31,6\%$ при $f = 0,02$ мм/об і з $F_t = 11,4\%$ до $F_t = 18,6\%$ при $f = 0,06$ мм/об. Відомо із загальної теорії різання, що підвищення v призводить до підвищеного

тепловиділення, яке в даному випадку знижує міцність матеріалу і сили для його різання.

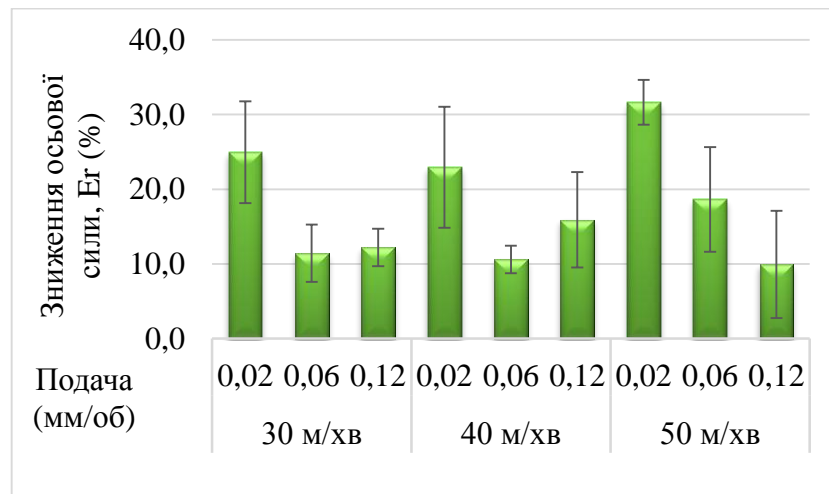


Рисунок 3.2.1 – Ефект зниження осьової сили при спіральному свердлінні

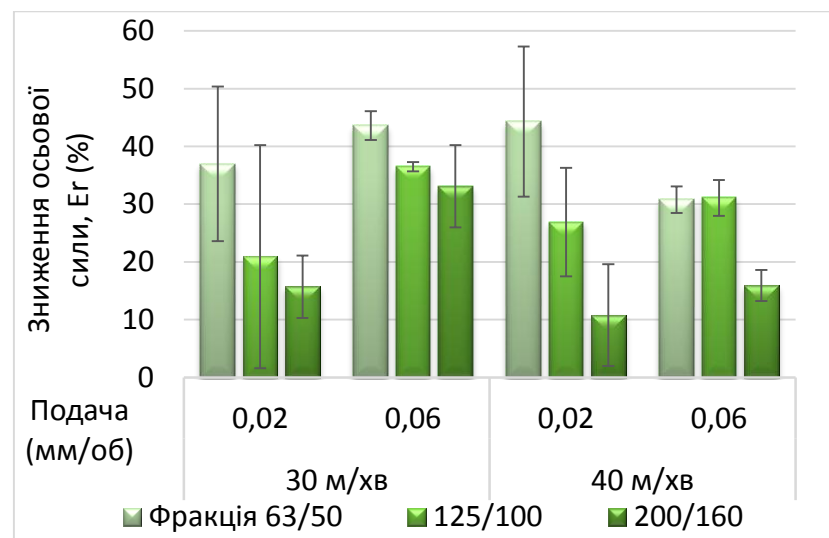


Рисунок 3.2.2 – Ефект зниження осьової сили при кільцевому свердлінні

Необхідно відзначити вплив фракції абразиву на кут нахилу низходячого тренду F_t при свердлінні КС. Дрібні зерна виконують більше роботи, ніж великі зерна, за рахунок вищого ступеня диспергування стружки. Велика частина роботи різання перетворюється в теплову енергію. Тому мала фракція зерен створює більш інтенсивне теплове поле при обробці. Тенденція зниження F_t для інструменту з фракцією 63/50 мкм значно вираженіша, ніж

для 125/100 мкм і 200/160 мкм. Розрахунки показують, що при швидкості різання 30 м/хв для кільцевого свердла з фракцією 63/50 мкм і 125/100 мкм ефект зниження є приблизно на 53% і 25% сильніше, ніж для спірального свердла. Зниження для КС з фракцією 200/160 мкм приблизно однакове з СС. Проте, важко зробити чіткий висновок через значне стандартне відхилення.

Тренд зниження F_t має характер нормального розподілення (рис. 3.2.3). Центр розсіювання цього показника для СС майже в два рази менше аналогічного для КС і становить 18% і 32%, відповідно. З фігур також помітно, що поле розсіювання для СС, вужче, а частота виникнення явища вища. За оцінкою величина E_r для СС на 51% біль передбачена ніж для КС.

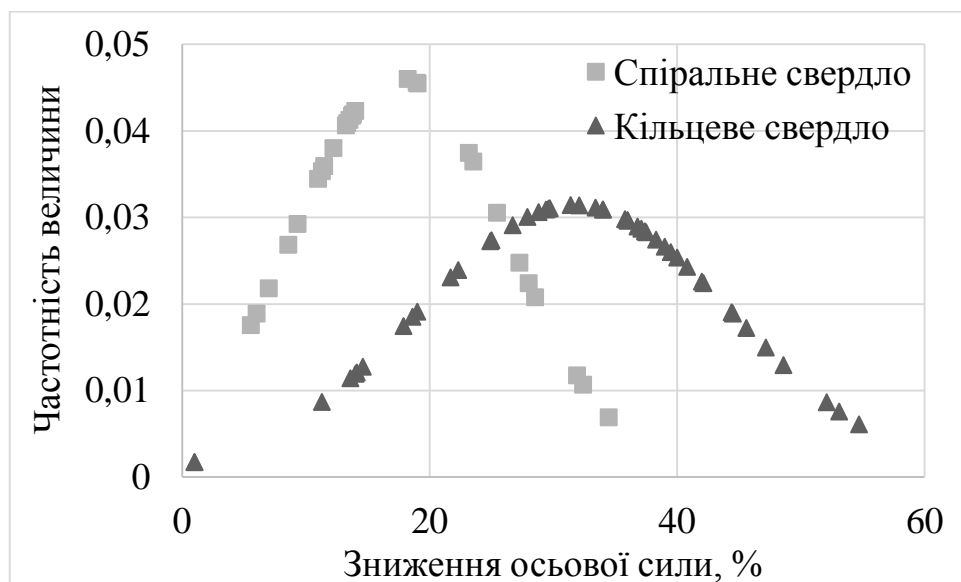


Рисунок 3.2.3 – Розсіювання значень величини зниження осьової сили.

Цей висновок узгоджується з результатами Dugao і співавт. [36], Brinksmeier і ін. і ін. [39] і Rubio і ін. [60], де температура при свердлінні вуглепластика залежала безпосередньо від швидкості різання і була в зворотній залежності від осьової подачі. В експерименті [105] теж спостерігалось деяке зниження осьової сили зі зростанням глибини свердління. На думку авторів, це пов'язано з температурою різання. Крім того, оскільки зафіксовано зміну властивостей матеріалу під час обробки, це є індирективним підтвердженням адекватності запропонованої гіпотези, що до температурних умов виникнення деламінації.

3.3. Показники точності отвору

3.3.1. Фактор деламінації

Величина розшаровування не є стабільною навіть при однакових умовах різання. Це пояснюється через анізотропію структури вуглепластика. При свердлінні кожного отвору свердло орієнтується різним чином відносно прокладання пучків з волокнами, що спричиняє різне навантаження на них та їх виривання. Проте, стандартна помилка цього значення коливається біля 10% в цьому експерименті. Таке відхилення дозволяє розглядати цей показник як статистичний. При обробці спіральним свердлом розшарування на виході часто в два рази більше ніж на вхідній стороні (рис. 3.3.1.1). Значення фактора деламінації добре узгоджуються з результатами F_t і M_t . Після порівняння, ми можемо зробити висновок, що f збільшує розшарування, а v має слабкий і невизначений ефект. Фактор деламінації на виході коливається між $Fd_{exit} = 1.2 \dots 1.3$ при $f = 0.02 \dots 0.06$ мм / об і $v = 30 \dots 40$ м / хв. При переході на більш швидкісний режим різання $f = 0.12$ мм / об і $v = 40 \dots 50$ м / хв, Fd_{exit} може досягати 1.5. Таким чином, щоб зменшити коефіцієнт розшарування $Fd_{exit} \geq 1.2$ і $Fd_{entry} \geq 1.1$, процес свердління, попередньо рекомендується, проводити на знижених режимах різання $f = 0,02$ мм / об і $v = 30 \dots 40$ м / хв.

При свердлінні алмазним інструментом коефіцієнт розшаровування на вхідній стороні рівний а в деяких випадках навіть менший ніж у отворів виконаних СС. Однак деламінація вихідної кромки значно вище. Це значення знаходиться в діапазоні $1,4 \leq Fd_{exit} \leq 1,8$ (рис. 3.3.1.2). Практично рівні показники Fd виявлено для КС з зернистістю 200/160 мкм і двохарового КС (200/160 мкм + 63/50 мкм). Збільшення подачі від 0,02 до 0,06 мм / об, призводить до більш помітного розшаровування.

Рисунки 3.3.1.3 і 3.3.1.4 лаконічно демонструють різницю Fd між різними інструментами. Слід зазначити, для майбутніх досліджень: у багатьох випадках, при однаковому факторі деламінації, площа деламінованої зони була різною, що вказує на слабку інформативність цього параметра.

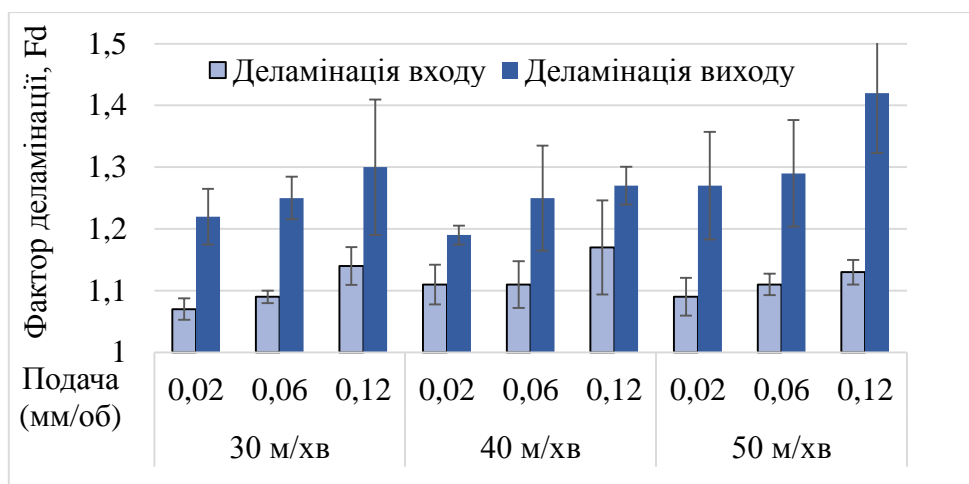


Рисунок 3.3.1.1 – Залежність Fd від РР при спіральному свердлінні.

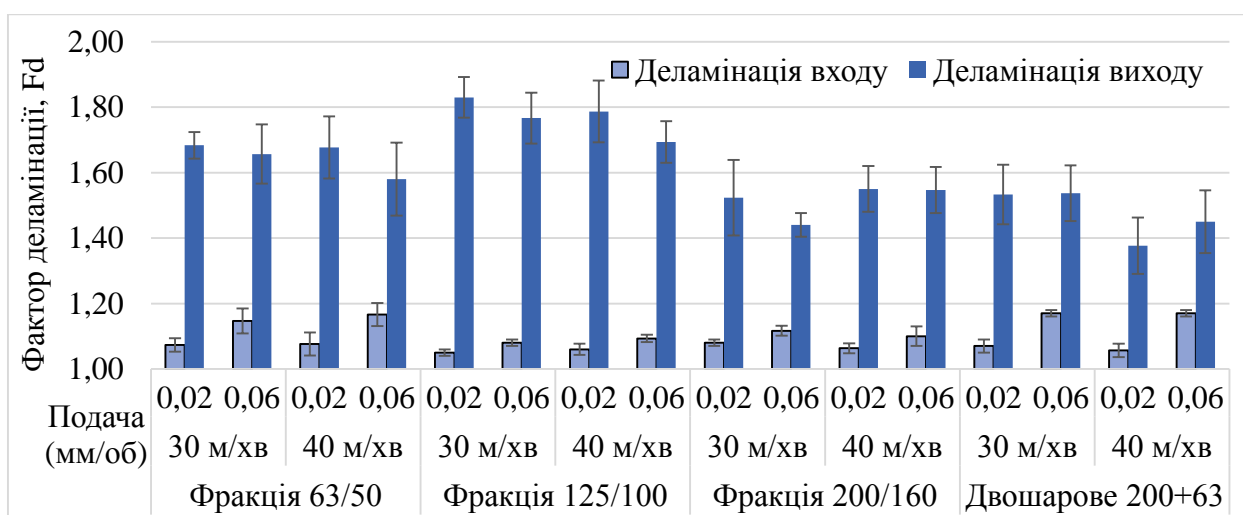


Рисунок 3.3.1.2 – Залежність Fd від РР при кільцевому свердлінні.

Суперечливою виглядає відсутність стабільного визначеного впливу f до Fd_{exit} при алмазному свердлінні, адже цей факт несе протиріччя численним роботам. За звичай, фактор деламинації зв'язують деякою апроксимованою F_t (як на рис. 3.3.1.2), що є грубим припущенням. Для усунення котрого, фактор деламинації слід пов'язувати з F_t , яка створюється саме в момент виникнення деламинації, іншими словами, з F_t в момент повного занурення інструменту і окремо, його виходу. Вказане розглядається далі. Автор люб'язно запрошує читача до розгляду малюнка 3.3.1.5.

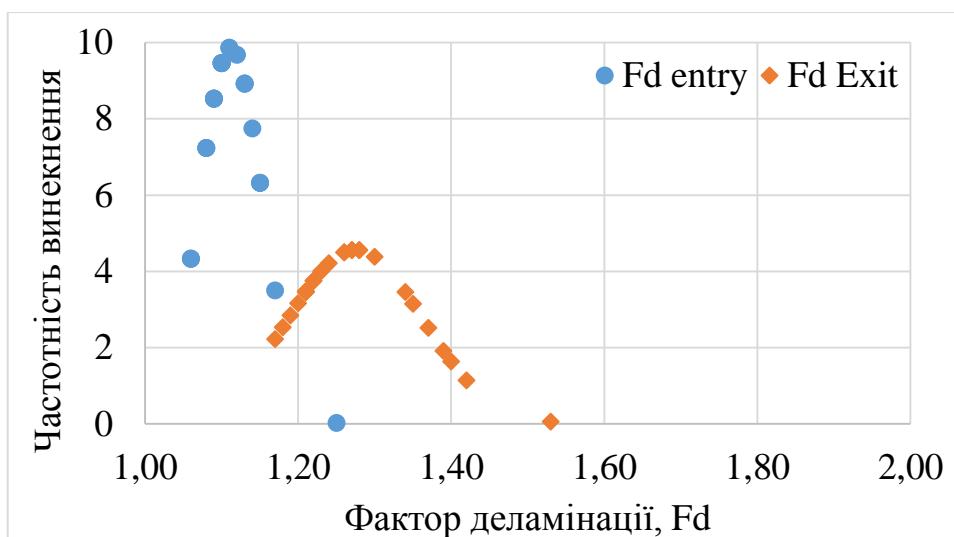


Рисунок 3.3.1.3 – Розсіювання F_d при спіральному свердлінні.

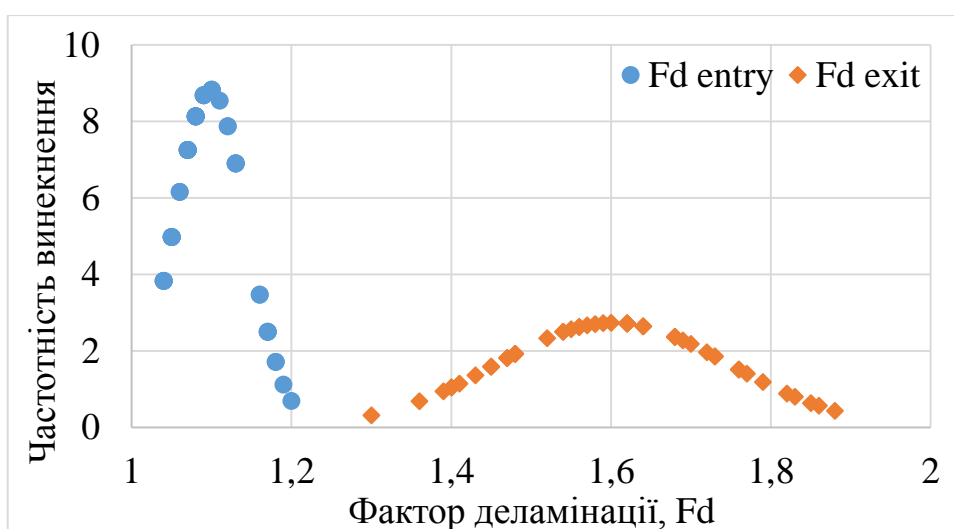


Рисунок 3.3.1.4 – Розсіювання F_d при кільцевому свердлінні.

Коли F_t в момент занурення торцю робочої частини КС зростає з 200 Н до 800 Н (відносно зміни f та ν), деламінація на вході збільшується в двічі. Проте в момент виходу торця з деталі (рис. 3.3.1.6), коли F_t зростає з 150 Н до 350 Н (відносно зміни f та ν), F_d *exit* майже не змінюється. Рівень кореляції F_d *exit* і параметрів різання при використанні КС є досить низьким. Це говорить про те, що значення F_d *exit* знаходиться від впливом іншого фактору, більш значного ніж F_t . Таким фактором може бути підвищена температура при $f = 0,02$ мм/об, що приводить до збільшеного F_d *exit*, незважаючи на вдвічі нижчу F_t ніж при $f = 0,06$ мм/об.

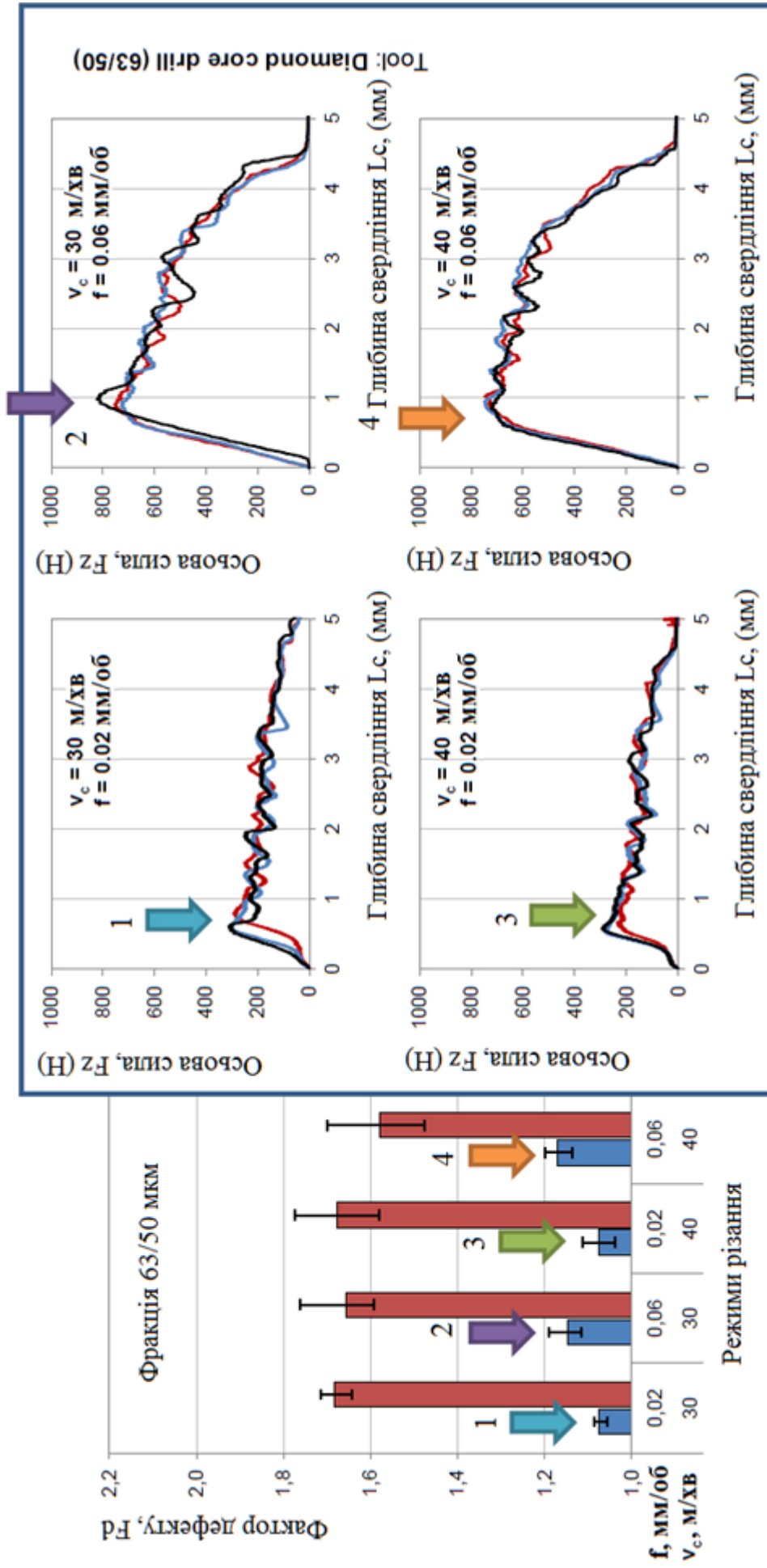


Рисунок 3.3.1.5 . Осьва сила в момент виникнення дефекту кромки

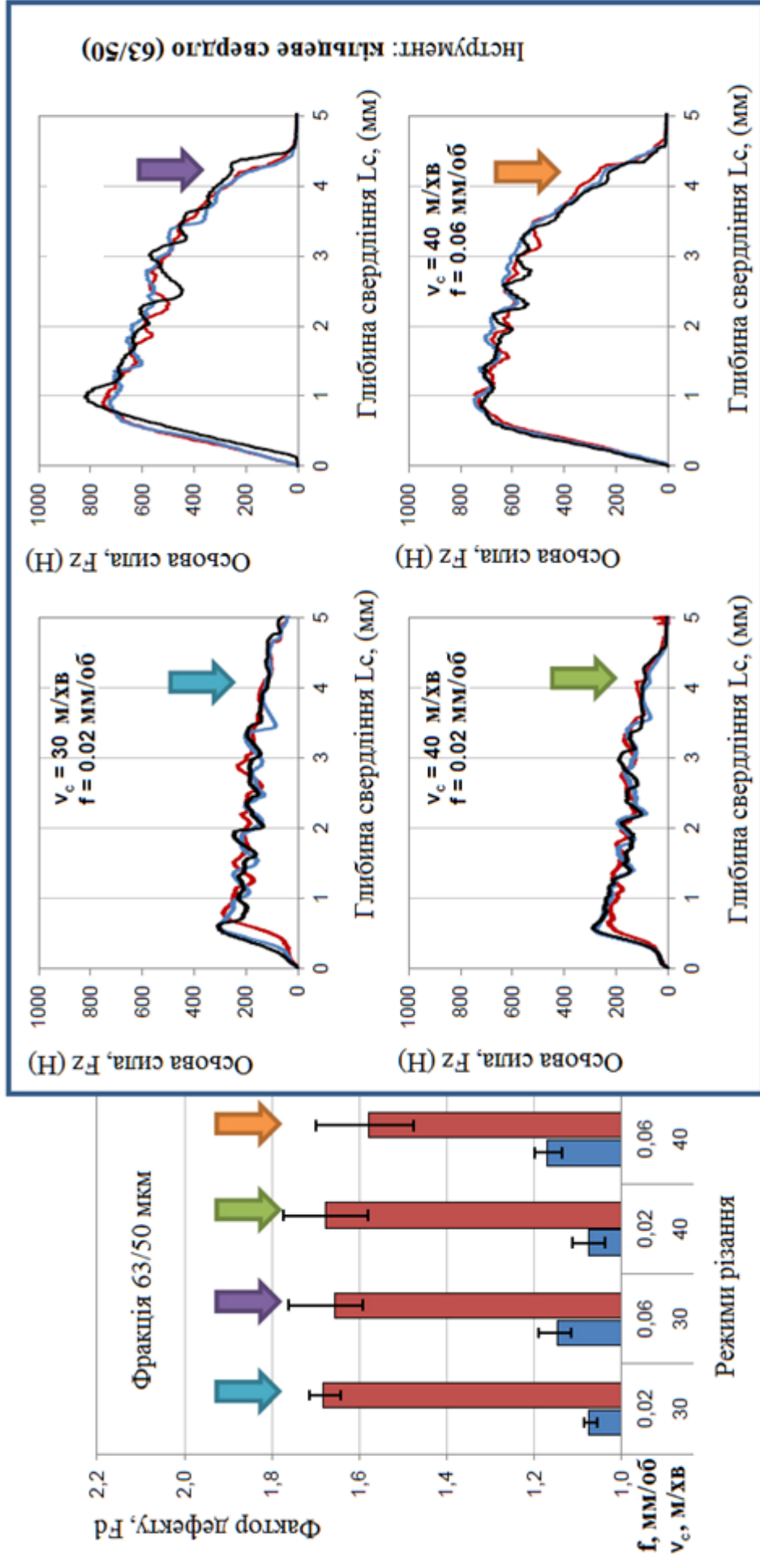


Рисунок 3.3.1.6 . Осьва сила в момент виникнення дефекту кромки

3.3.2. Необроблений периметр кромки отвору

На вхідній стороні пластини кромка отвору завжди сформована чітко. Проте на вихідній стороні спостерігаються деякі несформовані сектори кромки. При підвищених РР, в іншому експерименті автора [128], отвори не відкриваються навіть при виході інструменту на 5 мм за деталь (Додаток Б). Як передбачалося, при обробці останнього шару пучки волокон можуть згинатися під натиском інструменту. Тому значення необробленого периметра залежить від пружних властивостей волокон в місці їх контакту та геометрії інструменту.

Спіральне свердло забезпечує значно менше значення необробленого параметру. Крім того, при кільцевому свердлінні кромка отвору інколи частково розпушена, що також є відхиленням геометричної форми отвору. Типічні дефекти вихідної кромки отворів представлені на малюнку 3.3.2.1 (більше в додатку Б). Вимірювання показують, що необроблений периметр U_r не має суворої кореляції з РР (рис. 3.3.2.2 і рис. 3.3.2.3). Стандартне відхилення для кожного тесту занадто широке для статистичного розрахунку і прогнозування чинників. Проте, існує помітна різниця цього параметра між спіральним та кільцевим свердлінням.

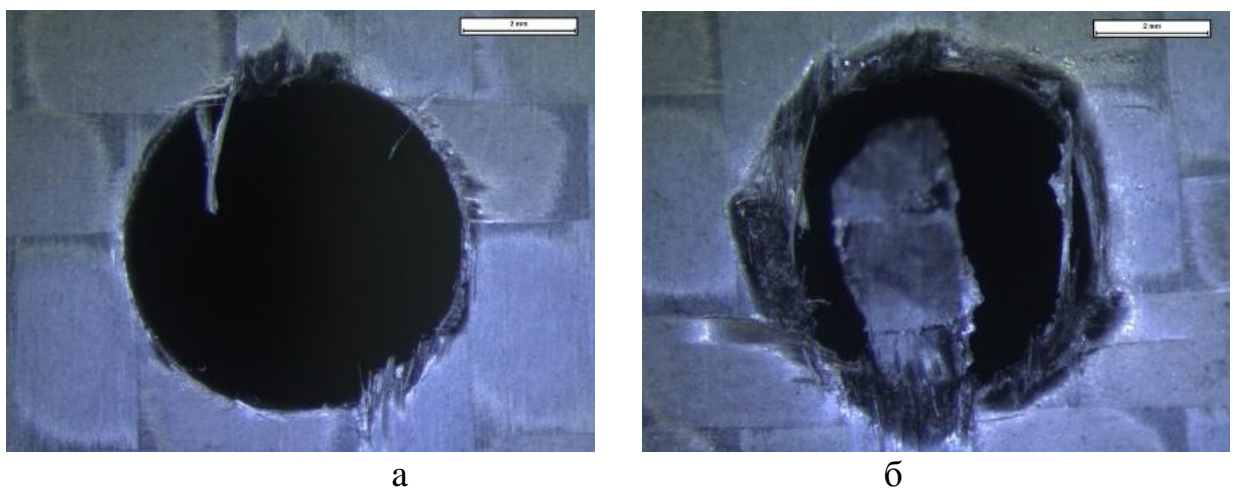


Рисунок 3.3.2.1 – Типовий необроблений периметр при спіральному (а) та кільцевому свердлінні (б) ($v = 40$ м/хв; $f = 0,06$ мм/об, $g = 63/50$ мкм)

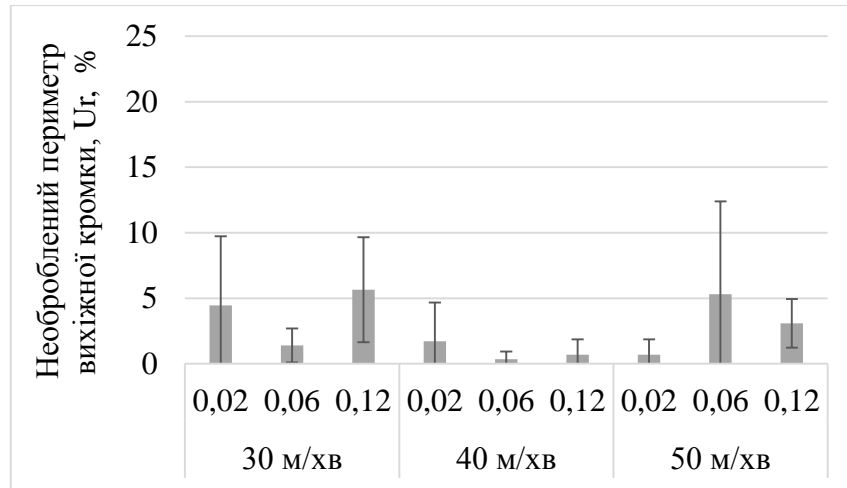


Рисунок 3.3.2.2 – Залежність необробленого периметру U_r від режимів різання при спіральному свердлінні.

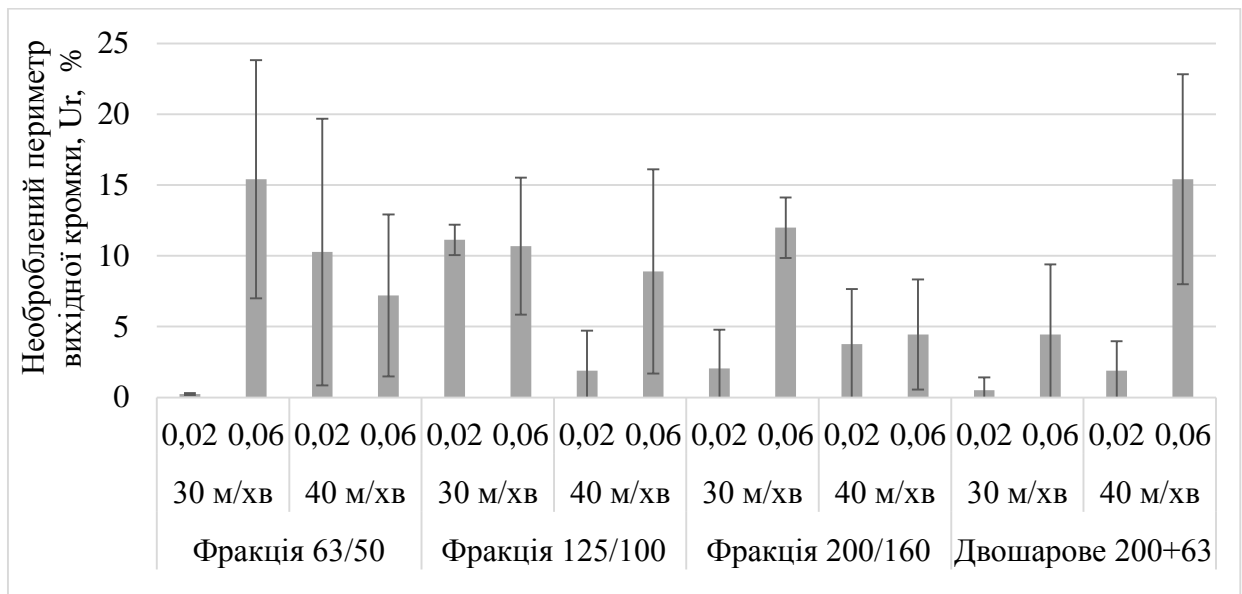


Рисунок 3.3.2.3 – Залежність необробленого периметру U_r від режимів різання при кільцевому свердлінні.

Фактор необробленого периметру має на високому рівні випадковий характер виникнення. Жодних тенденцій, що до впливу РР в цьому дослідженні виявлено не було. Незважаючи на те, зазначається перевага геометрії СС перед КС. Тому, запропонований критерій, та метод його оцінки, може використовуватися для порівняння ефективності формування форми кромки отвору різних геометрій інструменту.

3.4. Проблема блокування керну

Обставина блокування керна в кільцевому свердлі відома серед практиків. Матеріал, який не був перетворений в стружку біля осі обертання КС, формується в поршень та потрапляє до порожнини інструменту, поступово проштовхуючись вище. Матриця вуглепластика в процесі обробки піддається термічному розкладанню і плавленню. Під час переходу свердла до наступного отвору, поршень застигає і консолідується в порожнині інструменту. Крім того, через високі пружні властивості волокон, поршень в порожнині є напруженому положенні стиснення. При свердлінні другого отвору ($L_c = 4$ мм, кожний), створюється другий керн, який тисне на перший що в порожнині і штовхає його глибше. Іноді, поршень розламується і входить до порожнини у формі декількох фрагментів. В цьому випадку фрагменти блокують один одного і перешкоджають подальшому просуванню наступних поршнів. Для видалення поршня інструмент необхідно вичищати (мал. 3.4.1), що збільшує простій станка і знижує продуктивність обробки даним інструментом. Проте жодного разу серед літератури вплив блокування керна не оцінювався до силових чи якісних критеріїв, що власне і визначило б блокування керну як технологічну проблему.

В результаті записів динамометру, встановлено, що F_t зростає вдвічі і втричі вже на виконанні четвертого і п'ятого отвору (мал. 3.4.2). Розшарування на виході при свердлінні п'ятого отвору без очистки сверла збільшилося майже в два рази (рис. 3.4.3). Це пояснюється тим, що при блокуванні керна, з'являється точка нульової швидкості різання, що створює додатковий тиск на матеріал, в результаті чого, останній шар деформується (рис. 3.4.4).

Окрім зниження продуктивності процесу, блокування керну також унеможлиблює обробку тонкостінних деталей, де значна F_t протипоказана. Ймовірно, саме вказана проблема є головною причиною не розповсюдженого застосування кільцевого свердла в промисловості.

На сьогодні відомі деякі спроби усунення даної проблеми через зміну геометрії, наприклад свердла підкови [129], чи з механізмом очистки свердла [130]. З метою підвищення ефективності процесу кільцевого свердління, автор також пропонує спеціалізовані конструкції свердла для вирішення проблеми блокування керн, які презентовано читачу в п'ятому розділі.



Рисунок 3.4.1 – КС і керн

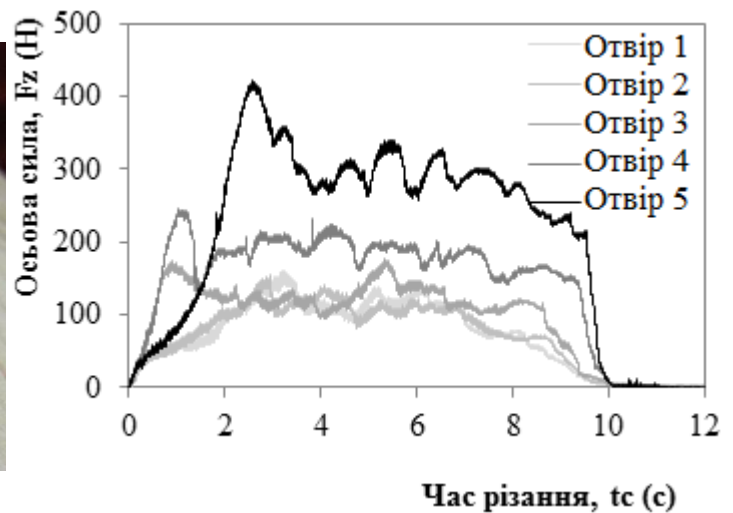
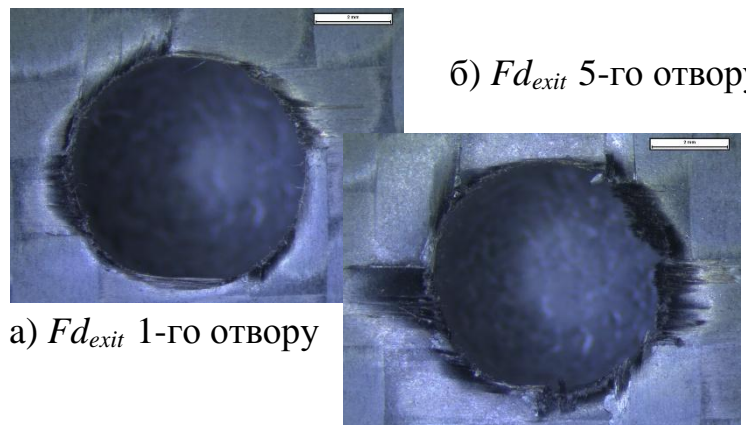


Рисунок 3.4.2 – Вплив блокування на F_z



Рисунок 3.4.3 – Вплив блокування на F_d



а) $F_{d_{exit}}$ 1-го отвору

б) $F_{d_{exit}}$ 5-го отвору

Рисунок 3.4.4 – $F_{d_{exit}}$ прогресія без очистки порожнини свердла

3.5. Статистичний аналіз результатів вимірювань

В результаті аналізу варіацій отримані коефіцієнти регресійних залежностей з задовільним Т-критерієм і F-критерієм відповідно до 95% довірчого рівня. Всі розрахунки проводилися з використанням пакету аналізу даних програмного комплексу Excel. Розрахунки представлені в додатках Г. Отримано емпіричні моделі осьової сили F_{tt} (1), крутного моменту M_{tt} (2), деламінації входу $F_{dt\ entry}$ (3), деламінації виходу $F_{dt\ exit}$ (4) для спірального свердла і осьова сила F_{tc} (5), крутний момент M_{tc} (6), деламінація входу $F_{dc\ entry}$ (7) і деламінація виходу $F_{dc\ exit}$ (8) для свердління кільцевим інструментом:

$$F_{tt} = 108,8581 - 0,41111 * v + 949,5512 * f \quad R^2 = 0,9739 \quad (1)$$

$$M_{tt} = 0,115439 - 0,00051 * v + 1,0495 * f \quad R^2 = 0,8923 \quad (2)$$

$$F_{dt\ entry} = 1,049591 + 6,11E - 4 * v + 0,567251 * f \quad R^2 = 0,3619 \quad (3)$$

$$F_{dt\ exit} = 1,051696 + 38,33E - 4 * v + 1,046784 * f \quad R^2 = 0,3854 \quad (4)$$

$$F_{tc} = -38,4376 + 3,4066 * v + 8906,43 * f - 0,93582 * g \quad R^2 = 0,9149 \quad (5)$$

$$M_{tc} = 0,20892 + 0,02038 * v + 9,542778 * f - 0,00147 * g \quad R^2 = 0,9678 \quad (6)$$

$$F_{dc\ entry} = 1,056838 + 1,25 * f - 1,9E - 4 * g \quad R^2 = 0,4803 \quad (7)$$

$$F_{dc\ exit} = 1,88137 - 11,8E - 4 * g \quad R^2 = 0,2617 \quad (8)$$

де v , f та g є швидкість різання, осьова подача та зернистість, відповідно.

З рівнянь (1), (2), (5) і (6) випливає, що збільшення осьової подачі f піднімає осьову силу і крутний момент для обох інструментів. Рівняння (3), (4), (7) і (8) показують, що підвищення осьової подачі f також збільшує значення розшарування з обох сторін деталі. Під час спірального свердління швидкість різання v зменшує сили різання (1) і (2), але збільшує відшарування (3) і (4). Невелике збільшення швидкості різання від 30 до 40 м / хв не вплило на результати кільцевого буріння. Слід зазначити, що зернистості g в рівняннях (5), (6), (7) і (8) завжди має позитивний вплив (зменшення) на сили різання і параметри якості.

3.6. Карти сил різання.

Дотримання допустимих навантажень різання є важливою вимогою при обробці багатьох деталей з вуглепластиків типу тонкостінних. Високі навантаження під час різання можуть викликати пластичні деформації чи руйнування конструкцій, наприклад сотових панелей, що використовуються для звукопоглинання. Отримані емпіричні моделі (1 - 8) дозволяють будувати тривимірні карти сили різання при свердлінні використовуючи спіральне свердло (рис. 3.6.1.), і кільцеве (рис. 3.6.2.). Кожна карта має дві осі для двох з вхідних параметри (наприклад: осьова подачі, швидкість різання або фракція зернистості) і один з вихідних параметрів (осьова сила або крутний момент). Останній виражений колірною градацією. Легенда зліва від кожної карти описує діапазон значень вихідного параметру для кожного відтинку. Карты показують, математичне прогнозування параметрів, які варіюються на рівні достовірності 95%. Деталі статистичного відхилення та регресійної статистики див. в додатку Г.

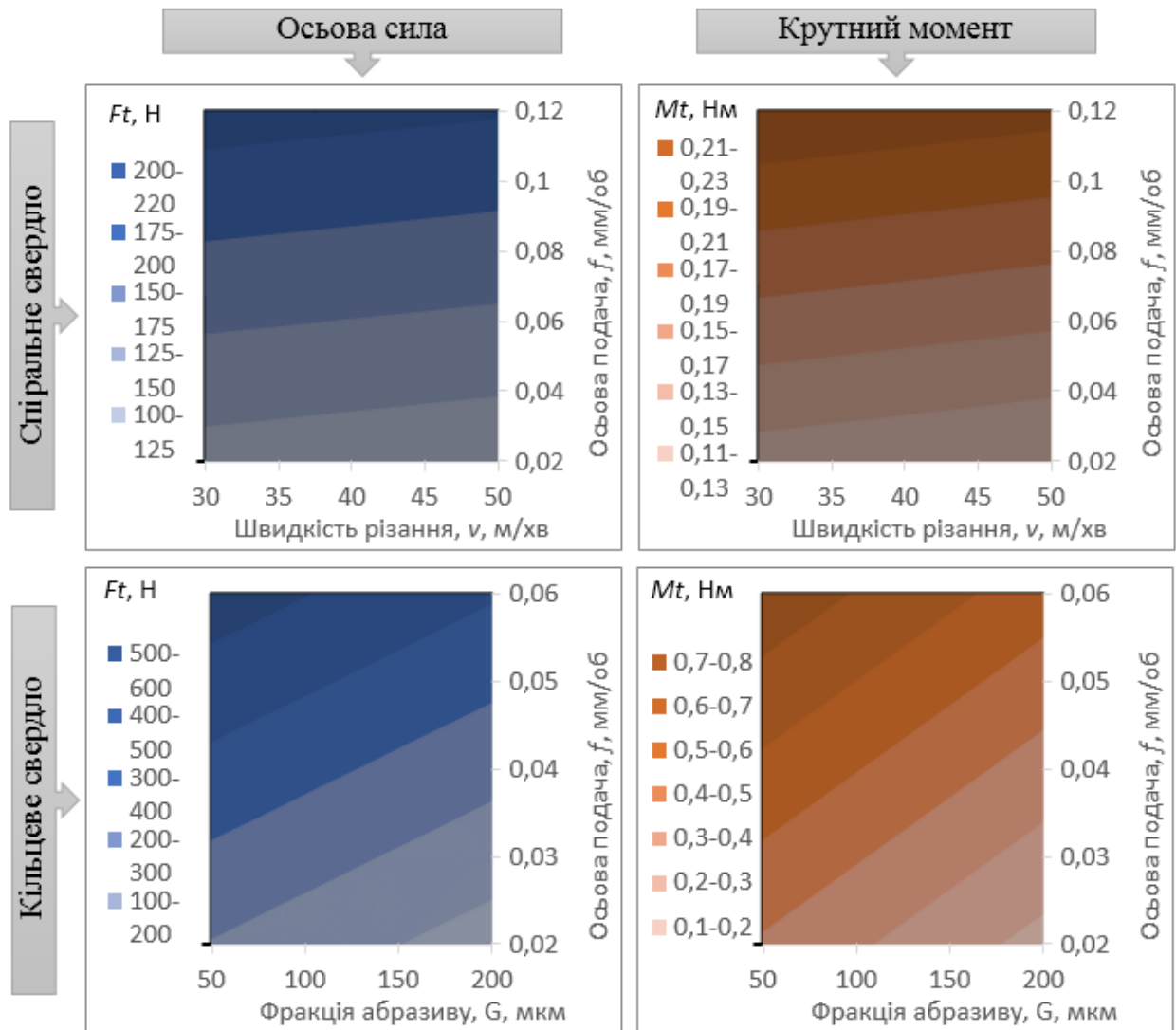


Рисунок 3.6.1 – Карти сил різання

3.7. Вибір раціональних режимів різання.

У нинішніх економічних умовах, одна з основних технічних проблем полягає в зниженні виробничих витрат в цілому і операцій обробки зокрема, за умови, що забезпечення необхідної якості. Нижче представлені таблиці (таблиці 3.7.1 і 3.7.2) вибору раціональних режимів різання по задані величині деламінації при свердлінні спіральним інструментом вуглепластика на основі складових Ерікоте 04695/1 і ЕРІКУРЕ 05357, в діапазоні параметрів і умов, які вивчалися в даному експерименті. Графіки були побудовані з рівнянь (3) і (4).

Швидкість Різання, v (м/хв)	Осьова подача, f (мм/об)										
	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,10	0,11	0,12
30	0,24	0,25	0,27	0,29	0,31	0,32	0,34	0,36	0,37	0,39	0,41
32	0,24	0,26	0,28	0,29	0,31	0,33	0,34	0,36	0,38	0,39	0,41
34	0,25	0,26	0,28	0,30	0,31	0,33	0,35	0,36	0,38	0,40	0,42
36	0,25	0,27	0,28	0,30	0,32	0,33	0,35	0,37	0,38	0,40	0,42
38	0,25	0,27	0,29	0,30	0,32	0,34	0,35	0,37	0,39	0,41	0,42
40	0,26	0,27	0,29	0,31	0,32	0,34	0,36	0,38	0,39	0,41	0,43
42	0,26	0,28	0,29	0,31	0,33	0,34	0,36	0,38	0,40	0,41	0,43
44	0,26	0,28	0,30	0,31	0,33	0,35	0,37	0,38	0,40	0,42	0,43
46	0,27	0,28	0,30	0,32	0,34	0,35	0,37	0,39	0,40	0,42	0,44
48	0,27	0,29	0,30	0,32	0,34	0,36	0,37	0,39	0,41	0,42	0,44
50	0,27	0,29	0,31	0,33	0,34	0,36	0,38	0,39	0,41	0,43	0,44

Вихідна кромка отвору

Швидкість Різання, v (м/хв)	Осьова подача, f (мм/об)										
	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,10	0,11	0,12
30	0,56	0,59	0,63	0,66	0,69	0,72	0,75	0,78	0,81	0,85	0,88
32	0,59	0,62	0,65	0,68	0,71	0,74	0,77	0,81	0,84	0,87	0,90
34	0,61	0,64	0,67	0,70	0,73	0,77	0,80	0,83	0,86	0,89	0,92
36	0,63	0,66	0,69	0,73	0,76	0,79	0,82	0,85	0,88	0,91	0,95
38	0,65	0,69	0,72	0,75	0,78	0,81	0,84	0,87	0,91	0,94	0,97
40	0,68	0,71	0,74	0,77	0,80	0,83	0,87	0,90	0,93	0,96	0,99
42	0,70	0,73	0,76	0,80	0,83	0,86	0,89	0,92	0,95	0,98	1,01
44	0,72	0,76	0,79	0,82	0,85	0,88	0,91	0,94	0,98	1,01	1,04
46	0,75	0,78	0,81	0,84	0,87	0,90	0,94	0,97	1,00	1,03	1,06
48	0,77	0,80	0,83	0,86	0,90	0,93	0,96	0,99	1,02	1,05	1,08
50	0,79	0,82	0,86	0,89	0,92	0,95	0,98	1,01	1,04	1,08	1,11

Вихідна кромка отвору

Рисунок 3.7.1 – Таблиці вибору раціональних режимів різання по допустимій величині дефекту (мм від кромки отвору діаметром 6 мм) для спірального свердла.

Для кільцевого свердління були виконані тривимірні графіки з вказанням величини деламінації по обі сторони пластини (рис. 3.7.2 і рис. 3.7.3), які залежать від осьової подачі і абразивної фракції, відповідно до рівняння (7) і (8).

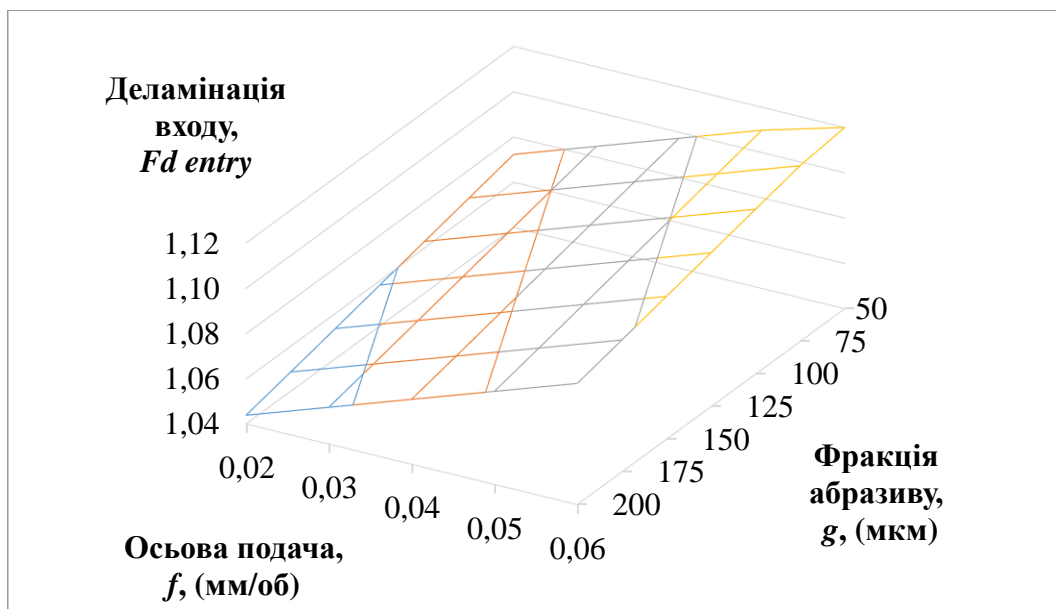


Рисунок 3.7.2 – 3-вимірні карти деламінації вхідної кромки Fd_{entry} для кільцевого свердління ($d = 6$ мм).

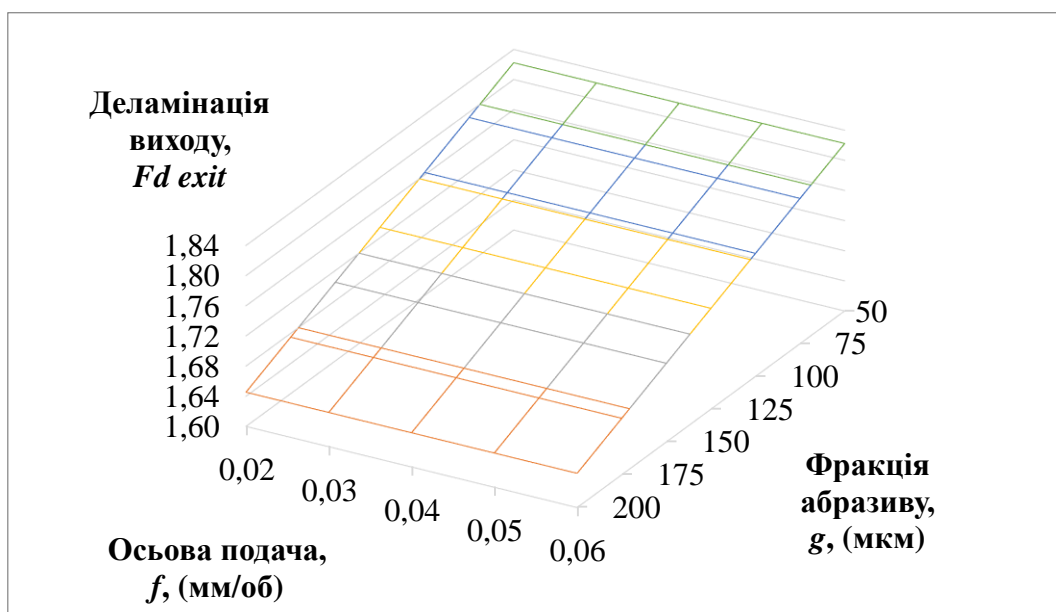


Рисунок 3.7.3 – 3-вимірні карти деламінації вихідної кромки Fd_{exit} для кільцевого свердління ($d = 6$ мм).

3.8. Оптимізація режимів різання

Основне завдання оптимізації процесу різання полягає у виборі таких умов обробки, за яких необхідні показники якості деталі отримують при мінімальних витратах живої або опредметненої праці. Величина цих витрат багато в чому визначається режимами різання. При проектуванні технологічної операції можуть бути встановлені режими різання, які при необхідному забезпеченні параметра точності форми отвору зменшують основний технологічний час обробки. Як правило, в виробничому середовищі при виборі елементів режимів різання для свердління використовують готові справочні карти чи довідники. Цей параграф присвячений знаходженню оптимальних режимів різання для часного випадку.

Оскільки знос інструменту не вивчається в даному дослідженні, оптимізація зводиться до досягнення найменшого машинного часу обробки. Таким чином, операція свердління спіральним свердлом є функцією двох змінних: v і f . Вибір параметрів для найвищої продуктивності обробки є визначення функції мінімуму, іншими словами, рішення задачі оптимізації: критерій оптимізації: $T \rightarrow \min$; аргументи: v, f . В якості обмеження були прийнятий фактор деламінації Fd максимум 1 мм від кромки отвору (для отвору діаметром 6 мм $Fd = 1,33$). Шорсткість поверхні Ra була взята в якості адитивного обмеження з іншого експерименту [63]. Оптимізація операції спірального свердління для найменшого машинного часу обробки:

$$T = \frac{L}{vf} \rightarrow \min, \quad (3.8.1)$$

вирішується методом лінійних комбінації відповідно до системи рівнянь з двома обмеженнями (3.8.2):

$$\begin{cases} Fd = 1,051696 + 0,003833V + 1,04678f \leq 1,33 \\ Ra = 0,188328 + 0,002432V + 1,65f \leq 0,6 \\ \text{при } Fd \geq 1; Ra \geq 0 \end{cases} \quad (3.8.2)$$

Використовуючи графічний метод січних обмежень був побудований двовимірний графік оптимальних параметрів (рис. 3.7.4), де P_{opt} - точка оптимальних параметрів операції, швидкості різання V_{opt} і осьової подачі f_{opt} , які забезпечують необхідний фактор деламінації $Fd \leq 1,33$ (1 мм відшарування від краю отвору) і шорсткості поверхні $Ra = 0,6$ мкм. Слід зазначити, що дані шорсткості поверхні були отримана в іншому експерименті і наведені до рівняння (3.7) в якості демонстрації адитивного обмеження. Також наведенні додаткові рівні обмеження $Fd \leq 1,23$ та $Ra = 0,5$, для забезпечення підвищених вимог, що до деламінації чи шорсткості поверхні.

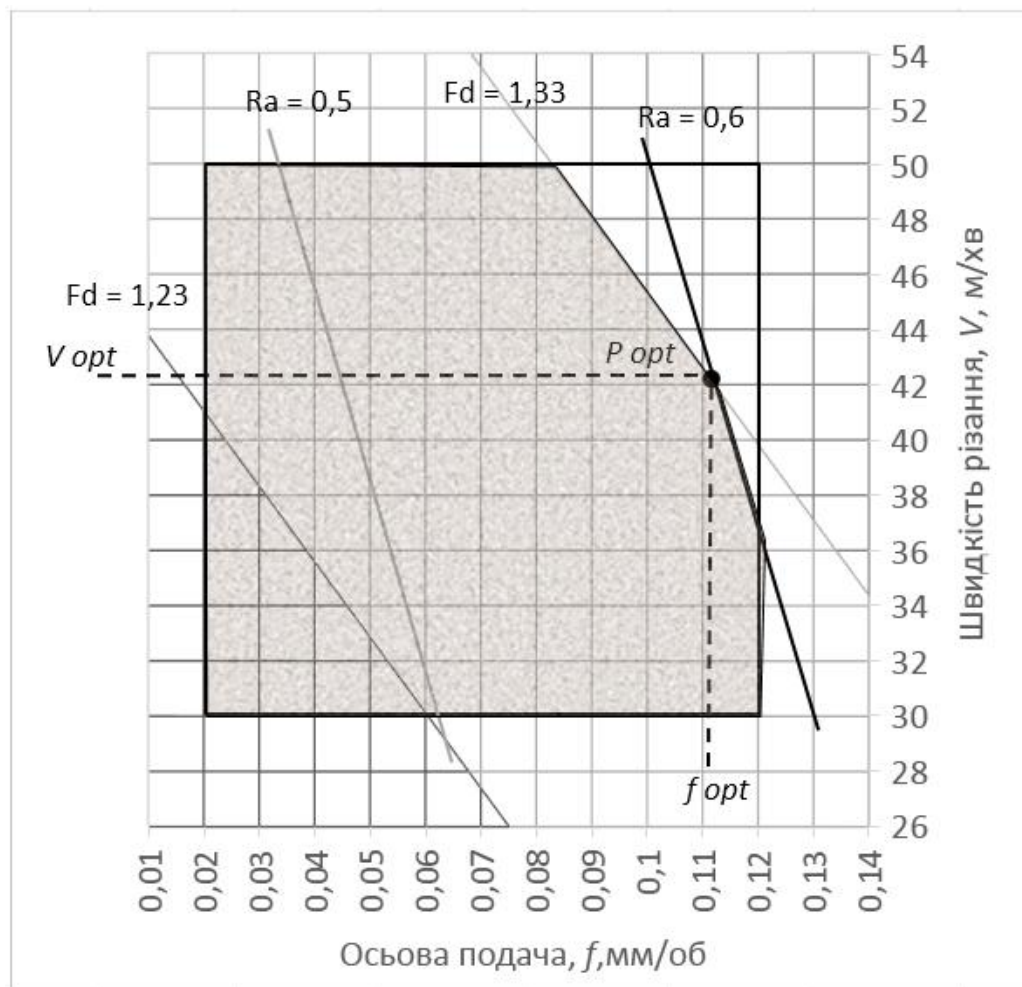


Рисунок 3.7.4 – Оптимізація режимів різання для спірального свердління.

3.9. Висновки розділу

В даному розділі було представлено результати експериментальних досліджень свердління вуглепластика з використанням спірального і кільцевого свердла. Задачі поставлені в попередньому розділі є досягнені. Кожний абзац нижче, коротко резюмує відповідний підрозділ.

Записи ланцюга динамометра / підсилювач / ПК були ретельно вивчені і піддані спектральному аналізу. Швидке перетворення Фур'є виявило наявність паразитних гармонічних складових в результаті автоколивань інструменту.

Сили різання та їх залежність до режимів різання були повідомлені аналітично і графічно. Було встановлено, що збільшення осьової подачі результує у збільшенні сили тяги й крутного моменту. Підвищення швидкості різання має відносно слабкі вплив до СР. Значний вплив на СР має розмір алмазних зерен.

Зафіксовано нетривіальне явище зниження осьової сили зі збільшенням глибини свердлінні. Спостережуваний ефект значніше виражено при кільцевому свердлінні, що добре пояснюється більш високим споживанням енергії абразивного процесу обробки через високий рівень диспергування матеріалу до стружки в порівнянні з традиційною лезовим свердління. Оскільки опосередковано зафіксовано зміну властивостей матеріалу під час обробки, це являє індирективне підтвердження адекватності запропонованої гіпотези, що до температурних умов виникнення деламінації.

Дефекти кромки отворів при обробці спіральним свердлом характеризуються чітким причинно-наслідковим зв'язком їх виникнення, який інколи відсутній при алмазного свердлінні. Під час роботи КС осьова сила в момент виходу інструменту не має кореляції з фактором деламінації. У зв'язку з цим нотується присутність теплового впливу на деламінацію.

Авторська конструкція двошарового різнозернистого інструменту демонструє високий рівень ефективності. У порівнянні зі звичайною одношаровою конструкцією з зернистістю (63/50 мкм), запропоноване

свердло (200/160 мкм + 63/50 мкм), забезпечує значне зниження сил різання і фактору деламінації при збереженні шорсткості поверхні.

Оцінено явище блокування керну, яке отримує статус технологічної проблеми на основі вимірювань. Встановлено, що осьове зусилля підвищується майже в три рази на п'ятому отворі (20 мм глибини свердління для 6 мм діаметру свердла), що також впливає на показники точності кромки.

Емпіричні моделі сил різання і деламінації отримані з статистичного аналізу (ANOVA) повного факторного експерименту. На основі моделей було виконано оптимізацію, рекомендовані параметри різання для допустимого значення фактору деламінації. Для обох інструментів побудовані карти осьової сили, крутного моменту, таблиці вибору раціональних режимів різання відносно деламінації кромки.

РОЗДІЛ IV.

ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛООБМІНУ В ПОЛІМЕРНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛАХ.

4.1. Задачі дослідження

Як було відзначено в огляді, вуглецеві ВАП мають низьку теплостійкість. При температурах вище 300 - 350 ° С, починається інтенсивний термічний розклад і розкладання полімерного сполучного. Обробку вуглепластиків слід проводити при таких умовах, щоб температура матеріалу не перевищувала 300 ° С. При звичайному свердлінні вказані температури не досягаються. Однак при обробці абразивним інструментом, сили різання істотно вище, ніж для спірального свердла, як вже встановлено в попередньому розділі. характер розвитку осьового зусилля підтверджує зміну властивостей матеріалу з наближенням до вихідної кромки. Крім того, в першому розділі була запропонована гіпотеза залежності форми вихідної кромки від температури. Для перевірки гіпотези необхідно визначити температури при кільцевому свердлінні та їх зв'язок з технологічними параметрами процесу. Визначення характеру розповсюдження тепла в ПКМ є значно ускладненим через комплексну структуру матеріалу та невідомість природи взаємодії між її складовими. Тому поставлена ціль досягається через ряд опосередкованих задач різних рівнів:

- Елементарний анізотропний рівень. Вивчення теплової взаємодії епоксидної матриці з вуглецевим волокном в елементарному обсязі МКМ;
- Шаровий анізотропний рівень. Оцінка теплової взаємодії між шарами з різною орієнтацією волокон;
- Ізотропний рівень. Калькуляції теплового поля і динаміки температури при кільцевому свердлінні вуглепластика. Отримання

максимальних температур та їх місцезнаходження. Виявлення впливу ріжучих режимів та зернистості абразиву на температурний фактор.

Даний розділ детально вивчає процес теплообміну в ПКМ на декількох рівнях його структури, що дозволяє прийняти необхідні припущення і виконати комплексне моделювання теплового поля при обробці отворів кільцевим свердлом.

4.2. Методи дослідження

Аналітичний розрахунок температури в процесі різання, особливо розподіл температури на поверхні і вглиб деталі дуже складно з тієї причини, що ВАП має ярко виражену анізотропію не тільки механічних, але і теплових властивостей. Теплопровідність полімерної матриці становить близько 0,14-0,50 Вт/(м·К), що іноді на два порядки нижче, ніж теплопровідність волокон, наприклад, теплопровідність вуглецевого волокна може змінюватися в межах 75-120 Вт/(мК). Все це значно ускладнює застосування аналітичного підходу. Відоме невелике число робіт [131, 132], які, присвячених аналітичному дослідженні ефективної теплопровідності ВАП. Є також залежності [134-135], які дозволяють надійно визначити теплопровідність ізотропних матеріалів. Проте, їх застосування для визначення тепло переносу в анізотропних тілах, що багатократно ускладнені граничними умовами четвертого типу, перешкоджають багато допущень, що знижує точність цих рішень. При розрахунку максимальної температури в процесі обробки ВАП приймається, що матеріал є ізотропним. Беручи до уваги вагомій відмінності теплових властивостей компонентів, це припущення не можна вважати надійним без врахування похибки його застосування.

Для визначення температурного поля в складній геометрії, моделювання проводилося в програмному комплексі COMSOL Multiphysics. COMSOL Multiphysics представляє собою платформу програмного забезпечення загального призначення, на основі сучасних чисельних методів для

моделювання фізичних задач. Модуль передачі тепла є додатковим пакетом для моделювання теплового середовища з інтерфейсом і функціональними можливостями для налаштувань користувача, оптимізованими для аналізу теплообміну. Пакет розроблено для широкої аудиторії, включаючи дослідників, вчителів чи студентів. Комп'ютерне моделювання дозволяє дослідникам досліджувати складні задачі, в той же час зменшуючи необхідність дорогих експериментальних випробувань. Для використання COMSOL нема необхідності отримувати аналітичне рішення, яке, наприклад, потрібно працюючи в програмі MathCAD. Для імітації конкретної задачі досить мати оригінальне диференціальне рівняння і граничні умови.

Фундаментальний закон, що регулює теплопередачу є перший закон термодинаміки, який зазвичай називають як принцип збереження енергії. Проте, внутрішня енергія, U , є досить незручним величиною для вимірювання і подальшого використання при моделюванні. Таким чином, основний закон, переписано з точки зору температури, T . Для рідин, теплове рівняння є:

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + (u \cdot \nabla)T \right) = -(\nabla \cdot q) + \tau : S - \left. \frac{T \partial \rho}{\rho \partial T} \right|_p \left(\frac{\partial p}{\partial t} + (u \cdot \nabla)p \right) + Q \quad (4.2.1)$$

де:

- ρ – щільність матеріалу (одиниці СІ: $\text{кг}/\text{м}^3$)
- C_p – питома теплоємність при постійному тиску (одиниці СІ: $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$)
- T – абсолютна температура (одиниці СІ: К)
- t – час нагрівання (одиниці СІ: с)
- u – вектор швидкості (одиниці СІ: $\text{м}/\text{с}$)
- q – потік тепла за рахунок теплопровідності (одиниці СІ: $\text{Вт}/\text{м}^2$)
- p – тиск (одиниці СІ: Па)
- τ – тензор в'язких напружень (одиниці СІ: Па)
- S – тензор швидкості деформації (одиниці СІ: $1/\text{с}$):

$$S = \frac{1}{2} (\nabla u + (\nabla u)^T)$$

- Q – інше джерело тепла (одиниці СІ: $\text{Вт}/\text{м}^3$)

При виведенні рівняння 4.2.1, були використані ряд термодинамічних відношень. Рівняння також передбачає постійність маси, що означає, що щільність і швидкість повинна бути пов'язана через:

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho v) = 0$$

Інтерфейс передачі тепла використовує закон теплопровідності Фур'є, який визначає, що кондуктивний потік тепла q пропорційний градієнту температури:

$$q_i = -k \frac{\partial T}{\partial x_i} \quad (4.2.2)$$

де k – теплопровідність (Вт / (м • К)). У твердому тілі, теплопровідність може бути анізотропною (тобто, вона має різні значення в різних напрямках). Тоді k стає тензором:

$$k = \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} & k_{xz} \\ k_{yx} & k_{yy} & k_{yz} \\ k_{zx} & k_{zy} & k_{zz} \end{bmatrix}$$

В такому разі кондуктивний потік тепла рахується як:

$$q_i = - \sum_j k_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_j}$$

Другий член в правій частині рівняння 4.2.1 являє собою в'язкий нагрів рідини. Оператор ":" в цьому випадку може бути записаний в такій формі:

$$a:b = \sum_n \sum_m a_{nm} b_{nm}$$

Третій член являє собою роботу тиску і несе відповідальність за нагрів рідини при адіабатичному стисненні та для деяких термоакустичних ефектів. Аналогічний термін може бути застосований для урахування термопружних ефектів в твердих тілах. Вставка рівняння 4.2.2 в рівняння 4.2.1, після перетворень, ігноруючи в'язкий нагрів і роботу тиску, рівняння теплопровідності представляється в більш звичній формі: [136]:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q, \quad (4.2.3)$$

У сучасному пакеті версії програмного забезпечення Comsol це рівняння представлено в іншій формі:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k \nabla T) = -\rho C_p \cdot u \cdot \nabla T \quad (4.2.4)$$

Якщо позначите $k = \lambda$ та прийняти, що $\lambda = \text{const}$. Тоді

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \lambda \nabla^2 T = -\rho C_p \cdot u \cdot \nabla T \quad (4.2.5)$$

Після перестановки і розкладання оператора Гамільтона (набла)

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{\rho C_p} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) - u \frac{\partial T}{\partial z} \quad (4.2.6)$$

Після підстановки $\frac{\lambda}{\rho C_p} = a$, отримаємо

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) - u \frac{\partial T}{\partial z}, \quad (4.2.7)$$

Оскільки напрямок осі z протилежний до вектору швидкості u , знак останнього змінюється на протилежний [134]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + u \frac{\partial T}{\partial z}, \quad (4.2.8)$$

де $a = k/\rho C_p$ це температуропровідність. Таким чином встановлюється відповідність математичного апарату програмного комплексу до відомих рішень, що застосовується аналітично.

4.3. Модель теплового поля в елементарній комірці композиту

ВАП складається з двох елементів: волокна і смоли (рис. 4.3.1). Теплопровідність яких може відрізнятись в сотню разів [132]. З цих значень, пропонується, що домінуючим фактором розподілу тепла в ВАП є теплові характеристики та напрям армування волокон.

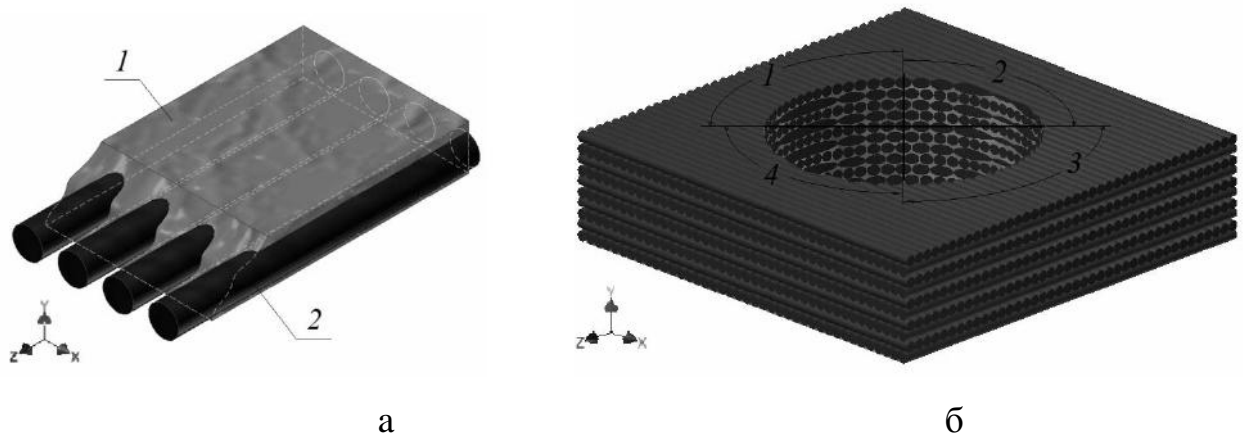


Рисунок 4.3.1 – Структурна анізотропія однонаправлених ВАП

а) Компоненти ВАП: 1 – матриця, 2 – волокна;

б) Загальний вид: 1, 2, 3 і 4 – сектори відведення тепла.

Під час свердління ПКМ з ортотропною схемою армування інструмент, рухаючись в осьовому напрямку (рис. 4.3.1, б, вісь y), по черзі зрізає односпрямовані шари. Як вже було встановлено, оскільки поширення теплоти в напрямку укладання волокон значно перевершує поширення теплоти в інших напрямках, то волокна першого (верхнього) шару, що потрапляють в умовні сектора 1 і 3, відводять температуру від поверхні далі ніж волокна, які потрапили в сектора 2 і 4. Зрізавши верхній шар, свердло перейде до обробки наступного. В другому шарі волокна покладені під прямим кутом по відношенню до першого, а значить, відведення теплоти від поверхні переважатиме в ділянках, які потрапили в сектора 2 і 4. Поширення теплоти в шарах 3 і 4 відповідає схемі розподілу в 1 і 2 відповідно.

З описаної схеми представляється очевидним, що максимальне відведення температури від оброблюваної поверхні можна порівняти з відведенням теплоти уздовж волокна. Таким чином, завдання теплопровідності ПКМ зводиться до теплопровідності окремого волокна. Проте, необхідно врахувати, що в реальних умовах волокно оточене полімерною матрицею, що має великі відмінності фізико-механічних властивостей в порівнянні з волокнами. Тому, теплорозподілення в повному

обсязі ПКМ залежить від теплорозподілення в одній його елементарній ячииці. Метою підрозділу є встановлення відмінності процесу розподілу теплоти на поверхні і вздовж осі окремого волокна і елементарної ячииці.

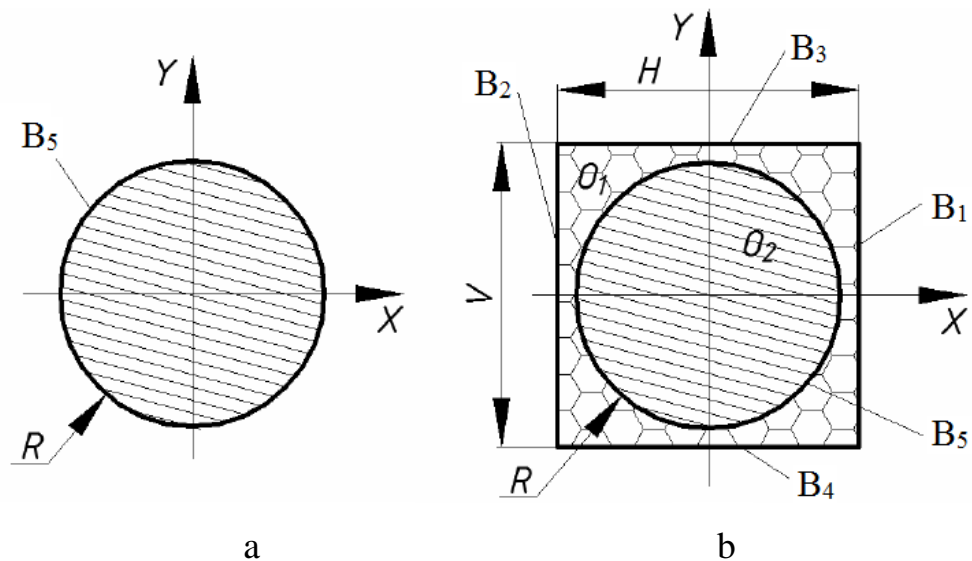


Рисунок 4.3.2 – Схема моделювання а) волокна; б) елементарної комірки.

Геометрія першої моделі складається з циліндра з радіусом R і теплоізолюваною гранню B_5 (рис. 4.3.2.a). Для другої моделі в якості елементарної ячииці ВАП розглядається одиничне волокно, оточене полімерною матрицею (рис. 4.3.2, b). Волокно розглядається як ідеально циліндричний однорідне тіло, а матриця - оточуючий волокно правильний чотирикутник. Таке припущення використано в [132] при визначенні коефіцієнта теплопровідності ПКМ і в [137] при дослідженнях міцності ПКМ. В елементарній комірці полімерної матриці (термореактивна смола або інша зв'язка) O_1 з розмірами $H \times V$ розміщується вуглецеве волокно (область O_2) радіусом R . Співвідношення розмірів R , H , V обираються на основі даних про об'ємну частку волокна і матриці. Вважається, що на границі розділу волокна і матриці B_5 має місце ідеальний тепловий контакт. Поверхні B_1 , B_2 , B_3 і B_4 приймаються теплоізолюваними. Теплове джерело діє на профільній поверхні, його потужність умовна. Для отримання більш детальної інформації та численних даних моделювання див. [138].

Результат розподілу температури в центрі волокна і елементарної комірки показано на рис. 4.3.3. Волокно, оточене зв'язкою (крива 2), маючи максимальну температуру вище, знижується крутіше і перетинає температуру окремого волокна (крива 1) на глибині 0,9 мм. З графіка видно, що наявність матриці на відвід тепла уздовж осі волокон впливає незначно. Максимальна температура на поверхні окремо взятого волокна склала 613,76 К, для волокна, оточеного полімерною матрицею, температура на поверхні досягла 740 К. Температура на поверхні оточеного волокна вища, це викликано впливом більш гарячої матриці.

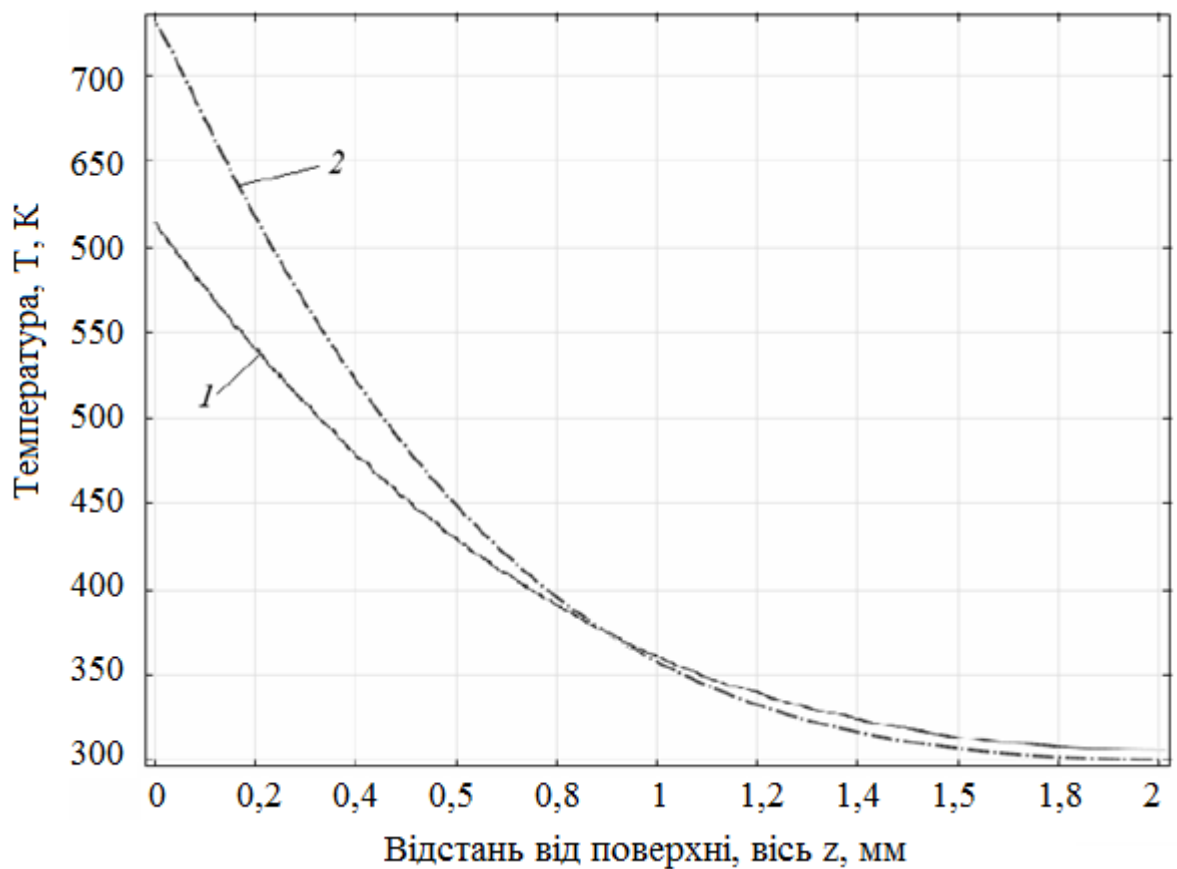


Рисунок 4.3.3 – Розподіл температури посередині вглиб волокна (1) та елементарної комірки (2).

Через різницю теплофізичних констант, температура на поверхні матриці значно перевищує температуру волокна. Завдяки високій тепловідвідній здатності волокна, тепло ефективно поширюється від поверхні, що нагрівається (рис. 4.3.4, а), чого не відбувається з поверхнею зв'язки. На

рис. 4.3.4, б зображено розподіл температури по глибині і на поверхні контакту ячниці з тепловим джерелом. Найвища температура спостерігається на поверхні полімерної матриці, причому концентраторами температури є ділянки, найбільш віддалені від волокна (рис. 4.3.5, а). Між структурними елементарними встановився різкий температурний перехід. Для дослідження змін даного теплового поля по глибині комірки проведено ізотермічний аналіз. Він полягає в знаходженні ізотермічних поверхонь в теплопровідному тілі. Ізотермічні поверхні відокремлюють більш гарячі частини тіла від більш холодних і умовно поділяють тверде тіло на тонкі шари (рис. 4.3.5, б).

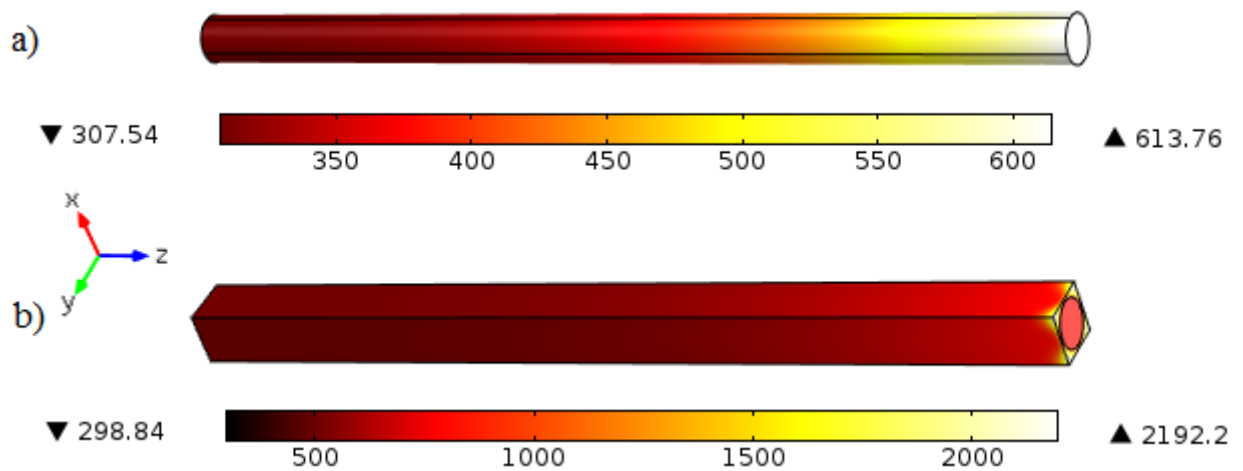


Рисунок 4.3.4 – Температурне поле волокна (а) та елементарної комірки (б).

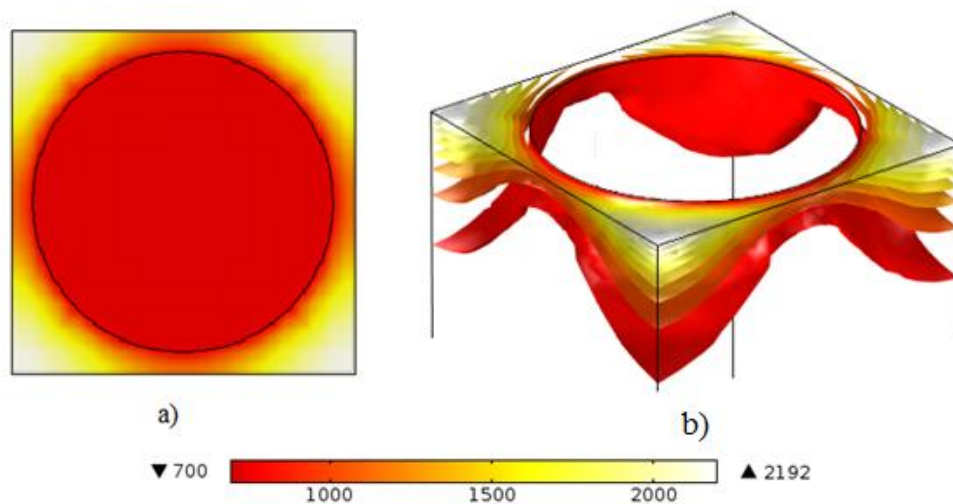


Рисунок 4.3.5 – Температурне поле елементарної комірки: а) нагріваема поверхня; б) ізотермічний аналіз.

Тепло тече від одного шару до іншого (від світлого до темного). Тепловий потік має напрямок, нормальний до ізотерм, перенесення тепла уздовж поверхні однакової температури неможливе [135]. Температура комірки вирівнюється на глибині 50 мкм від поверхні. З розташування ізотерм помітно, що наявність волокна позитивно впливає на теплопровідність в елементарній комірці. Докладніше див. [139].

Цілком очевидно, що зі збільшенням об'ємного вмісту волокна в матриці збільшиться коефіцієнт теплопровідності моношару і ПКМ в цілому по всіх координатах. максимальна температура виникає на поверхні полімерної матриці і значно перевищує температуру на поверхні волокна, що натякає на мікрооб'ємну термодиструкцію полімеру за будь-яких умов обробки. З тим зауважується, що теплопровідність в шарах з однонаправленими волокнами істотно залежить від напрямку їх укладки.

4.4. Модель теплової взаємодії між шарами композиту

Як встановлено вище, тепло поширюється за рахунок волокон, і їх напрямок є вирішальним для розповсюдження тепла. Оскільки тепло практично не проводиться в поперек елементарної комірки, це дозволяє розглянути кожен шар як єдиний гомогенний структурний елемент з анізотропною теплопровідністю, яка в одному напрямку істотно перевищує теплопровідність в іншому, перпендикулярному до нього.

4.4.1. Задачі симуляції

Мета цього підрозділу полягає в визначенні рівня взаємодії між шарами з різною прокладкою волокон, необхідно оцінити рівень теплової інтеграції між шарами, що є передумовою для оцінювання похибки прийняття допущення ізотропності вуглепластика для подальшого моделювання теплового поля при кільцевому свердлінні.

4.4.2. Параметри симуляції

4.4.2.1. Геометрія. Для вивчення поширення тепла в анізотропному тілі, моделювання було проведено в два етапи. На першому етапі моделювалася двовимірною моделі, що відображається нагрів в одному шарі. На другому етапі розглядається трьох вимірною модель, яка складається з багатьох шарів. Вихідні дані плоскої моделі (2d), яка імітує шар з односпрямованими волокнами показана на малюнку 4.4.2.1.a, являє собою прямокутник з обмеженими розмірами і отвором в центрі. На границі отвору здійснюється нагрів відповідно до граничних умов теплопередачі (докладніше у відповідному розділі нижче). Просторова модель (3d) пластини з односпрямованими шарами показана на малюнку 4.4.2.1.b, складається з десяти шарів і отвору, на поверхні якого діє джерело тепла. Всі шари мають однакову товщину, шар матеріалу є однорідним. Геометричні дані для кожної моделі наведені в таблиці 4.4.2.2.

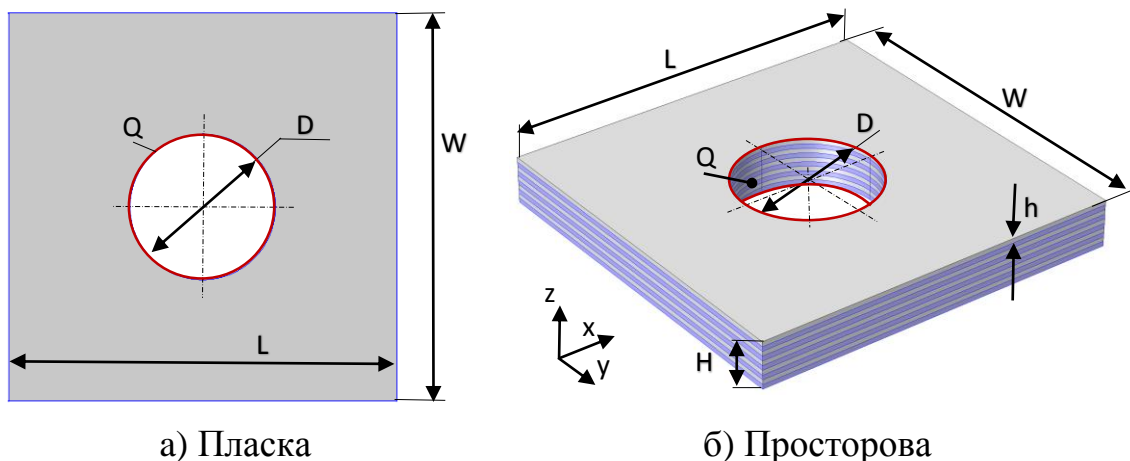


Рисунок 4.4.2.1 – Геометрія моделювання.

4.4.2.2. Фізичні властивості. Як уже згадувалося, теплова модель повинна узгоджуватися з анізотропією структури. Плоска модель має два істотно різні коефіцієнти теплопровідності: на осі x і осі y . У просторовій моделі, кожен непарний шар (на малюнку 4.4.2.1.b, світлі шари) має високу теплопровідність уздовж осі x , кожен парний шар (малюнок 4.4.2.1.b, темніші шари) має високу теплопровідність уздовж осі y . Числові дані теплових властивостей наведені в таблиці 4.4.2.2.

4.4.2.3. *Граничні умови.* Математичний апарат для вирішення теплових задач, описаних в підрозділі 4.1. В обох моделях на кільцевій границі чи поверхні отвору діє джерело тепла потужністю Q протягом часу, t . Початкова температура тіла дорівнює кімнатній. Між шарами присутній ідеальний тепловий контакт; а решта відкритих поверхонь теплоізолювані. Числові дані представлені в таблиці 4.4.2.2.

Таблиця 4.4.2.2 – Параметри симуляції.

Модель			Пласка	Просторова
	Параметр	Символ	Одиниці	
			<u>Геометрія</u>	
Довжина	L	мм	16	16
Ширина	W	мм	16	16
Висота	H	мм	...	2
Товщина шару	h	мм	...	0.2
Діаметр отвору	D	мм	6	6
			<u>Фізичні властивості</u>	
Щільність	ρ	кг/м ³	1640	
Теплоємність	C_p	Дж/(кг*К)	1020	
Теплопровідність	k_x	Вт/(мК)	72	(світлі шари)
			1.16	(темні шари)
	k_y	Вт/(мК)	1.16	(світлі шари)
			72	(темні шари)
	k_z	Вт/(мК)	1.16	(усі шари)
			<u>Граничні умови</u>	
Щільність тепл. потоку	Q	Вт/м ²	1,25*10 ⁶	
Час нагріву	t	с	1	
Початкова темп.	T ₀	°К	293.15	
			<u>Опції скінчених елементів</u>	
Максимальний елемент		мм	0.16	0.32
Мінімальний елемент		мм	0.00032	0.0032
Темп зростання ел.			1.1	1.3
Фактор кривизни			0.2	0.2
Розширення вузької обл.			1	0.7

4.4.2.4. *Опції скінчених елементів.* За замовчуванням, COMSOL буде трикутну для двомірного режиму і чотиригранну сітки для тривимірного режиму моделювання. Похибка розрахунку в основному пов'язана з розміром

сітки. Розмір сітки може бути встановлений через *мінімальний і максимальний розмір елемента*. Темп зростання елемента відповідає за рівномірність сітки, приймає значення від одного до нескінченності, що ближче до одного тим сітка більш рівномірна. *Фактор кривизни* – менше значення визначає криві межі точніше, велике значення буде ламану лінію замість кривої. *Розширення вузької області* визначає мінімальну кількість елементів на короткій границі. Обрані параметри сітки наведені в таблиці 4.4.2.2.. Геометрія сітки показана на малюнку 4.4.2.4.

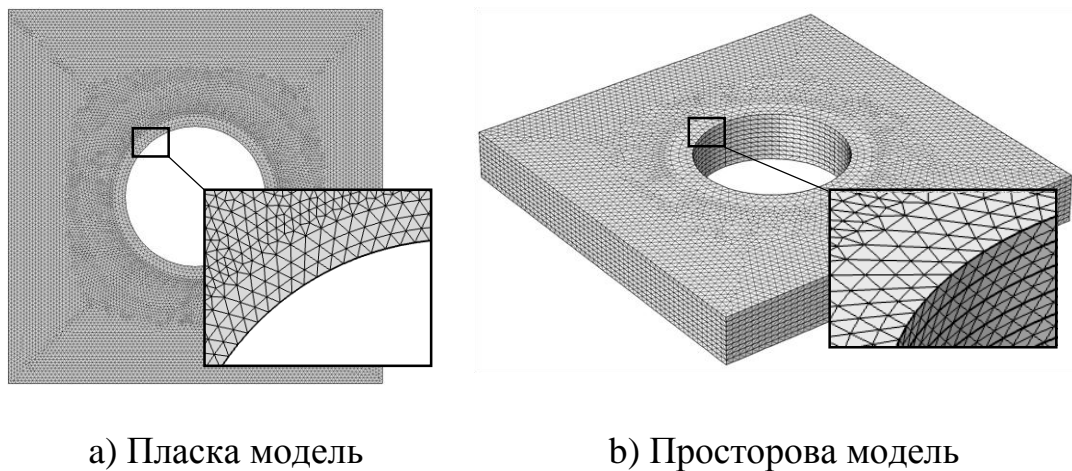


Рисунок 4.4.2.4 – Побудова сітки скінчених елементів

4.4.3. Результати та обговорення.

Відповідно до великої різниці k_x і k_y , в 2d моделі виявлений значний рух тепла в напрямку x (рис. 4.4.3.1.а). Так як k_y дуже мала, то тепло не може швидко переміщатися вглиб матеріалу в напрямку осі y , і, отже, концентрується біля кільцевої границі. Температура в точках А, В, і С досягла 474 К, 544 К і 508 К відповідно.

З переходом до багат шарової моделі, максимальна температура впала на 60 К (рис. 4.4.3.1.б). Це пов'язано з тепловою інтеграцією в сусідніх шарах, більш нагріті зони деяких шарів передають тепло до менш нагрітих зон сусідніх шарів зверху та знизу. Цей механізм призводить до вирівнювання температури в шарах, що забезпечує практично кільцеподібне розповсюдження тепла в пакеті. Температура на поверхні отвору змінюється в

залежності від шару. Для вивчення температурного профілю на поверхні отвору і на деякій відстані від поверхні, зондовано температури по ліній a_n , b_n , c_n як показано на рис. 4.4.3.1.б. Розташування зондів a_n , b_n , c_n зазначено в таблиці 4.4.3.1.

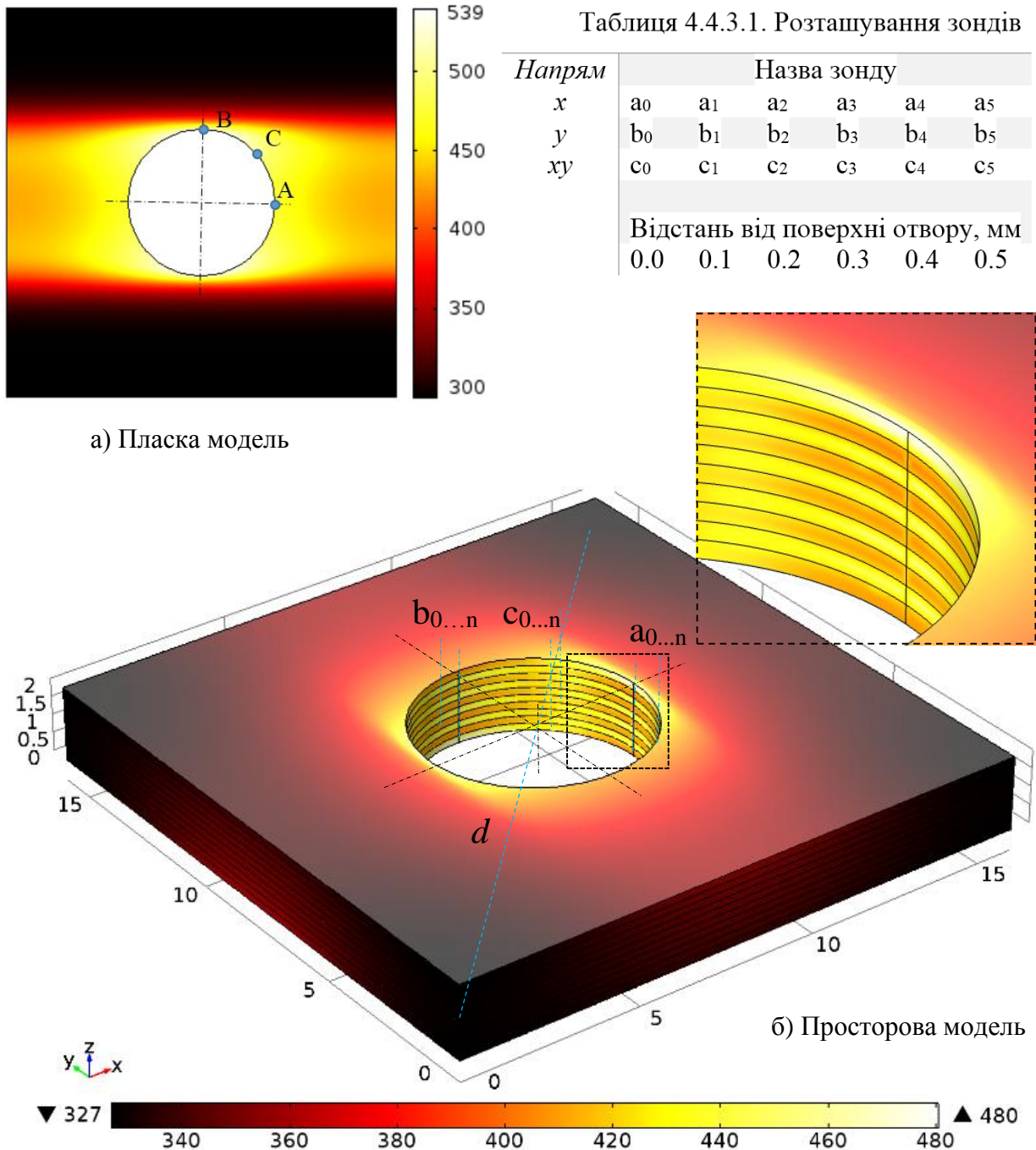


Рисунок 4.4.3.1 – Теплове розподілення в моделях.

Зонди a_n і b_n вказують, що температури на поверхні шарів варіюються приблизно на 40°K (рис. 4.4.3.2.а, б). З віддаленням від поверхні на $0,1$ мм і $0,2$ мм, це значення зменшується до 12°K і до 5°K , відповідно. Глибше, температура однакова для всіх шарів. Стрибок температури близько 35°K досягається в крайніх шарах, оскільки відвід тепла здійснюється тільки в одному напрямку осі z . Середній рівень температури поверхні є 421°K , з коливанням $g_s = 20\%$. Лінії $c_{0..5}$ показують температурний профіль висотою 5°K , що свідчить про рівномірність теплового відводу в цій секторі отвору.

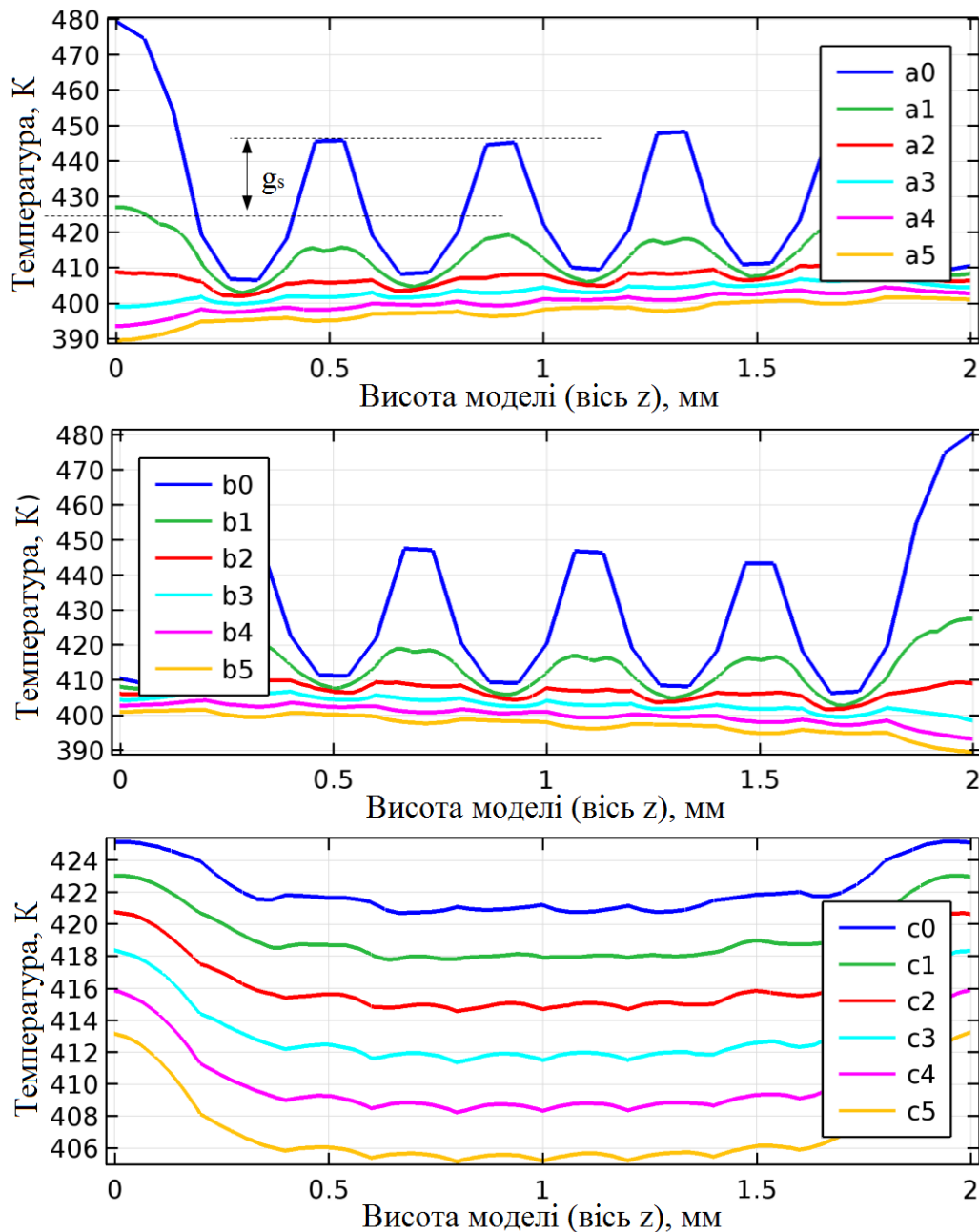


Рисунок 4.4.3.2 – Температура просторової моделі вздовж зондів a_n (верхній графік), b_n (середній) і c_n (нижній)

Ізотермічний аналіз на малюнку 4.4.3.3 демонструє, що температура розподіляється від поверхні отвору практично, правильними кільцями. Присутня деяка асиметрія ізотермічної картини, через крайні шари, але ця асиметрія буде зменшуватися зі збільшенням товщини пакета. Аналіз також свідкує про високу теплову інтеграцію між шарами, що надає підстави розглядати шарові системи як ізоморфне тіло.

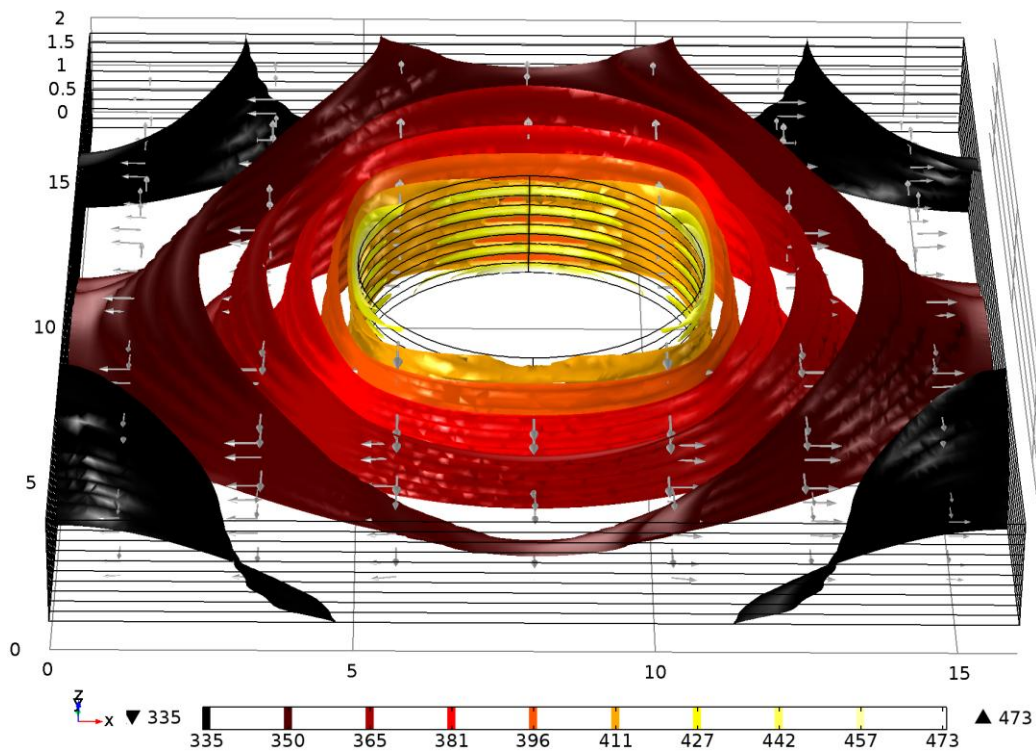


Рисунок 4.4.3.3 – Ізотермічний аналіз просторової моделі

Прийнята спроба замінити описану модель на ізотропну структуру. Ізотропна модель зручніша для подальшого моделювання теплових процесів в деталях складної форми. Геометрія, розмір скінчених елементів, початкові і граничні умови ізотропної моделі повністю співпадають попередньої моделі, за винятком того, що структура є ізотропною, тобто жодних шарів і теплопровідність однакова для всіх напрямків. Був підібраний коефіцієнт теплопровідності, який забезпечує порівнянну температуру і характер її розповсюдження в діагональному напрямку (рис. 4.4.3.1, лінія d), по відношенню до часу нагріву. Порівняння результатів показує високу кореляцію між двома моделями $R^2 = 0.9347$ (рис. 4.4.3.4). Проте, це

співвідношення справедливо тільки для температури в напрямку лінії d , ізотропна модель не враховує температурний ступінчастий профіль в деяких секторах поверхні отвору, що в цій моделі склав до 20% від середньої температури поверхні (421°K).

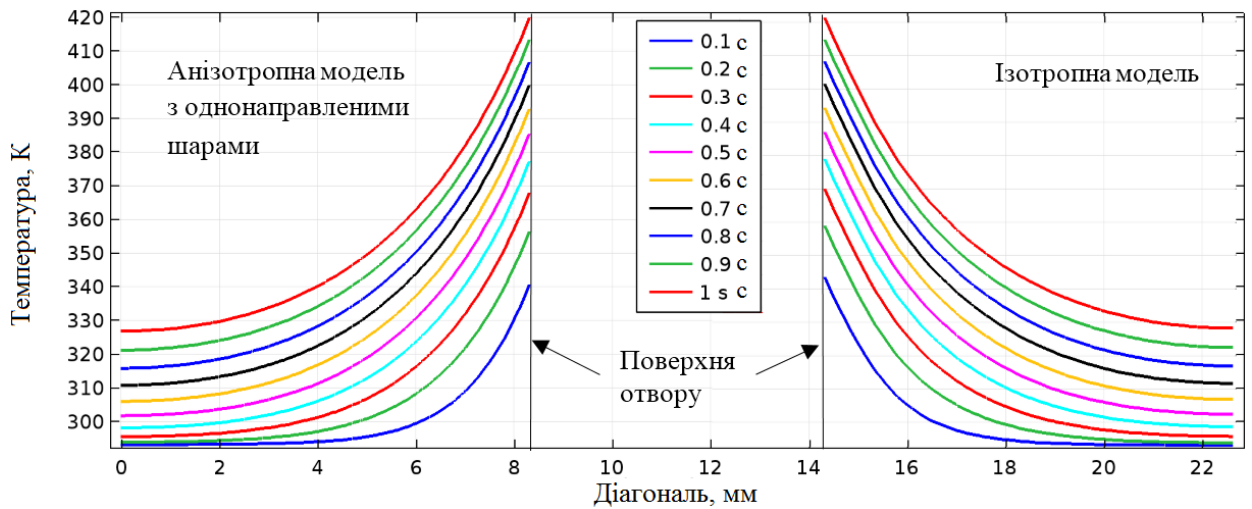


Рисунок 4.4.3.4 – Температура вздовж діагоналі d , в просторовій анізотропній та підібраній ізотропній моделі відносно часу нагріву.

4.4.4. Резюме моделі.

Вивчення теплообміну в елементарній комірці встановлює, що навіть при низьких температурах основної частини тіла, полімерна матриця нагрівається значно вище, що може призводити її термічній деструкції в мікрооб'ємах. Тепло в комірці розповсюджується головним чином в напрямку волокна. Мультиплікація елементарних комірок створює однонаправлений шар. Чисельне моделювання розподілу тепла в односпрямованих волокнистих ламінатах [140] дозволило встановити високий рівень обміну теплом між шарами з різною орієнтацією волокон, за рахунок чого, температура відводиться від поверхні отвору кільцями, як в ізотропному тілі. Для спрощення моделювання теплових процесів в волокнистих композиційних матеріалах, внутрішня структура матеріалу спрощується до однорідної. Похибка спрощення сягає 20%.

4.5. Температурне поле кільцевого свердління вуглепластика

4.5.1. Задачі симуляції

На основі отриманих детальних експериментальних даних виконати чисельний експеримент для визначення теплового поля під час свердління вуглепластика кільцевим свердлом. Для побудови адекватної моделі, необхідне виконання наступних задач:

- Задати комплексу динамічну геометрію моделюемого процесу;
- Базувати фізичні параметри моделі на даних з виконаного експерименту;
- Зв'язати теплофізичні параметрів моделі до емпіричних залежностей;

Стосовно результату, необхідно визначити: динаміку розподілу тепла, визначити максимальні температури і їх локації, розвиток температури на обробленій поверхні, температуру вихідної кромки отвору, залежність температури від режимів різання та зернистості інструменту і, нарешті – оцінити ефективність зниження температури різнозернистим свердлом.

4.5.2. Тепловиділення під час обробки вуглепластиків

Виділення тепла під час різання вуглепластика, призводить до деформації, тертя заготовки і стружки об передню і задню поверхні інструменту, механічної дисперсії армуючих волокон. У загальному виді, тепло, яке надходить в зону різання може бути виражено залежністю [97]:

$$Q = Q_{\text{def.}} + Q_{\text{f.fr.}} + Q_{\text{f.fl.}} + Q_{\text{m.c.}} + Q_{\text{disp.}}, \quad (4.5.2.1)$$

де $Q_{\text{def.}}$ – температура від деформації в зоні здвигу, $Q_{\text{f.fr.}}$ – температура від тертя на передній поверхні, $Q_{\text{f.fl.}}$ – температура від тертя на задній поверхні, $Q_{\text{m.c.}}$ – температура від механо-хімічної трансформації полімеру, $Q_{\text{disp.}}$ – температура від диспергування армованого волокна. Виділене тепло в зоні різання розподіляється між інструментом, стружкою, заготовкою та

навколишнім середовищем. Втрата тепла до навколишнього середовища дуже мала і нею можна знехтувати, в цьому випадку:

$$Q = Q_i + Q_c + Q_w \quad (4.5.2.2)$$

де Q_i , Q_c , Q_w є кількість тепла, що надходить інструменту, стружки і заготовки, відповідно. Складові частини теплового балансу в процесі різання вуглепластика істотно відрізняються від аналогічних в процесі обробки металів. Це пояснюється тим, що теплопровідність вуглепластика в десятки і сотні разів менше, ніж у металів, тому основна частка звільненого тепла потрапляє до інструменту. Концентрація тепла в інструменті призводить до суттєвого підвищення температури на її ріжучих кромках. Відношення складових теплового балансу для вуглепластика в середньому [97]:

$$Q_i = 90\% , Q_c = 5\% , Q_w = 5\%$$

4.5.3. Параметри моделювання

4.5.3.1. Геометрія моделі. Геометрія моделі свердління кільцевим алмазним інструментом показана на рисунку 4.5.3.1. Внутрішній та зовнішній діаметри d і D відповідають внутрішньому і зовнішньому діаметру робочої абразивної коронки свердла. Зняття 95% [96] припуску здійснюється за допомогою торцевої поверхні інструменту в контактній зоні S_z , яка рухається вздовж осі z від початкової станції 1 до кінцевої станції 2 зі швидкістю V , відповідно до режиму різання. Таким чином, площа S_z є граничним джерелом тепла. Довжина і ширина деталі значно перевищує зони термічного впливу навколо отвору (на рис. 4.5.3.1 розміри усічені для зручності ілюстрації).

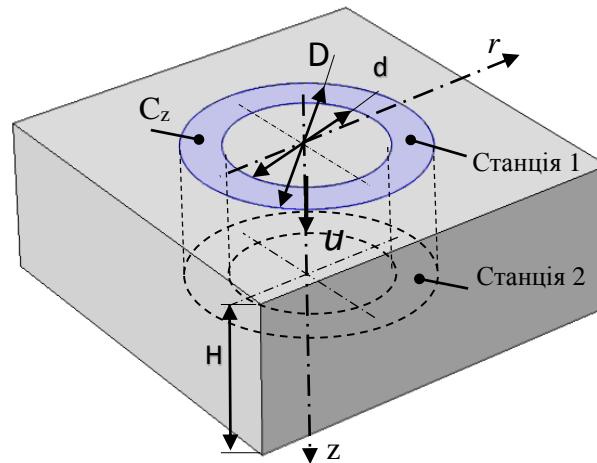


Рисунок 4.5.3.1 – Геометрія моделі кільцевого свердління

Таблиця 4.5.3.2 – Параметри симуляції

Параметр	Символ	Одиниці	Значення
<u>Геометрія</u>			
Довжина	L	мм	50
Ширина	W	мм	50
Висота	H	мм	4
Внутрішній діаметр	d	мм	4
Зовнішній діаметр	D	мм	6
Площа контактної зони	C_z	мм ²	15.7
<u>Фізичні властивості</u>			
Щільність	ρ	кг/м ³	1060
Теплова ємкість:			Figure 4.5.3.2
при 293 K	C_p	Дж/(кг*К)	1150
при 500 K	C_p	Дж/(кг*К)	1990
Теплопровідність:			Figure 4.5.3.2
при 293 K	k_0	Вт/(мК)	1.16
при 500 K	k_{max}	Вт/(мК)	1.51
<u>Граничні умови</u>			
Щільність тепл. джерела	q	Вт/м ²	Ф-ла 4.5.3.3.2
Час дії q	t	с	Table 4.5.3.3.1
Початкова температура	T_0	°К	293.15
<u>Опції скінчених елементів</u>			
Максимальний елемент		мм	0.13
Мінімальний елемент		мм	0.00026
Темп зростання ел.			1.1
Фактор кривизни			0.2
Розширення вузької обл.			1

Щільність матеріалу визначена виконавцем. Що до теплофізичних показників, то стосовно ПКМ необхідно зауважити надзвичайно важливу відмінність. Теплопровідність та теплоємність істотно залежать від температури. Збільшення теплопровідності з ростом температури відзначається в багатьох роботах [132, 141-143]. Загалом, максимальна теплопровідність вуглепластиків досягається навколо 500°K. Приріст теплопровідності від кімнатної температури до цього моменту становить близько 30%. Ще виваженішою є зміна теплоємності. Представлені результати експериментальних досліджень NASA [143] дають усереднену емпіричну залежність для визначення теплоємності вуглепластика:

$$C_p = -38.0528 + 0.041618T + \frac{741.254}{T} - 0.707584\sqrt{T} + 19.0915 \log_{10} T \quad \frac{\text{Дж}}{\text{гК}}$$

За виразом вище, близько 300 °C, теплоємність збільшується на 120% від початкової. Очевидно, що моделювання теплового поля в ПКМ без врахування описаних теплофізичних особливостей є непродуктивним. Прийняття допущення констант цих показників, значно знижує адекватність моделювання. Тому, в даному дослідженні теплоємності і теплопровідності встановлюються функціонально залежними від температури, їх графічний сенс, демонструється на рисунку 4.5.3.2.

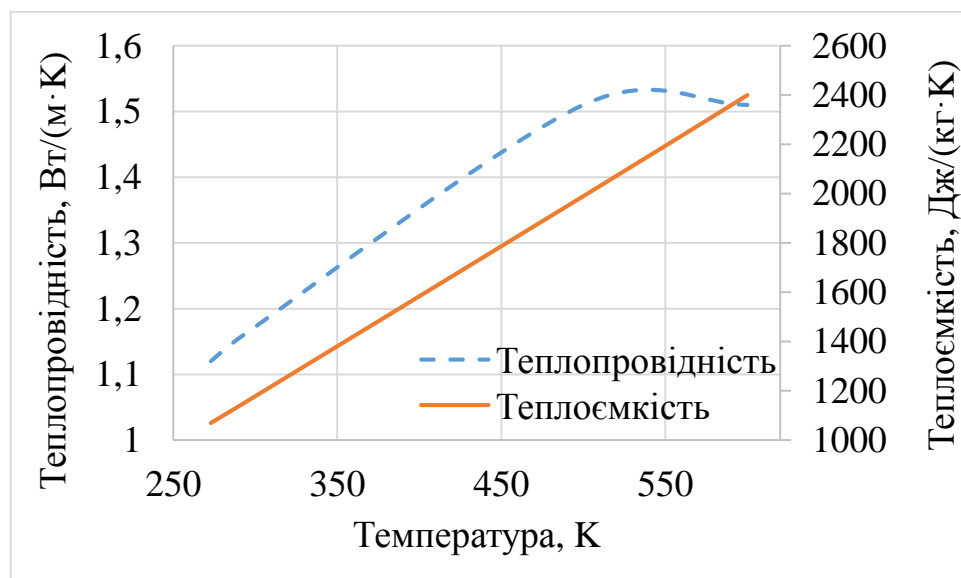


Рисунок 4.5.3.2 – Теплофізичні властивості, використані в даній моделі.

4.5.3.3. Початкові та граничні умови. З переходом в циліндричну систему координат і після встановлення функціональних залежностей λ і C_p від температури та надання джерелу живлення швидкості, рівняння (4.2.8) прийняло вигляд:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\lambda(T)}{\rho C_p(T)} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dr} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + u' \frac{\partial T}{\partial z}, \quad (4.5.3.3.1)$$

З початковими та граничними умовами:

$$T_{\tau=0} = 0; \quad \frac{\lambda}{r} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{r_1 \leq r \leq r_2} = q(r); \quad \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=-u\tau} = \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=H-u\tau} = 0;$$

Рішення є нелінійним оскільки λ і C_p мають обернений зв'язок до температури. Отримання рішення нестационарного процесу нагріву через рівняння (4.5.3.3.1) аналітичним шляхом неможливе. Перевагою методу скінченних елементів є те, що теплофізичні параметри нагріваного тіла можуть бути встановлені у виді функції, в той час як в аналітичному підході лише як константи. Завдяки чому задача і вирішується чисельним методом.

На рухомій контактній зоні C_z діє джерело тепла потужністю q протягом часу t , що розраховане з експериментального дослідження цієї роботи. Режими різання відповідно до товщини заготовки, визначають час різання, який являє час дії теплового джерела (таблиці 4.5.3.3.2).

Таблиця 4.5.3.3.1. Час дії теплового джерела

Тест	Швидкість різання, v , м/хв	Оберти шпинделя, V_s , об/хв	Осьова подача, f , мм/об	Осьовий рух, F_s , мм/хв	Час різання, t , с
1.	30	1592	0.02	31.9	7.547
2.	30	1592	0.06	95.5	2.515
3.	40	2123	0.02	42.5	5.649
4.	40	2123	0.06	127.4	1.883

Потужність джерела тепла q рахується з рівняння:

$$q = Q_w \frac{M_i(L_c)v}{lS} d_f(r) \quad (4.5.3.3.2)$$

де $M_i(L_c)$ – функція формування крутного моменту від глибини свердління L_c , Н*м; l – опорне плече, мм; v – швидкість різання, м/с; S – площа плями теплового джерела, $Q_w = 5\%$ – кількість тепла, що надходить до оброблюваної деталі [96] і d_f - функція дистрибуції щільності теплового джерела відповідно до товщини стінки свердла, як буде описано далі. Оскільки швидкість різання по зовнішньому радіусу свердла (3 мм), на 50% більше, ніж по внутрішньому радіусу (2 мм), щільність джерела тепла зростає зі збільшенням радіуса, відповідно. Функція дистрибуції щільності теплового джерела d_f представлена на рис. 4.5.3.3.1. Початкова температура тіла дорівнює кімнатній температурі. Чисельні дані представлені в таблиці 4.5.3.2.

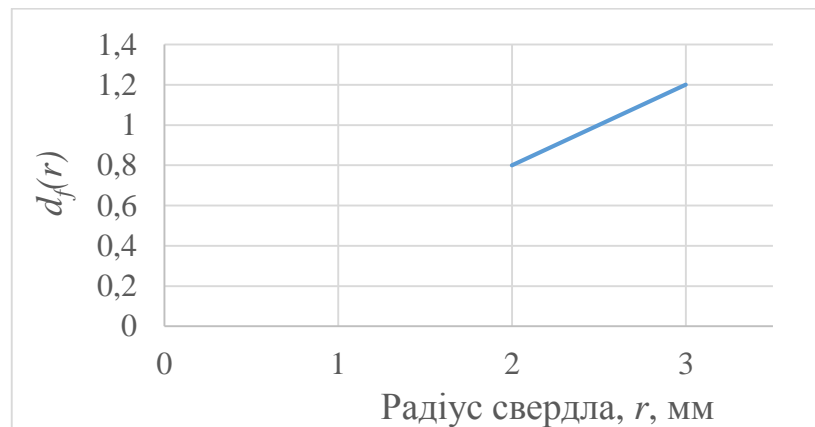
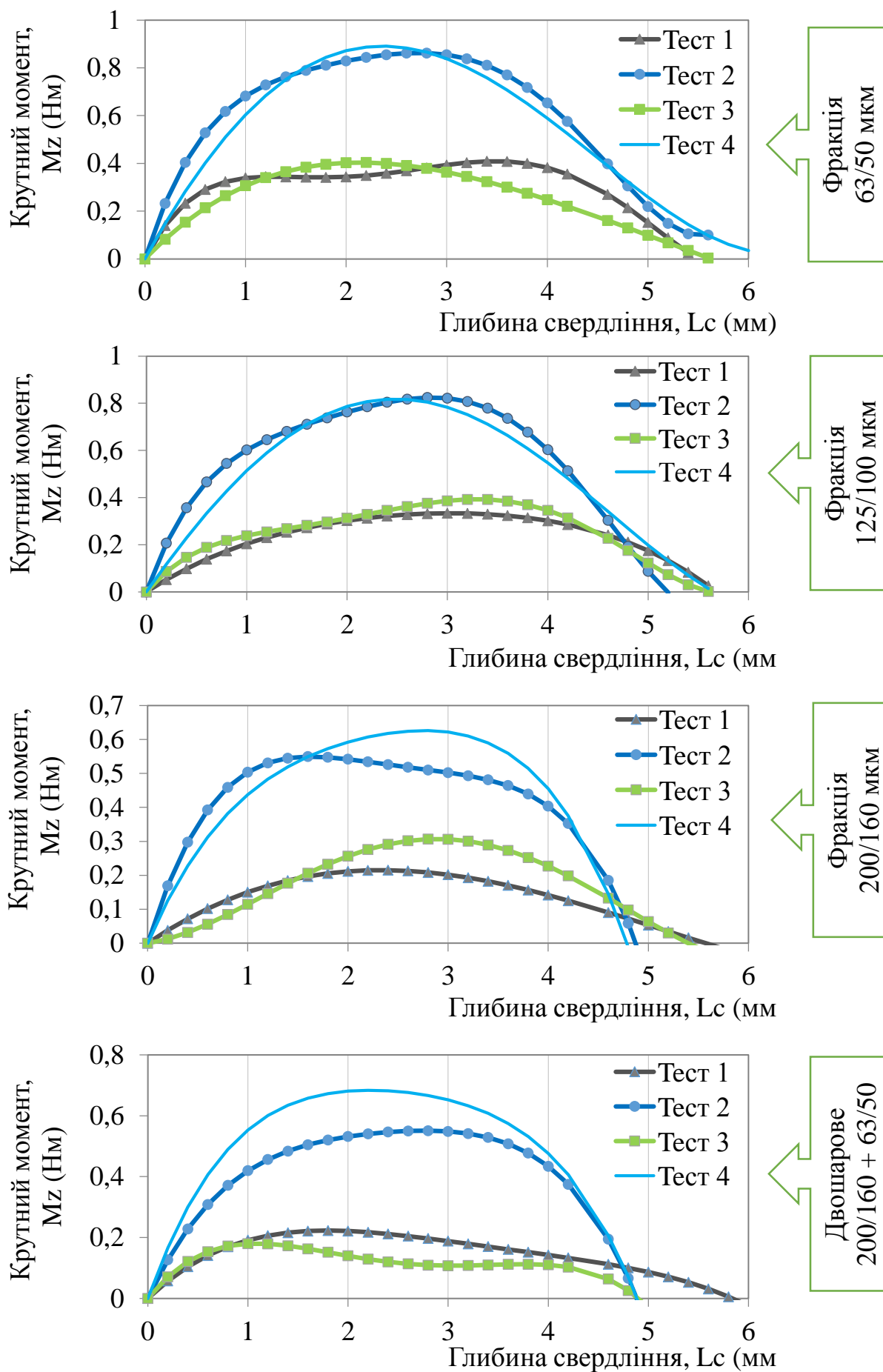


Рисунок 4.5.3.3.1 – Функція дистрибуції щільності теплового потоку $d_f(r)$.

Крутний момент M_i , використаний в цьому дослідженні береться з власного експерименту, який було описано в розділі III і проілюстровано в додатку В2. Виміряний крутний момент входить до моделі в формі полінома четвертого і п'ятого ступеня (таблиця 4.5.3.3.1) відповідно до режимів різання (тест №) в плані експерименту. Графіки поліномів показані на рис. 4.5.3.3.2.

Припущення, прийняті в цій симуляції: вся робота різання перетворюється на теплову енергію; тепло виділяється тільки під торцевою поверхнею свердла; торець свердла є плоским; Теплообмін між інструментом,

Рисунок 4.5.3.3.2 – Графічний сенс функцій $M_i(L_c)$.

4.5.4. Обговорення результатів

В результаті калькуляції отримано температурну модель кільцевого свердління вуглепластика. На рисунку 4.5.4.1 показано фрагмент п'яти тривимірної моделі (5d) і її чотирьох вимірний розріз (4d), x , y , z – геометричні виміри, t – час, C_T – кольорова градація асоційована з температурою. Модель в деякий момент часу (демонструється $t = 2$ с) має змінену геометрію, частина припуску видалилася, моделюєма зона різання перемістилася глибше в заготівлю, створилися оброблена поверхня і поверхня керну.

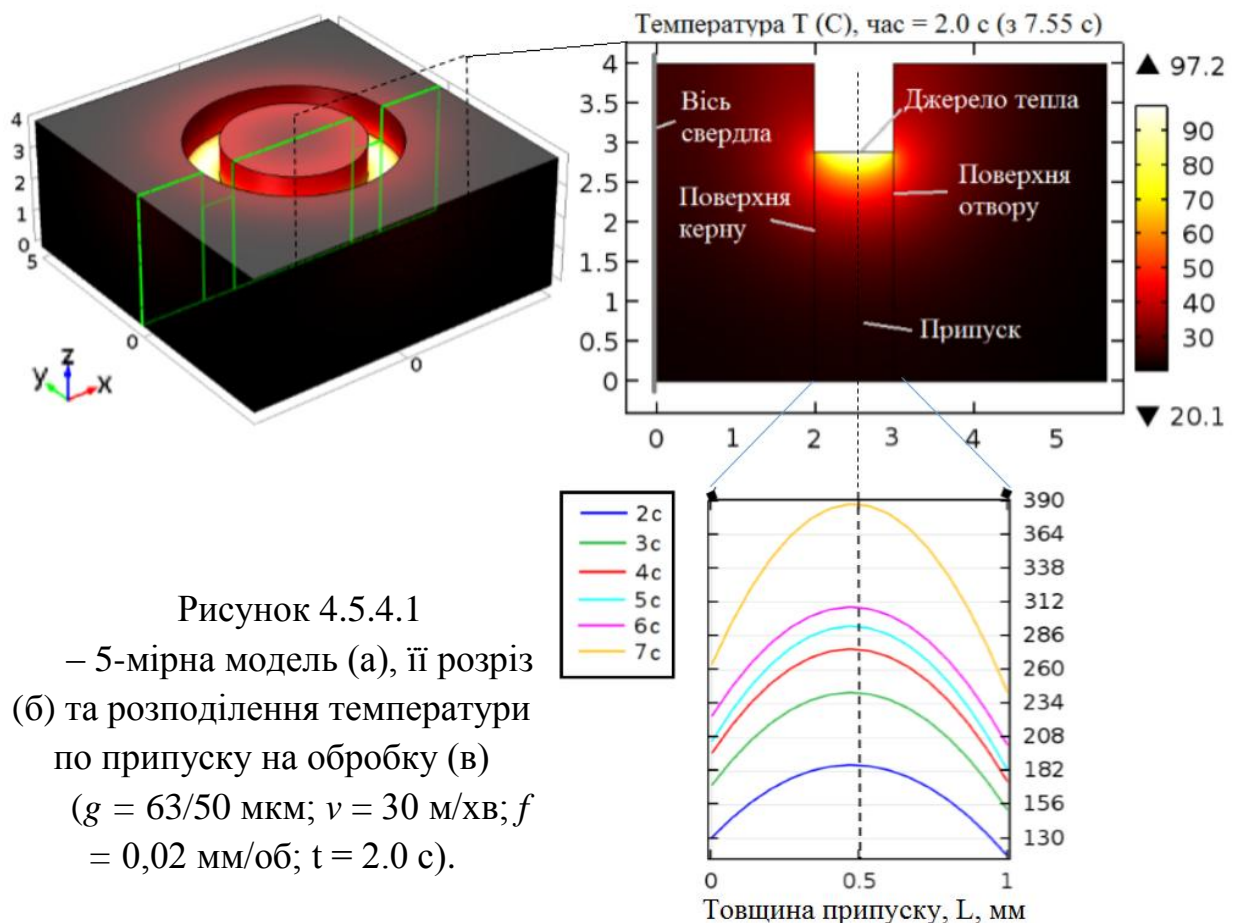


Рисунок 4.5.4.1
– 5-мірна модель (а), її розріз (б) та розподілення температури по припуску на обробку (в) ($g = 63/50$ мкм; $v = 30$ м/хв; $f = 0,02$ мм/об; $t = 2.0$ с).

Найвища температура створюється на рухомому кільці джерела тепла. Оскільки щільність теплового потоку збільшується з радіусом, температура розподіляється по товщині припуску асиметрично. Поверхня керну нагрівається на 10% значніше поверхні отвору. Рисунок 4.5.4.2 (знизу)

репрезентує розподіл температури в кількох моментах часу по товщині припуску.

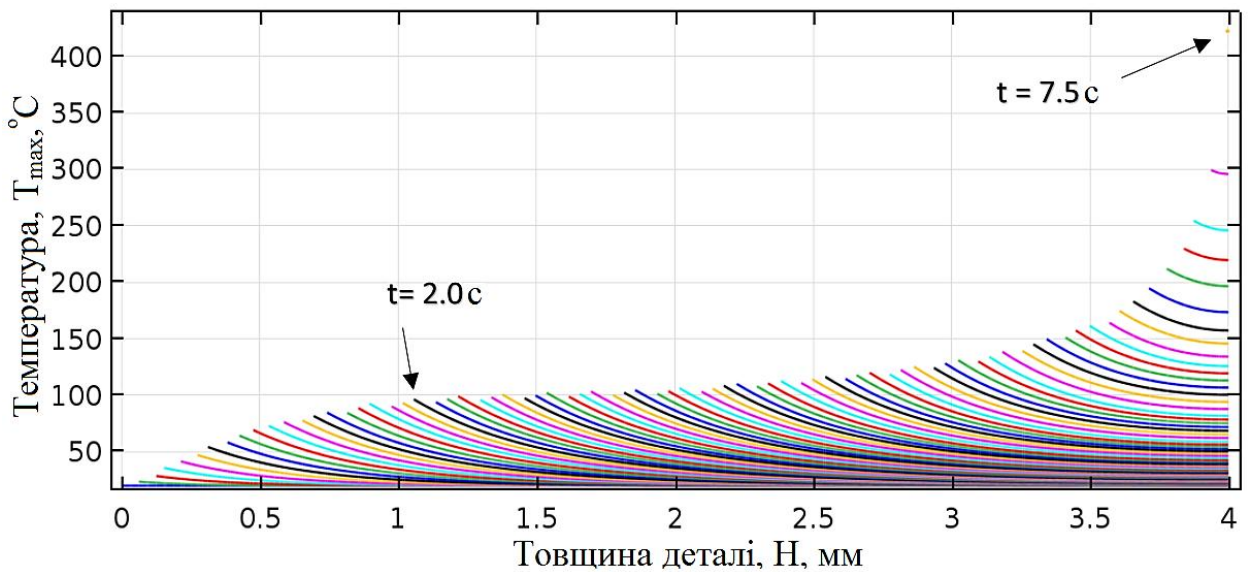
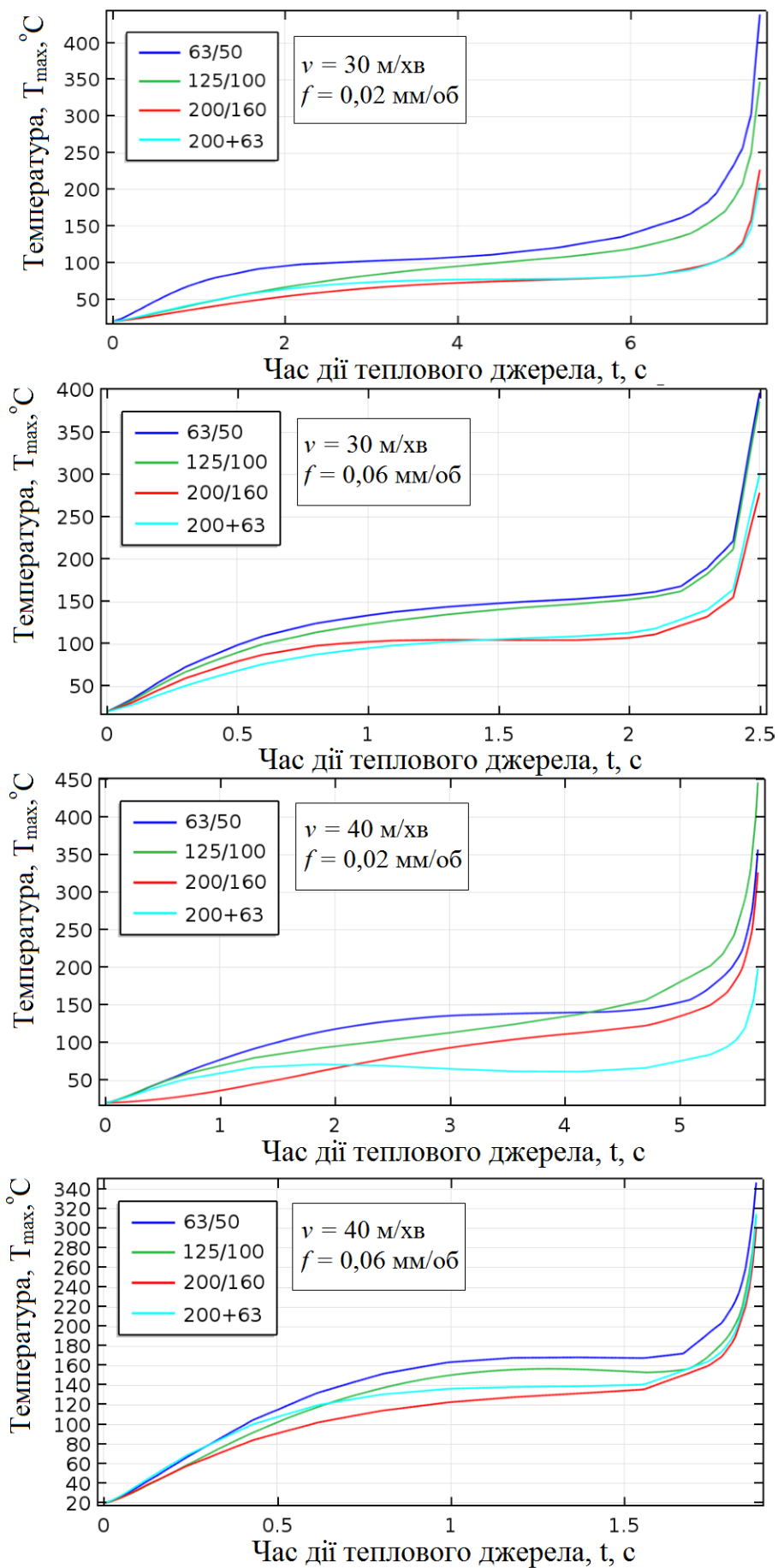


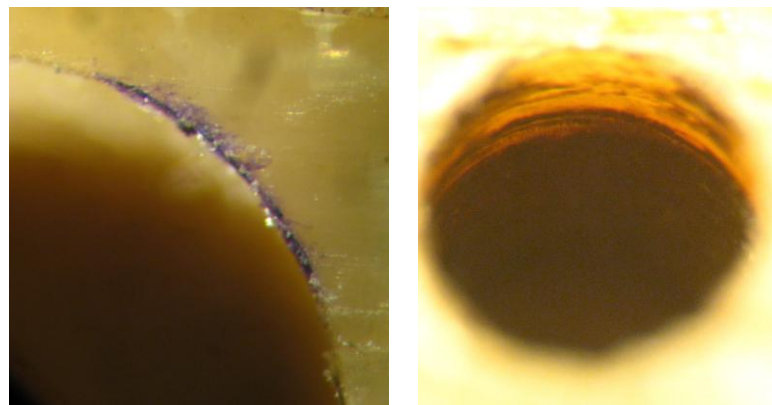
Рисунок 4.5.4.2 – Температурний генезис в залишку припуску

($g = 63/50$ мкм; $v = 30$ м/хв; $f = 0,02$ мм/об; крок $t = 0.1$ с)

Максимальна температура в кожен момент часу в зоні різання під час свердління перших 3 мм глибини, зростає повільно близько 100 - 150 °С. Проте, зростає різко, коли джерело тепла наближається до нижньої границі. На малюнку 4.5.4.2 показана динаміка зміни температури в зоні різання від глибини та часу свердління, кожна крива вказує на стан температури заготовки через кожні $t = 0.1$ с. Можна бачити, що протягом останніх 0,5 мм, криві майже не знижуються, що вказує на слабкий відвід температури і її акумулювання ближче до адіабатичної площини. Через вказане, температура підвищується більш ніж в два рази. Такий характер зростання температури притаманний всім тестованим режимам різання (рис. 4.5.4.3).

Рисунок 4.5.4.3 – Максимальна температура T_{max} в зоні різання

Розрахунок показує, що температура в зоні різання перевищує температуру поверхні отвору приблизно в два рази. З чого стверджується, що термічний розклад матеріалу може відбуватися в зоні різання в той час як на обробленій поверхні не міститься жодних термічних дефектів. При підвищенні щільності теплового потоку термічна деструкція обробленої поверхні розвивається у напрямку від вихідної кромки отвору (де досягається максимальна температура) до вхідної. Такий теоретичний висновок, що до характеру виникнення температури, підтверджується попереднім експериментом [144] під час кільцевого свердління скляного ВАП. Колір скляних полімерів забезпечує безперешкодне спостереження термічних дефектів обробки. Використовуючи кільцеве свердло з зернистістю $g = 63/50$ мкм був помічений при $f = 0,007$ мм/об, $v = 57$ м хв було помічено опік кромки (рис. 4.5.4.4), термічна деструкція частини обробленої поверхні (ближче до виходу) спостерігалася при $f = 0,003$ мм/об, $v = 57$ м/хв.



а б
Рисунок 4.5.4.4 – Припік кромки (а) та термічна деструкція поверхні отвору (б) під час обробки скляних ВАП [144].

Що до впливу режимів різання. З одного боку, короткий час нагрівання має знижувати температуру, з іншого боку, це компенсується більш високою потужністю джерела тепла. Збільшення швидкості різання від 30 до 40 м / хв

не має однозначного результату. Також відсутня чітка тенденція для збільшення осьової подачі від 0,02 до 0,06 мм / об (рис. 4.5.4.5). Проте, відмічається, що крупнозернистий інструмент (як і двошаровий), зі збільшенням осьової подачі, результує в підвищенні температури, в той час як мілкозернистий – навпаки. Вплив зернистості на T_{max} є досить чітким. При використанні фракції 200/160 замість 63/50, зниження температури коливається від 30 ° С до 220 ° С в залежності від РР (рис. 4.5.4.6).

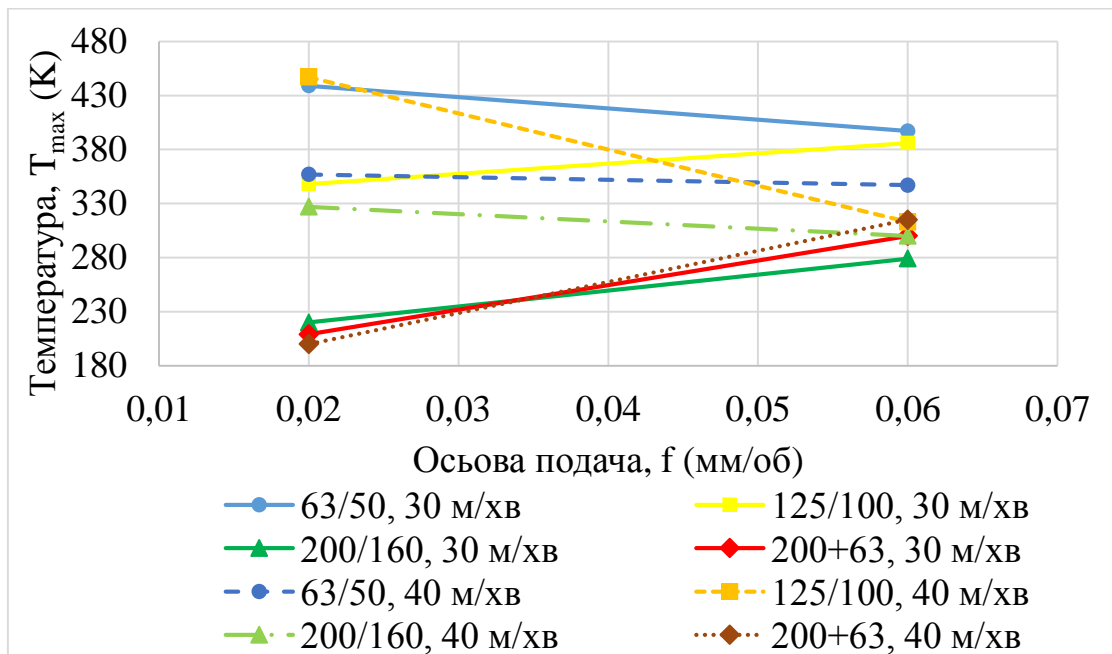


Рисунок 4.5.4.5 – Вплив режимів різання на T_{max}

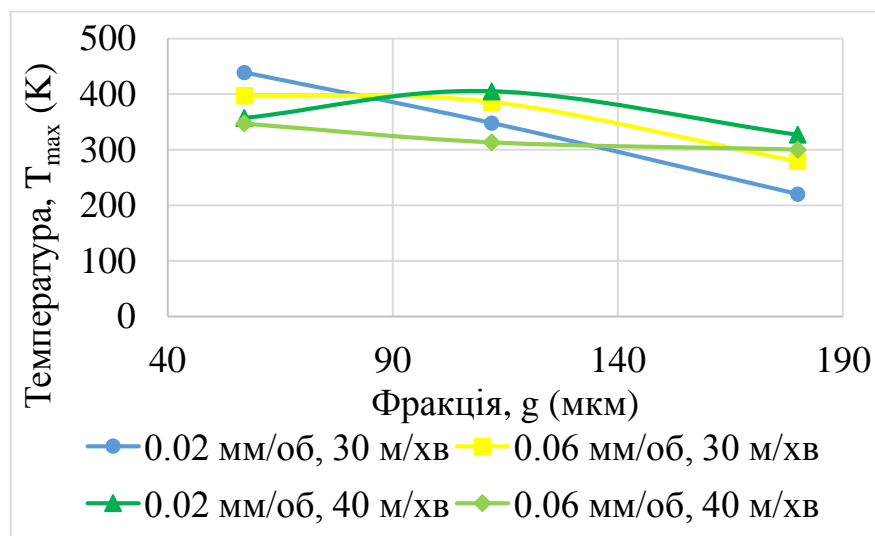


Рисунок 4.5.4.6 – Вплив зернистості інструмента на T_{max}

Характер зростання температури на обробленій поверхні T_{surf} отвору є подібним (рис. 4.5.4.7). Максимальна температура на поверхні отвору досягається на кромці. При свердлінні малими зернами 63/50 мкм і 125/100 мкм на різних режимах різання, температура кромки отвору T_{edge} , коливається в межах 7% і 11%, відповідно, без виражених тенденцій. При роботі фракцією 200/160 мкм, температура кромки T_{edge} істотно змінюється. Низька температура, властива низькій осьовій подачі при використанні великих абразивних зерен, як показують лінії зелених і червоних відтінків на рис. 4.5.4.8. Фракція 125/100 мкм дозволяє знизити T_{edge} на 6% у порівнянні з 63/50 мкм. Фракція 200/160 мкм і авторське двошарове свердло знижують T_{edge} на 39,5% і 44,4%, відповідно, у порівнянні з фракцією 63/50 (рис. 4.5.4.9).

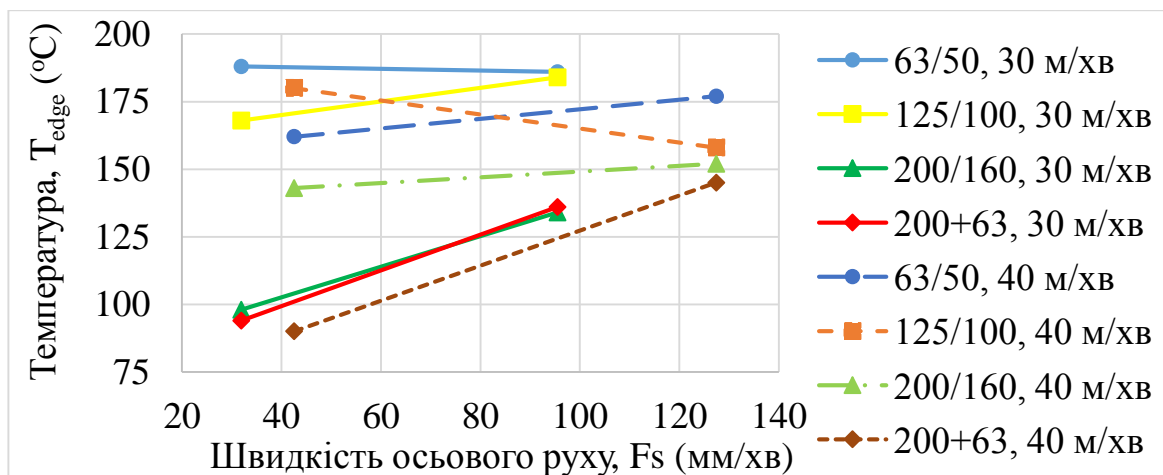


Рисунок 4.5.4.8 – Вплив швидкості осьового руху на T_{edge}

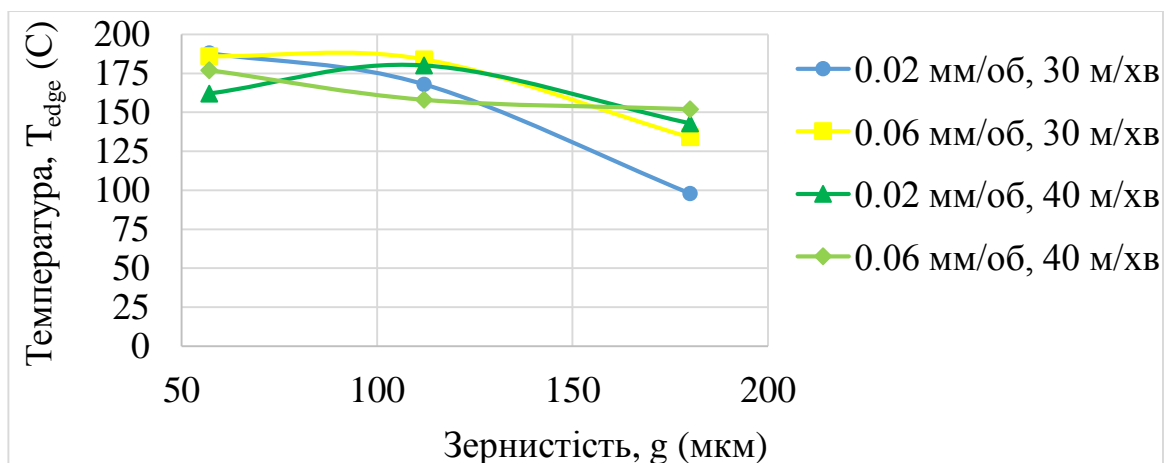
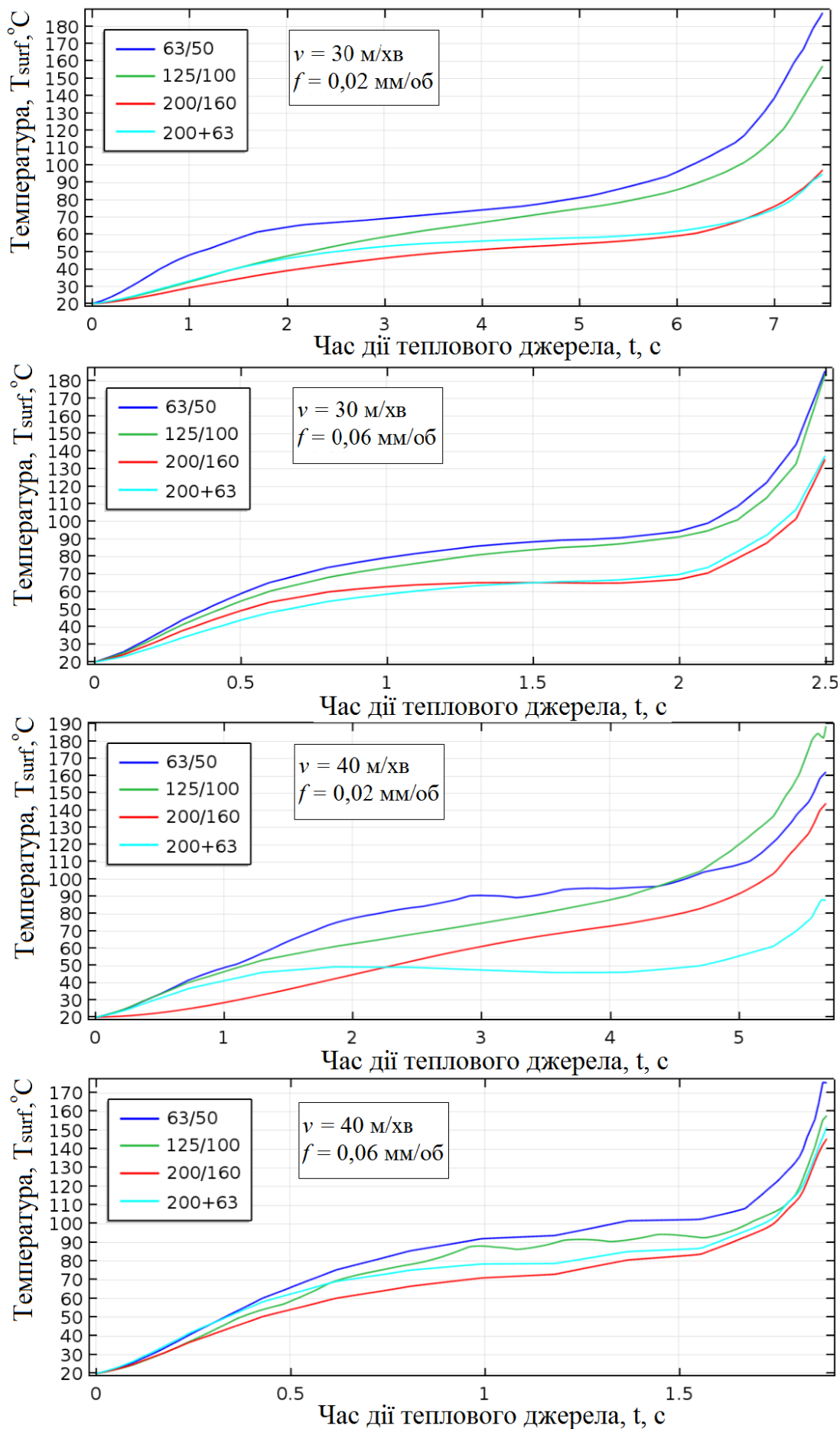


Рисунок 4.5.4.9 – Вплив зернистості інструмента на T_{edge}

Рисунки 4.5.4.7 – Розвиток температури T_{surf} на оброблюємій поверхні.

4.5.5. Резюме моделі

Моделювання встановлено, що максимальна температура досягається в зоні припуску на обробку. Найвища температура самої деталі спостерігається на обробленій поверхні у вихідного краю отвору, що знаходить підтвердження в попередній експериментальній роботі автора [144]. Підвищення осьової подачі, в експериментованому діапазоні, призводить до високої температури при використанні крупних зерен. Було виявлено значне зниження температури при використанні крупніших абразивних фракцій. З переходом від фракції 63/50 мкм до 200/160 мкм, усереднене зниження максимальної температури і температури поверхні отвору склала 28,4% і 29,4%, відповідно. Крім того, підтверджується висока ефективність конструкція двошарового свердла в питанні зниження температури (рис. 4.5.5). З стовбців помітно, що розмір абразивних зерен є значущим фактором виникнення температури під час свердління вуглепластика і в поєднанні з помірними режимами різання, може бути отримано зниження температури понад 50% [145].

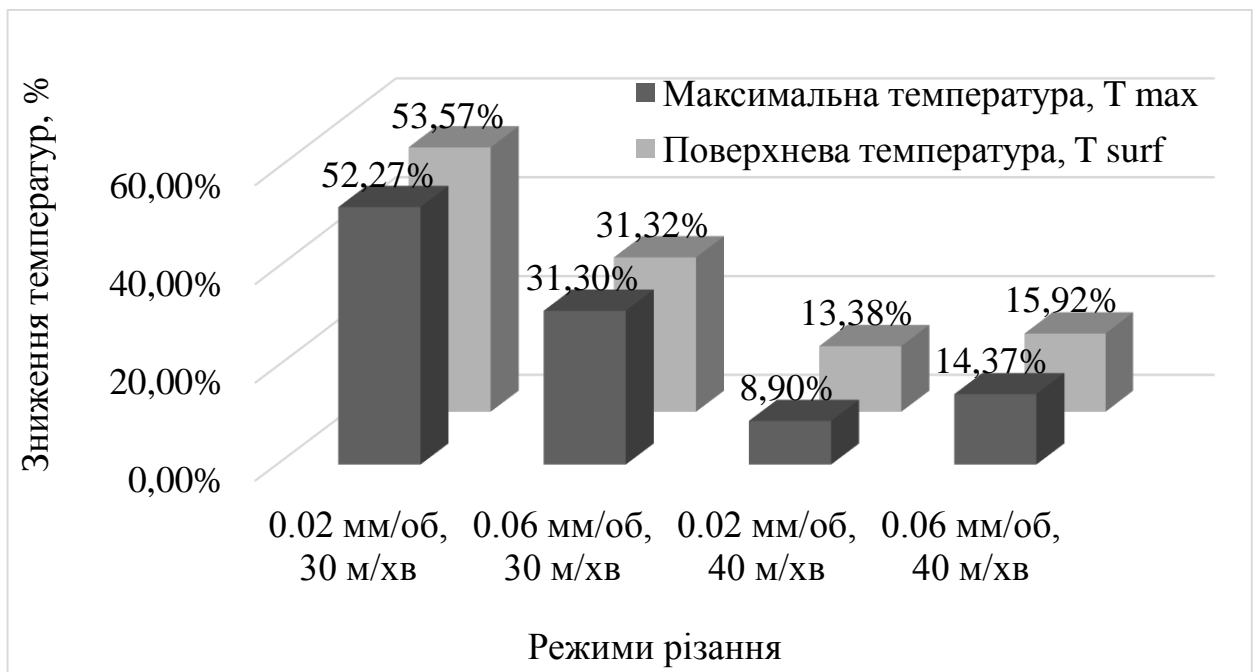


Рисунок 4.5.5 – Ефективність зниження температури двошаровим свердлом (200/160 мкм + 63/50 мкм) у порівнянні з звичайним (63/50 мкм).

4.6. Висновки розділу

Теплове поле при свердлінні вуглепластика кільцевим свердлом було досліджено в цьому розділі. Проаналізована теплова анізотропія полімерних композитів. Оцінена взаємодія між волокном та матрицею через граничні умови теплопередачі 4 роду. Вивчено тепловий обмін між однонаправленими шарами матеріалу з ортотропною схемою армування, в результаті чого встановлено ступеневий температурний профіль оброблюємої поверхні за рахунок високої теплопровідної здатності волокон та їх почергового пересічного напрямку в різних шарах. Таке розподілення температури може призводити до місцевої термічної деструкції обробленої поверхні. Вказаний висновок підтверджується попередніми експериментами автора.

Модель теплового поля при свердлінні кільцевим свердлом базується на експериментальних даних. Такий підхід дозволив уникнути поширених припущень та підвищити точність теплової моделі. Теплопровідність та теплоємність істотно підвищується з нагрівання матеріалу, що й відображається оберненим зв'язком вказаних параметрів від температури, відповідно до емпіричних моделей. Щільність теплового джерела є функцією другого порядку. Рішення обчислювалося методом кінцевих елементів.

В результаті симуляції з різними вхідними емпіричними даними отримано деталізовану 5-вимірну модель. Отримано характер зростання температури в припуску, по обробленій поверхні, в радіальному напрямку і т.д. Встановлено, що з наближенням джерела тепла до адіабатної площини, тепло не встигає відводитися та акумулюється в зоні різання. За останні 0,5 мм глибини свердління, температура зростає майже вдвічі і може перевищувати 400 °С. Максимальна температура поверхні отвору досягається на кромці і становить майже 200 °С. Знайдено залежність максимальної температури в зоні різання та на поверхні отвору від режимів різання та зернистості інструменту (фіг. 10). Похибка результатів моделювання з врахуванням помилок емпіричних даних коливається біля 26% (усереднено).

РОЗДІЛ V

АНАЛІЗ ГІПОТЕЗИ ТА ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСУ ФОРМОУТВОРЕННЯ ОТВОРІВ В ВУГЛЕПЛАСТИКАХ

5.1. Перевірка гіпотези

У другому розділі, було висунуто гіпотетичний зв'язок температури кромки та величини її деламінування $\uparrow T_{edge} \Rightarrow \uparrow Fd_{exit}$. З ціллю перевірки гіпотези в третьому розділі визначався фактор деламінації та вимірювалися сили різання, що в четвертому розділі дозволило виконати чисельне дослідження теплової сторони процесу свердління та визначити температури на деламінованих кромках. Проведена робота забезпечує достатню статистичну базу для верифікації чи фальсифікації висунутого гіпотетичного положення.

5.1.1. Вплив температури на сили різання.

Максимальна температура в зоні різання досягається на вихідній кромці отвору. Значення максимальної температури змінюється від параметрів різання і абразивної фракції інструменту (рис. 5.1.1.1). Як уже зазначалося в розділі III, Осьова сила різання під час проходження інструменту через заготовлю змінюється. Після повної імплементації ріжучих кромки свердла в оброблюємий матеріал, осьова сила знижується зі збільшенням глибини свердління. Величина цього явища також змінюється при зміні параметрів різання і розміру зерна (рис. 5.1.1.2). З обох фігур, видно, що швидкість різання і осьова подачі не мають значного впливу на осьову силу чи максимальну температуру. Також помітно, що потужний вплив має фактор зернистості. Температура значно зростає при використанні малих зерен. Відповідно до високої температури спостерігається високий рівень зниження осьової сили, як видно з графіків. Вказаний факт стверджує, що під час свердління, оброблювана деталь нагрівається достатньо для втрати міцності.

Чітка кореляція відсутня через експериментальні умови. Для кожного режимного параметру в виконаному експерименті були застосовані окремі інструменти. Геометрія кожної кільцевої коронки, через різне розташування зерен, є стохастичною. Ця обставина призводить до відмінностей в процесі різання, формуванні сил, підвищенні температури і деламінації кромки. Через вказане, отримана статистична база містить відхилення. Проте, зв'язок температури в зоні різання і величиною зниження осьової сили є наявний.

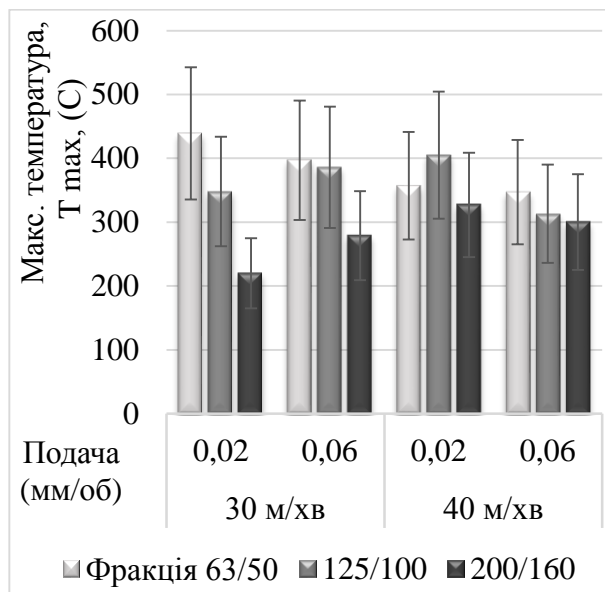


Рисунок 5.1.1.1 – Максимальна температура в зоні різання

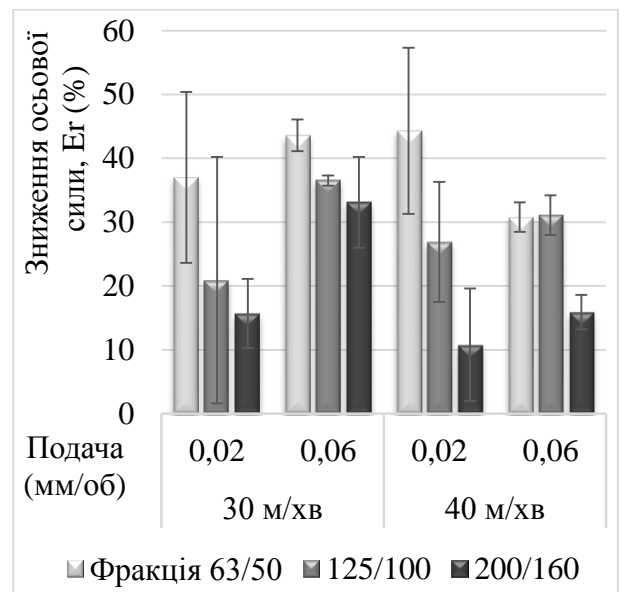


Рисунок 5.1.1.2 – Ефект зниження осьової сили

Для підтвердження впливу температури на осьову силу різання, їх виникнення розглядається паралельно. Розвиток осьового зусилля, як наслідок температурного генезису для одного з режимних параметрів різання представлено на рисунку 5.1.1.3. На стадії занурення інструменту осьова сила різко зростає. Температура в кінці стадії 1 становить близько 100 °C і 160 °C в кінці стадії 2, відповідно. Вказаних температур достатньо для втрати деякої частини міцності матеріалом, що призводить до зниження зусиль необхідних для стружкоутворення і в свою чергу до плавного спадного тренду осьової сили r_n . На стадії 3, температура зростає різко, більш ніж в два рази, що відображається на осьовій силі різання появою різкого спадного тренду r_c під

час обробки останніх 0,4 ... 0,6 мм глибини свердління. Величина спадання тренду R_n відноситься до R_c , приблизно, як зростання температур на стадіях 1+2 до зростання температури на стадії 3. Таким чином забезпечується відповідності процесу нагріву деталі і зусиль необхідних для її обробки, що є прямим доказом втрати міцності вуглепластика під час обробки.

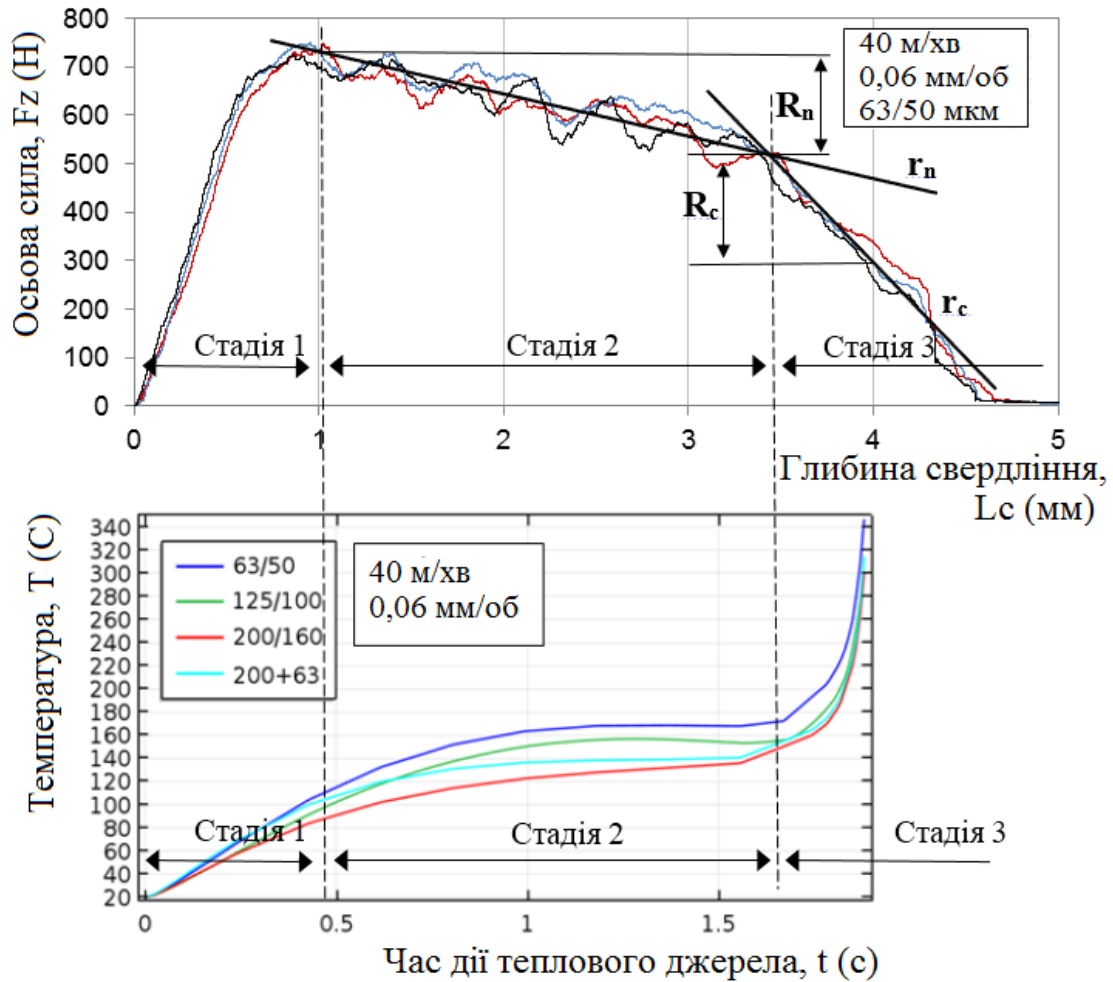


Рисунок 5.1.1.3 – Вплив температури на формування осьової сили.

У літературі відомі числені емпіричні регресійні залежності і теоретичні вирази осьової сили, проте жоден з них не включає температурного фактору. Врахування цього фактору досить ускладнене, через те, що різке підвищення температури спостерігається лише наближуючись до адіабатичної площини. Щоб врахувати вплив температури на сили різання необхідно включити в рівняння товщину заготовки та інше. Однак, на даному етапі, лише встановлюється, що такий фактор існує.

5.1.2. Вплив температури на деламінацію.

Як уже зазначалося в розділі III, фактор деламінації на виході не має тісного зв'язку з швидкістю різання або осьовою подачею при використанні кільцевого свердла. Проте, розмір зерен демонструє значний ефект. Дослідження теплового поля в розділі IV, демонструє цікавий стосовно деламінації. Найнижчі температури на вихідний кромці досягалися при використанні абразивної фракції 200/160 мкм і двошарового свердла з фракціями 200/160 + 63/50 мкм. Важливо, що саме у випадку низьких температур забезпечувався найнижчий фактор деламінації (рис. 5.1.2.1).

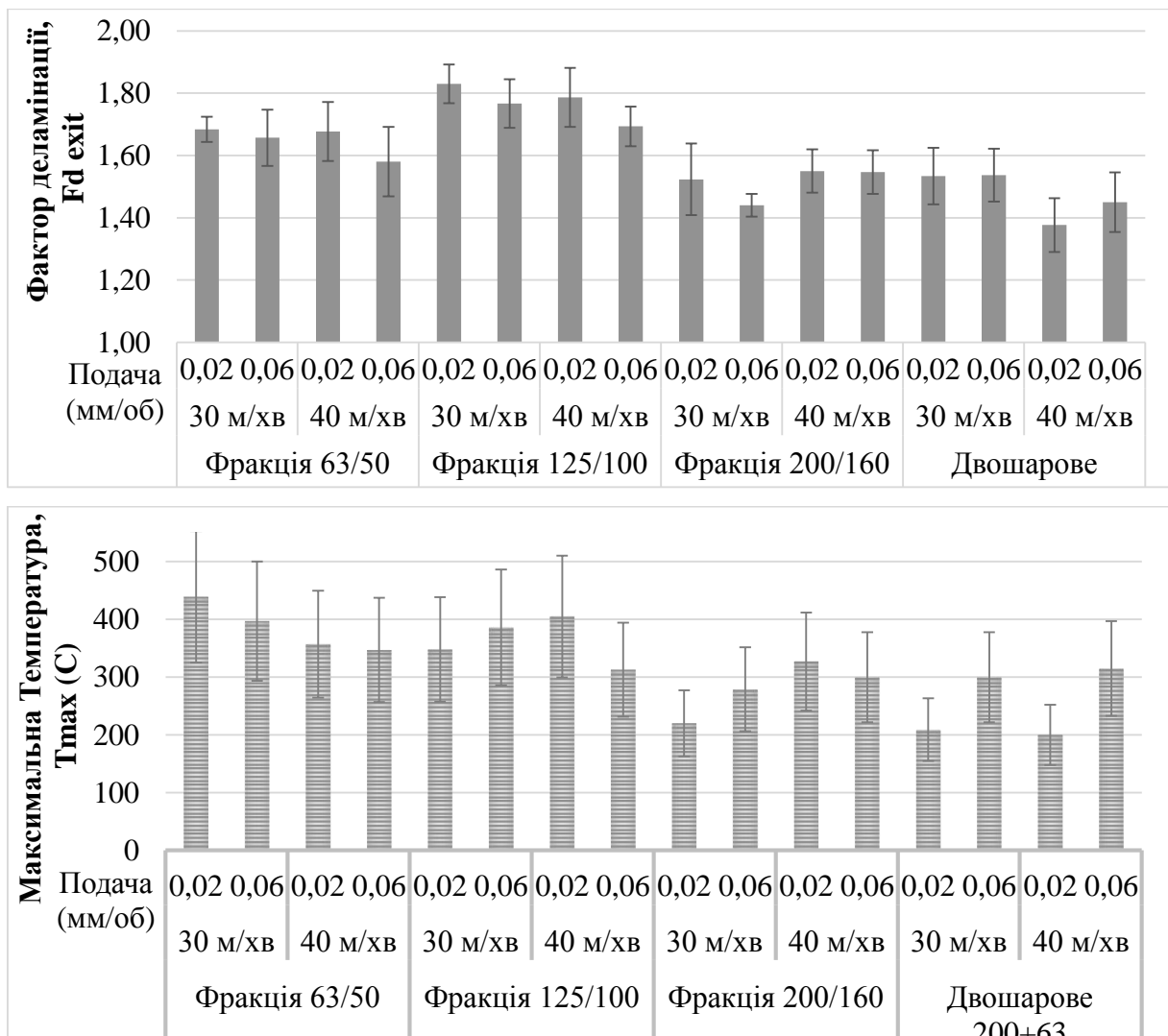


Рисунок 5.1.2.1 – Відповідність деламінації виходу (зверху) до максимальної температури в останньому шарі (знизу).

На основі результатів моделювання була розрахована регресійна залежність максимальної температури:

$$T_{max} = 466,669 - 0,85532g \quad (5.1.2.) \quad R^2 = 0,5635$$

де g – зернистість інструменту, мм (інші параметри не пройшли статистичну перевірку). Температури отримані в чисельному моделюванні і прогнозовані лінійною регресією температури показані на малюнку 5.1.2.2. Максимальна похибка досягла 31%, середнє значення помилки прогнозованої $T_{max} = 10,4\%$.

Підсумовуючи дані щодо температури вихідної кроки і фактору дуламінації на виході, побудовано їх прогнозування по емпіричним моделям (5.1.2) і (3.5.8) на рисунку 5.1.2.3, які ілюструють майже однакові спадні тренди. З переходом від фракції 63/50 мкм до 200/160 мкм, максимальна температура на вихідній кромці отвору T_{max} зменшується на 26 %, від 418°C до 313°C. Фактор деламінації Fd_{exit} при цьому зменшується на 18 %, з 1,82 до 1,67. Гіпотетичне положення $\uparrow T_{edge} \Rightarrow \uparrow Fd_{exit}$ верифікується.

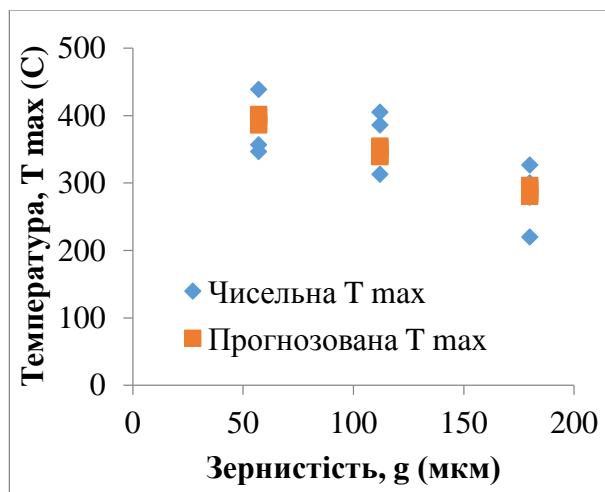


Рисунок 5.1.2.2 – Температури з чисельного моделювання і прогнозовані регресією.

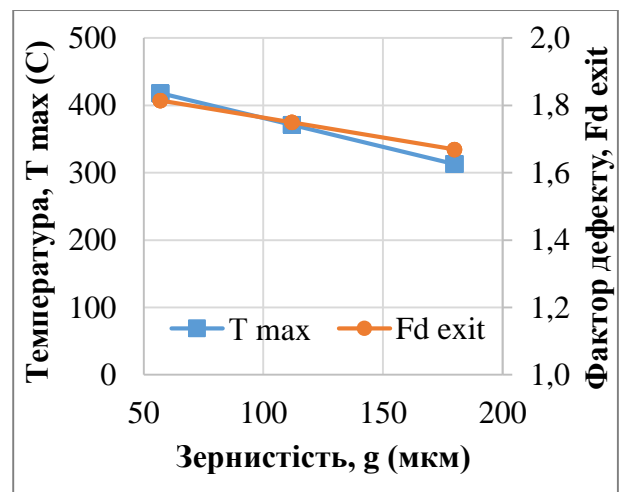


Рисунок 5.1.2.3 – Кореляція температури в останньому шарі та деламінації вихідної кромки

Таким чином дане дослідження вказує на адитивний фактор виникнення дефекту форми кромки отвору. Температурний фактор слід враховувати при плануванні технологічної операції свердління ПКМ використовуючи кільцеве свердло. Встановлено, що збільшення абразиву зменшує розшарування на виході з отвору саме через відносно низьку температуру. При підвищенні температури, оброблюємий матеріал втрачає міцнісні показники, що призводить до перерозподілу сил різання. Осьове навантаження на одне алмазне зерно для його вдавлення до матеріалу зменшується, що зменшує тертя по задній поверхні алчастково підіймає крутний момент. Процес різання плавно перетікає до процесу деформації. В результаті останній шар композиту, де досягається найвища температура, пластично деформується, створюючи дефект форми кромки отвору. Таким чином, зниження температури процесу обробки для збереження умов різання, є ключовим фактором для зниження деламінації.

5.2. Порівняння технологічних характеристик спірального і кільцевого інструменту

Отримані записи сил різання, вимірювання розшаровування, необроблений мериметр кромки отвору і результати чисельного моделювання надають можливість отримання багатогранного аналізу спірального і кільцевого свердління. Метою цього підрозділу є виявлення технологічних переваг і недоліків вивчаємих типів інструменту.

5.2.1. Порівняння сил різання

Сили різання для абразивного кільцевого і лезового спірального свердла значно відрізняються. Під час свердління з параметрами $v = 40$ м/хв і $f = 0,06$ мм/об, осьова сила і крутний момент спірального свердла були близько 170 Н і 0,2 Н·м, відповідно. Це набагато менше, ніж для алмазного свердління. Для кільцевого свердла з фракцією 63/50 мкм, на вказаних режимах різання, сили

складають 720 N і 0,8 Н·м, що приблизно в чотири рази більше, ніж для спірального інструменту (рис. 5.2.1.1).

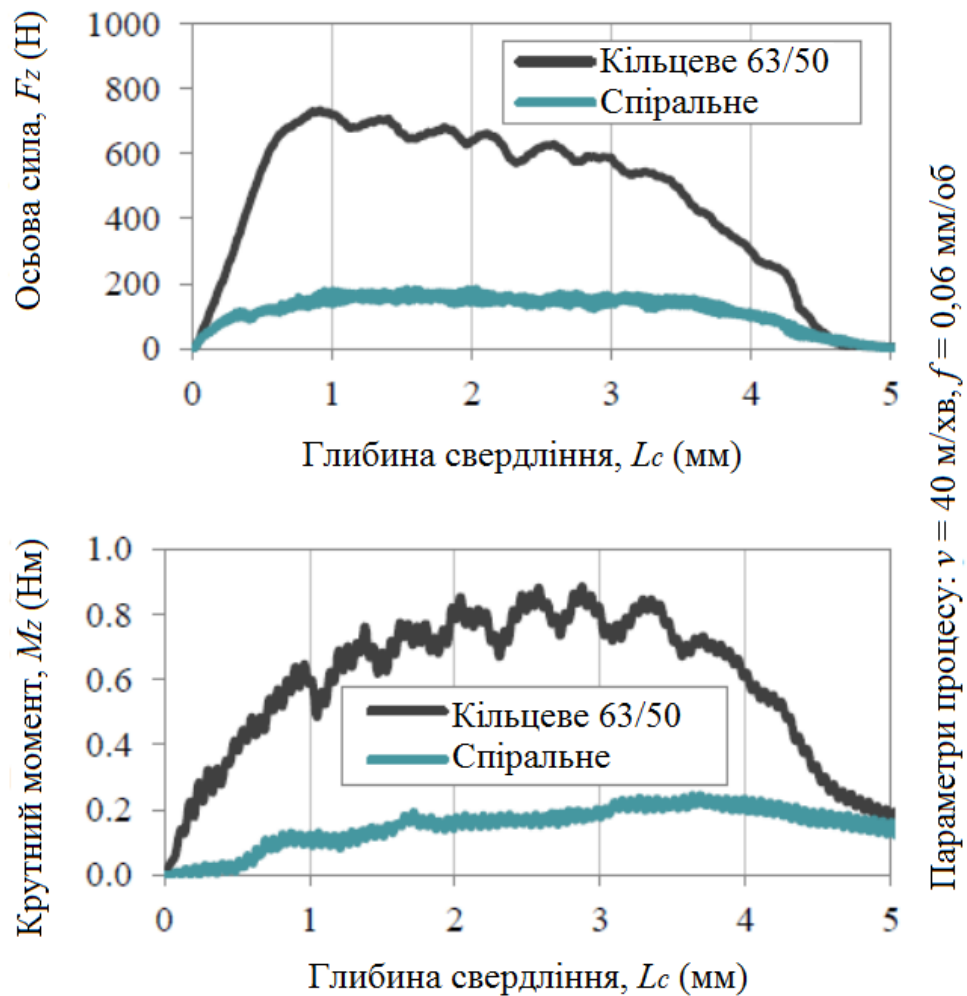


Рисунок 5.2.1.1 – Порівняння сил різання при використанні КС і СС

Суттєва різниця сил різання встановлена при використанні різних фракцій абразиву. При роботі інструментом з фракцією 200/160 мкм обидва осьова сила та крутний момент зменшуються майже в два рази (рис. 5.2.1.2). Однак, це також вище силових показників при спіральному свердлінні.

Як читач може зауважити, для кожної лінії на фігурах притаманне коливання. На перший погляд, це виглядає як відхилення вимірювання, але уважне вивчення поведінки кривих показує їх спільний характер. Однакові за часом та магнітудою коливання для кожної лінії особливо помітно у другій половині глибини свердління, коли переважна більшість зерен вже бере участь

в процесі різання. Багаторазово утворені ривки вгору і провали вниз для всіх кривих одночасно виключає випадкову помилку вимірювання і вказує на статистичні варіації. Сили різання залежать від анізотропної структури вуглепластика. Пластина складається з багатьох шарів (10 x 0,4 мм, в даному дослідженні). Тканна ортотропна схема армування виконується з безлічі пучків з волокнами, товщина яких не є однаковою, що і спричиняє різні зусилля під час обробки при переході від одного шару до іншого. При роботі спіральним свердлом такі коливання для осьового зусилля виражені менше і практично відсутні для крутного моменту, що визначає вищу динамічну стабільність цього інструменту.

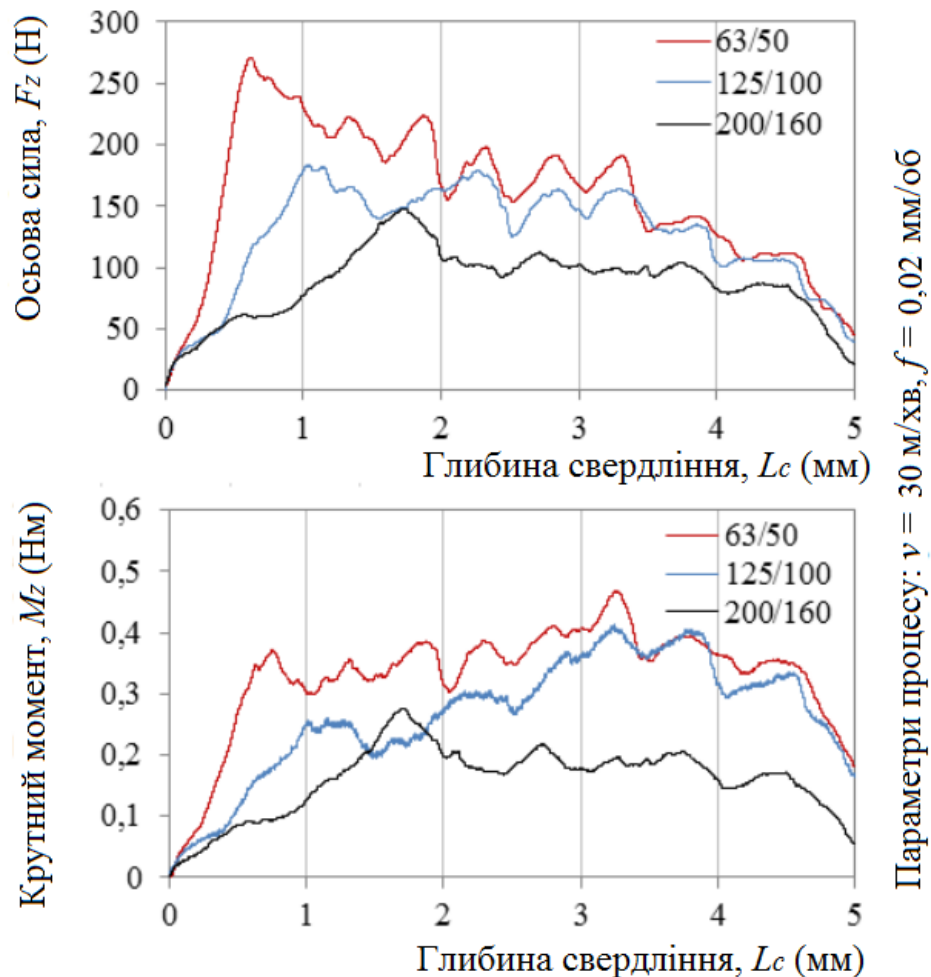


Рисунок 5.2.1.2 – Порівняння сил різання різними фракціями

5.2.2. Порівняння фактору деламінації.

Для обох геометрій, швидкість різання має слабкий вплив на розшарування по обидва боки отвору, що читач може аналізувати на рисунку 5.2.2. Фактор деламінації на виході завжди більший ніж на вході для обох інструментів. Деламінація входу при використанні КС порівняна з обробкою СС. Використовуючи СС, деламінація на виході тісно та прямопропорційно зв'язана з силами різання. Значення коефіцієнта розшарування при свердлінні СС можна простежити з точки зору осьової сили та крутного моменту. Використовуючи КС, деламінація на виході отвору вище, ніж у СС. Значення фактору деламінації добре узгоджуються лише зі зміною абразивної фракції.

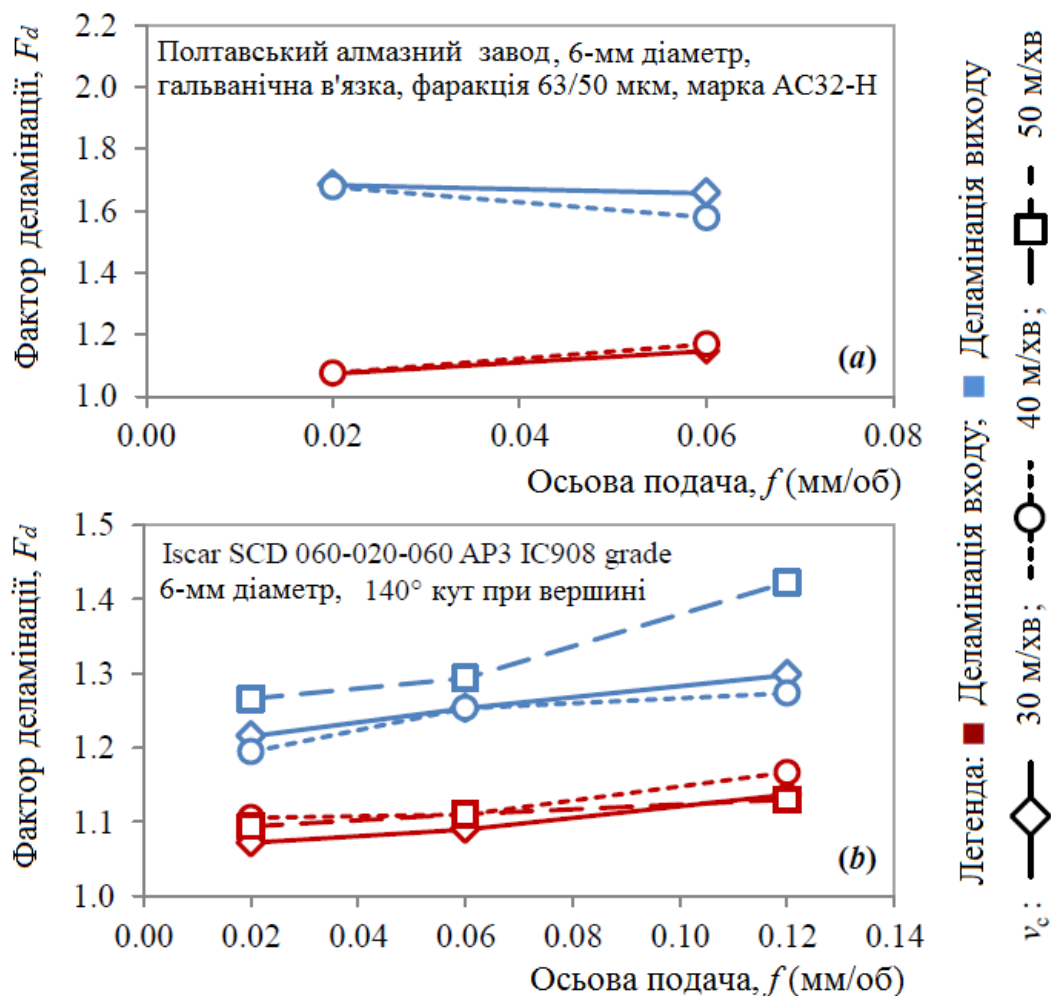


Рисунок 5.2.2 – Порівняння фактору деламінації [125]

5.2.3. Порівняння необробленого периметру кромки отвору.

В цьому експерименті не було встановлено впливу режимних параметрів різання на величину необробленого периметру кромки отвору, однак встановлено відмінність цього критерію за типом інструментів. Для порівняння необробленого периметру, застосована функція нормального розподілу (функція Гаусса). Середина поля розсіювання значень критерія для абразивного свердління становить близько 7%, максимум зареєстровано 24%. Для спірального свердла цей фактор має 2,5% і 14% для середнього рівня і найбільш рідкісного випадку, відповідно (рис. 5.2.3). Для отримання чітко сформованої кромки отвору в ПКМ без будь-яких незрізаних чи розпушених волокон ефективним рішенням може бути опорна пластина або спеціально направлене охолодження до останнього шару ВАП. Різновідні геометрії інструменту лише зменшують величину необробленого периметру, але не усувають її повністю. Це дослідження вказує, що на початковому етапі використання інструменту, у порівнянні з кільцевим свердлом, спіральне свердло є більш ефективним, що до мінімізації довжини необробленої кромки отвору.

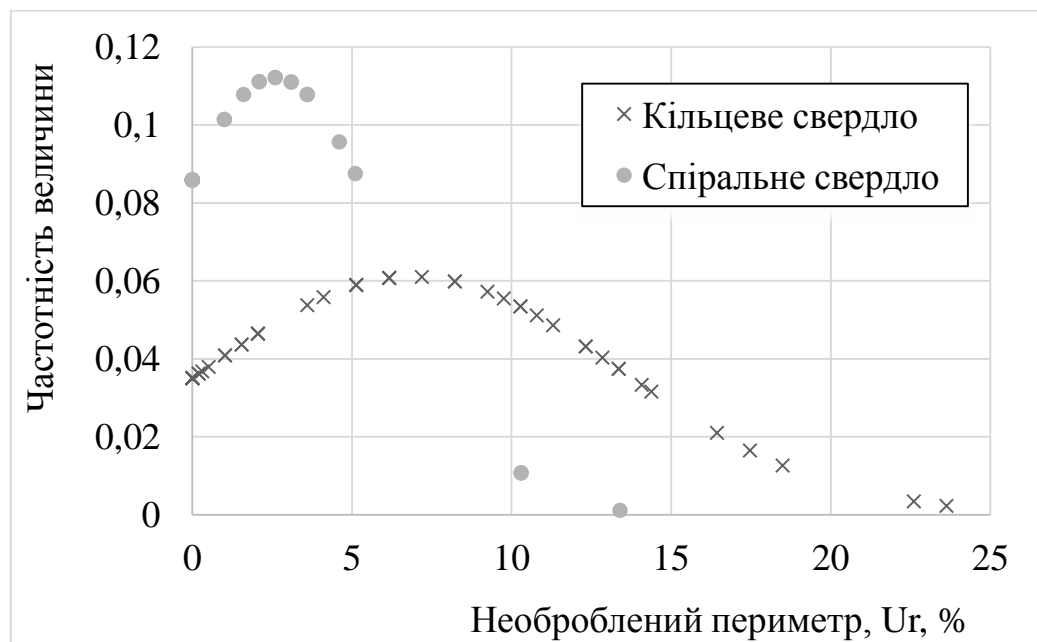


Рисунок 5.2.3 – Порівняння необробленого периметру.

5.2.4. Порівняння теплової сторони процесів обробки

З багатьох досліджень [39, 57, 78, 79, 93], вже відомо, що температура спірального свердління в основному варіюється в діапазоні від 100°C до 200°C. Загалом, рекомендується низький рівень осьової подачі, для малої деламінації і висока швидкості обертання, для збільшення продуктивності. Проте, низька подача збільшує загальну відстань переміщення кромки під час свердління одного отвору, а більш висока швидкість підвищує температуру процесу. Ці умови прискорюють знос свердла і в кінцевому підсумку призводить до розшарування. Як приклад, в роботі [39] найбільшу температуру $T_{max} = 191,6$ °C отримали при $f = 200$ мм / хв, $v = 120$ м / хв, а найнижчу температуру $T_{max} = 112,9$ °C виміряли при $f = 500$ мм / хв, $v = 40$ м / хв. Такий рівень температури не призводить до відчутних змін міцності матеріалу чи прискореного зносу інструменту.

Теплова сторона кільцевого сердління досі не розглядалася, попри широкий інтерес дослідників до цього інструменту. Поточне дослідження виявляє, що максимальна температура в зоні різання може сягати 430 °C. Такий рівень температури призводить до значних структурних змін і втрати міцностних властивостей матеріалу, що, як верифікувалося, призводить до збільшення деламінації кромки. Похибка моделі склала 26 %, що не дозволило встановити чіткої залежності температури від режимів різання. Проте, доведено, що використання крупних фракцій абразиву призводить до зменшення температури до 300 °C. Крім того, ці температури є миттєвими, оскільки виникають в останніх мікрометрах припуску протягом короткого часу, а довша частина процесу протікає в інтервалі температур 100 °C - 200 °C.

Для подавлення температурного стрибка в останньому шарі може бути використаний, наприклад, охолоджений азот, методом розпилення, на задню поверхню деталі. Вказане має згладити температурний профіль і запобігти втраті міцності останнього шару, що представляє інтерес для наступних досліджень.

5.3. Ефективність різнозернистого інструменту

Модернізація конструкції кільцевого алмазного свердла була запропонована, виконана і досліджена в даній роботі. Експериментальне дослідження свердління вуглепластика в діапазоні швидкості різання $v = 30 \dots 40$ м / хв і осьової подачі $f = 0,02 \dots 0,06$ мм / об, використовуючи авторську конструкцію кільцевого свердла з двома шарами алмазних фракцій 63/50 мкм і 200/160 мкм, в порівнянні зі звичайним одношаровим свердлом фракції 63/50 мкм, встановлює значні переваги першого. Крім того, чисельне моделювання теплового поля з використанням методу скінченних елементів на основі емпіричних даних показує істотну відмінність рівня температури під час процесу на користь запропонованого інструменту. Різнозернистий інструмент (200/160 + 63/50 мкм) в порівнянні з відомим одношаровим (63/50 мкм) при забезпеченні однакової шорсткості поверхні і точності діаметра отвору, знижує осьову силу, крутний момент, фактор деламінації і температуру на істотні величини (рис. 5.3.1).



Рисунок 5.3.1 – Переваги різнозернистої обробки отворів.

Запатентована конструкція колонкового буріння поєднує всі переваги дрібнозернистого і крупнозернистого типів свердл, ефективно замінює відоме кільцеве свердло в усіх умовах обробки, представляє енергозберігаючий та ресурсозберігаючий технологічний спосіб свердління.

Відповідно до актів про промислове використання методів та технологічних рекомендацій щодо підвищення ефективності обробки виробів з полімерних композиційних матеріалів дисертаційного дослідження [94] на Пермському заводі «Машиностроитель», при виготовленні звукопоглинаючих панелей авіаційних двигунів в теперішній час застосовуються геометрія свердла підсвічника. Акти випробувань засвідчують (рис. 5.3.2), що допустимий рівень деламінації кромки отвору діаметром $d = 6,5$ мм з використанням свердла підсвічника забезпечується при обертах шпинделя $n = 1000$ об/хв і осьової подачі $f = 0,1$ мм/об.

Використовуючи двошарове кільцеве свердло, величина деламінації виходу 1 мм досягається при $n = 2123$ об/хв і осьової подачі $f = 0,06$ мм/об, що забезпечує підвищення продуктивності на 27%. При обробці отвору діаметром $d = 6$ мм з задовільним станом вихідної кромки в панелі вуглепластика товщиною $L = 5$ мм, машинний час $T_{\text{маш}} = \frac{L}{vf}$ скорочується з 3 с. при використанні свердла підсвічника до 2,3 с. застосовуючи двошарове кільцеве свердло.

Варто зауважити також перевагу стійкості алмазного інструменту перед лезовим. Згідно оцінки показників стійкості свердла підсвічника на $n = 1000$ об/хв і осьової подачі $f = 0,12$ мм / об, величина деламінації значно збільшується при технологічному критерію зносу по задній поверхні $h_3 \leq 0,25$. Вказана величина зносу $h_3 = 0,25$ досягається на 200-му отворі (глибиною $L = 5$ мм) чи на 280-му отворі за підтримки повітряним охолодженням та вібраціями [94]. Період стійкості свердла становить від $T_{cm} = 5 \cdot 200 / 1000 \cdot 0,12 = 8,33$ хв до $T_{cm} = 5 \cdot 280 / 1000 \cdot 0,12 = 11,6$ хв. З іншого боку алмазні свердла в стадії припрацювання, навпаки загострюються та підвищують показники ефективності [130]. В літературі [96] з широкою експериментальною базою дослідження свердління вуглепластиків, стійкість алмазних свердл $d = 6$ мм, з маркою алмазу AC15 на осьовій подачі $f = 0,06$ мм/об досягає $T_{cm} = 11000$ хв.

5.4. Нові конструкції алмазних свердл

5.4.1. Різнозернистий інструмент

У зв'язку в підтвердженням високої ефективності застосування різнозернистого способу свердління, розроблюється лінійка нових багатошарових абразивних інструментів, які б реалізовували високоефективну обробку для широкого спектру деталей, наприклад, для формування отворів малого діаметра, глухих отворів, глибоких отворів і т. д. Для розробки абразивного інструменту були закладені наступні цілі, завдання і методи їх досягнення (рис. 5.4.1.1).



Рисунок 5.4.1.1 – Цілі, зачачі та інструменти розробки нових конструкцій алмазних свердл [146].

Керуючись вказаним були розроблені нові конструкції абразивного інструменту. Усі винаходи захищені державними патентами. Нові конструкції були отримані шляхом модифікації геометрії ріжучої частини і маніпуляцій з її зернистістю. Таблиця 5.4.1. демонструє три стержневі і три полі конструкції

свердла (зліва і справа, відповідно). Всі конструкції об'єднані кількома спільними рисами:

- різнозерниста багатошарова робоча частина;
- преривисті умови різання;
- умови для відводу стружки і подачі охолоджуючої рідини;
- поступове навантаження оброблюємого матеріалу;

Конструкції представлених моделей складаються з металевого корпусу 1 і абразивної коронки 2, яка має два або більше абразивних шарів (в таблиці 5.4.1, для прикладу, наведені тільки двошарові конструкції), що відрізняються за розміром фракції абразивного елемента. Крупнозернистий шар 3 розташований ближче до осі обертання свердла, дрібнозернистий шар 4 - далі.

Конічний стержневе свердло з дренажними каналами (таблиця 5.4.1, а) забезпечує перевагу під час свердління тонких деталей за рахунок зниження осьового зусилля різання, що в свою чергу, веде до зниження величини деламінації та інших дефектів кромки отвору. Процес свердління цим інструментом можна розділити на дві стадії: 1) різання крупнозернистим шаром 3 і 2) різання дрібнозернистим шаром 4. Встановлено, що великі алмазні зерна більш продуктивні в процесі свердління, тому основний обсяг припуску видаляється за рахунок крупнозернистого шару (рис. 5.4.1.2, а). Мала зернистість створює низьку шорсткості поверхні, тому поверхнево утворюючий припуск знімається дрібнозернистим шаром. Дренажні канали 5 створюють переривчасті умови різання, що знижує температуру в зоні різання [147-149], а також дають можливість підведення МОР в зону різання [150]. Стружка мігрує по конічній поверхні поки не потрапить в дренажний канал, після вимивається з каналу за рахунок високого тиску подачі МОР, що знижує засмічення ріжучої поверхні інструменту. Конічне свердло призначається для свердління тонких конструкцій, де немає можливості використовувати опорну плиту.

Table 5.4.1 – Нові конструкції алмазних свердл

	Стержневе різнозернисте сверло (СРС)			Поле різнозернисте сверло (ПРС)								
	а) Конічне [151]	б) Архімедове [152]	в) Перове [153]	г) Кільцеве [121]	д) Відкрите перфороване [154]	ж) Грановане [155]						
Перспектива												
Розріз												
Базовий												
<p>* Компоненти:</p> <table> <tr> <td>1. Металева база</td> <td>4. Мілкозернистий шар</td> </tr> <tr> <td>2. Абразивна коронка</td> <td>5. Дренажі та перфорація</td> </tr> <tr> <td>3. Крупнозерн. шар</td> <td>6. Вихідне віконце</td> </tr> </table>							1. Металева база	4. Мілкозернистий шар	2. Абразивна коронка	5. Дренажі та перфорація	3. Крупнозерн. шар	6. Вихідне віконце
1. Металева база	4. Мілкозернистий шар											
2. Абразивна коронка	5. Дренажі та перфорація											
3. Крупнозерн. шар	6. Вихідне віконце											

Архімедове СДС (таблиця 5.4.1, б) має ексцентричну форму. Поверхня отвору формується шипом з дрібною зерністю 4, в той час як основну роботу диспергування виконує ділянку з великою зерністю 3. Умови переривчастого різання, подачі охолоджуючої рідини і виходу стружки виникають за рахунок усіченої основи. У процесі свердління під абразивною частиною утворюється конус з вершиною в точці нульової швидкості різання (рис. 5.4.1.2, б). Оскільки матеріал навколо вершини відсутній, це полегшує змінання вершини без високих осьових навантажень. Час охолодження

поверхні отвори в період одного обороту свердла завжди більше часу нагріву, що також створює можливість заповнення простору охолоджувальною рідиною для вимивання стружки. За рахунок істотного зниження температури цей інструмент забезпечує перевагу при свердлінні глибоких отворів.

Перове свердло (таблиця 5.4.1, в) занурюється в матеріал подібно конічному свердлу, проте замість дренажних каналів, ця конструкція має дві порожні зони. Це зменшує співвідношення часу різання/охолодження і підсилює можливість виведення стружки (рис. 5.4.1.2, в). Свердло перо рекомендується для свердління матеріалів з низькою теплостійкістю.

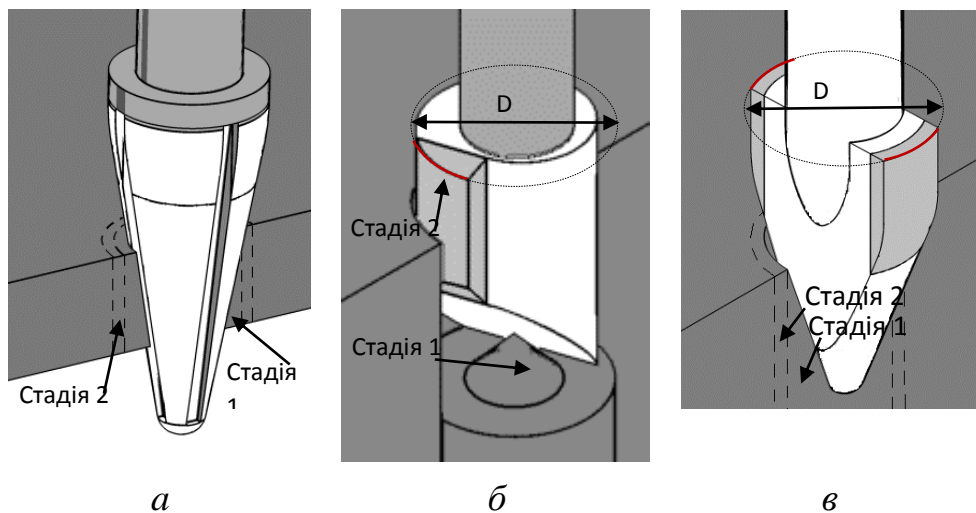


Рисунок 5.4.1.2 – Схема зйому припуску: *а* – Конічним СРС; *б* – Архімедове СРС; *в* – Перове СРС;

Перфороване свердло (таблиця 5.4.1, д) має паз в основі алмазної частини, перфорацію в стінці алмазної частини і вихідний тунель в металевій базі. Перфорація створює преривисті умови різання, надає можливість використання твердих змащувальних засобів і можливість відводу стружки з зони різання. При кільцевому свердлінні значне збільшення осьової сили спостерігалось після свердління третього отвору (при глибині свердління одного отвору 4 мм), що пов'язано з забиванням порожнини інструменту шламом (керном). Таким чином необхідно не допускати накопичення стрижня оброблюваного матеріалу (шламу) в внутрішньої порожнини свердла. Така

умова досягається за рахунок поступового виходу стержня через тунель в металевій базі. Дана конструкція забезпечує стабільне осьове зусилля в процесі багаторазового свердління і рекомендується для обробки пружних матеріалів.

Грановане свердло (таблиця 5.4.1, ж), окрім різнозернистості, має гранований внутрішній і зовнішній периметр замість кільцевого. Грановане виконання призводить до зниження сили фіксації стержня у внутрішньої порожнині свердла. При обробці багатьох пружних матеріалів у тому числі вуглепластиків, після проходження ріжучої кромки має місце пружне відновлення оброблюваного матеріалу, в результаті чого діаметр отвору часто менше діаметра свердла. Зовнішній багатогранник, крім поліпшення підведення охолоджуючої рідини і виведення стружки, також сприяє усуненню негативного явища пружних деформацій. Грановане свердло маючи множину ріжучих виступів, багаторазово повторює процес встановлення заданого діаметра. Модель має просте виготовлення і дешеву вартість, забезпечує точність лінійних розмірів отвору (точність діаметра) в матеріалах в високими пружними характеристиками.

Наведені конструкції можуть бути виконані методами гальванопластики, порошкової металургії, плазмового напилення, іонно-плазмового осадження і ін. Алмазна частина СДС фіксується на спеціальний торець металеві бази або встановлюється як показано в ілюстраціях таблиці 5.4.1. Співвідношення товщини шарів 3 і 4 залежить від діаметра і типу свердла, наприклад, 10/1 для СДС і 20/1 для ПДС діаметром 5 мм. Кути, нахилу і ексцентриситет СДС можуть бути розраховані в залежності від характеристик заготовки і критичних сил різання. Ширина дренажних каналів, діаметр перфорації і пустот можуть бути розраховані за відомими тепловим рівнянням з урахуванням мікроцикла нагрів/охолодження [147-149].

Експериментальні дані цієї роботи та з джерел дозволяють встановити наступні переваги запропонованого інструменту: зниження сил різання; зниження температури в зоні різання; підвищення стійкості інструменту;

підвищення якості поверхні; підвищення точності діаметра отвору; зниження дефектів кромки отвору. Нові конструкції свердел також є очікуванням для вирішення питань свердління тонкостінних деталей, глибокого свердління, обробки матеріалів з низькою теплостійкістю і високими пружними характеристиками.

5.4.2. Різноматричний інструмент

Важливим фактором при визначенні продуктивності алмазного свердла є макро геометрія робочої частини. Типова геометрія і основні параметри ріжучої частини кільцевого свердла приведена на рис. 5.4.2.1.а: h – висота алмазоносного шару (мм); b – ширина алмазоносного шару (мм); I_n – Зовнішнє піднутрення (відстань від зовнішньої циліндричної поверхні до корпусу) (мм); $I_{вн}$ – внутрішнє піднутрення (відстань від внутрішньої циліндричної поверхні до корпусу) (мм). D_n і $d_{вн}$ – зовнішній і внутрішній діаметри, відповідно.

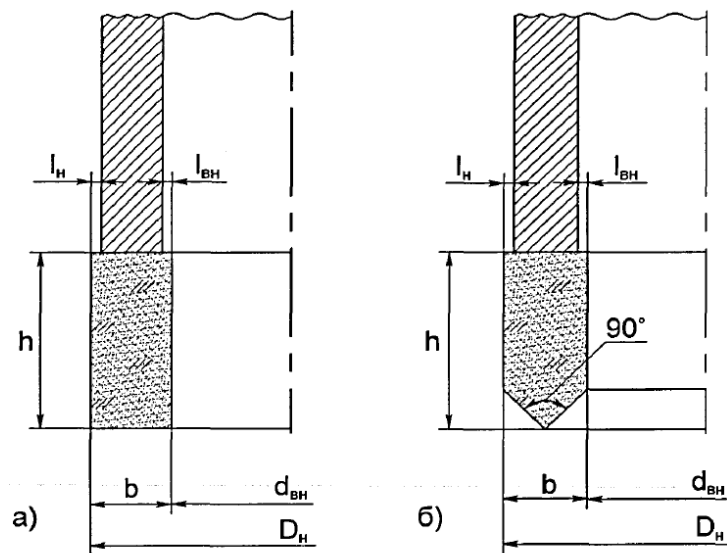


Рисунок 5.4.2.1 – Геометрія алмазних кільцевих свердел [130]: а) пласка робоча торцева поверхня; б) загострена робоча торцева поверхня;

У процесі свердління циліндрична поверхня інструмента має функцію калібрування в той час, коли торцева поверхня абразивної частини свердла виконує основну роботу різання. Результати випробувань [156] показали, що

продуктивність обробки свердлом з спеціально оправленим торцем під кутом 90° (рис.1, 5.4.2.1.b), в порівнянні зі свердлом з плоским торцем, збільшується в 1,3 рази, а величина деламінації на вході і виході знижується на 30-40%, так як алмазні зерна на загостреного профіля врізаються в оброблюваний матеріал поступово. Проте задане оправлення зношується вже до 80-го отвору. На рис. 5.4.2.2 приведена фотографія мікроповерхні свердла з кутом в плані 90° після правки і після 80 просвердлених отворів.

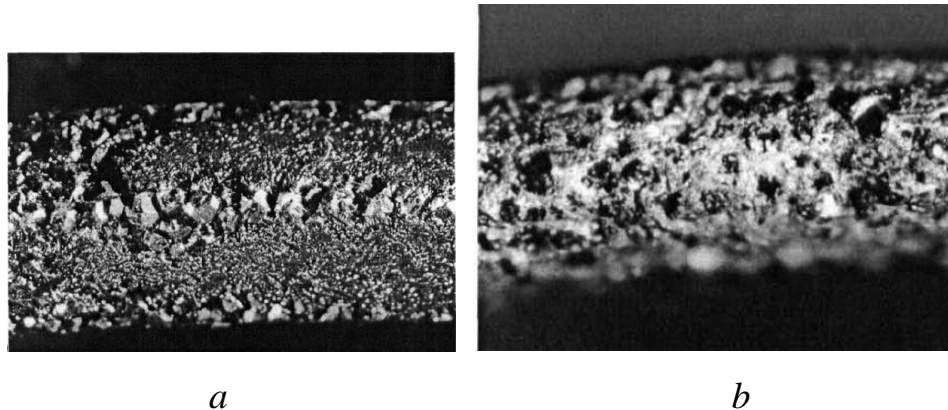


Рисунок 5.4.2.2 –Мікрофотографії поверхні загостреного торця (збільшення $80\times$) [130]: а) після виготовлення; б) після обробки 80 отворів;

Підвищення стійкості інструменту досягається за рахунок виконання абразивної частини в кілька шарів з різною зносостійкістю. На рис. 5.4.2.3, а і б, показана схема виконання торця з кутом $2\alpha = 90^\circ$. Шар 2а виконаний на основі більш твердої зв'язки в порівнянні з шарами 2б (наприклад, в зв'язці М1 і М). Таке виконання коронки забезпечує підвищену стійкість центрального шару і відносно прискорений знос периферійних шарів, чим і забезпечується постійна підтримка заданої геометрії торця. У свою чергу збереження кута на торці сприяє утриманню низького рівня осьового зусилля різання в порівнянні з плоским торцем.

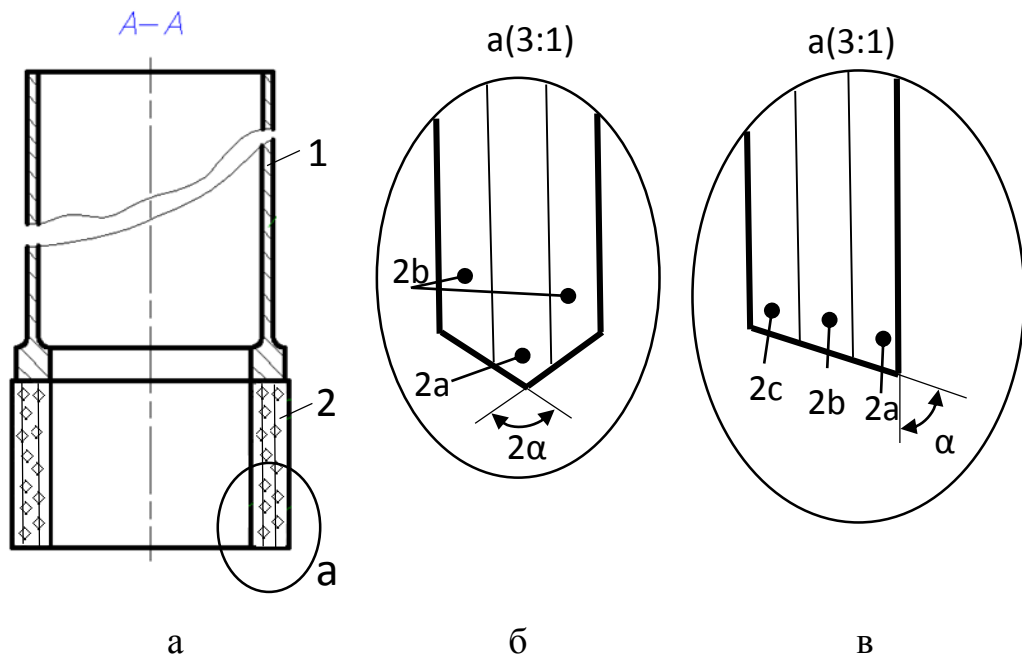


Рисунок 5.4.2.3 – Схема виконання торця робочої частини абразивного інструменту: кільцеве свердло в розрізі (а); торець з кутом $2a = 90^\circ$ (б); торець з нахилом $a = 30^\circ$ (с).

На рис. 5.4.2.3, в, приведена багатошарова модель робочої частини свердла з похилим профілем. Шари 2а, 2б і 2в виконуються зі зменшенням зносостійкості, відповідно, що забезпечує підтримку кута нахилу на торці. Крім зменшення осьового зусилля, дана геометрія призводить до зменшення температури на оброблюваній поверхні. Такий висновок отримано в результаті чисельного експерименту. Умови і допущення, прийняті в симуляції, а також математичний апарат програмного комплексу в цілях стислості не наводиться. Результати моделювання відображені на рис. 5.4.2.4.

Ізотермічний аналіз показує, що максимальна температура в зоні різання при плоскому профілі робочої частини розташована посередині ділянки видаляемого припуску. Проте оброблювана поверхня нагрівається сильніше поверхні керна за рахунок більшої швидкості різання на зовнішній кромці торця. З застосуванням нахиленого профілю спостерігається ізотермічна асиметрія. Точка максимальної температури зміщується до керну, тим самим знижуючи температуру на оброблюваній поверхні отвору. На різних режимах

свердління із застосуванням похилого профілю з кутом $\alpha = 30^\circ$ температура на поверхні отвору знижується до 34% в порівнянні з плоским профілем.

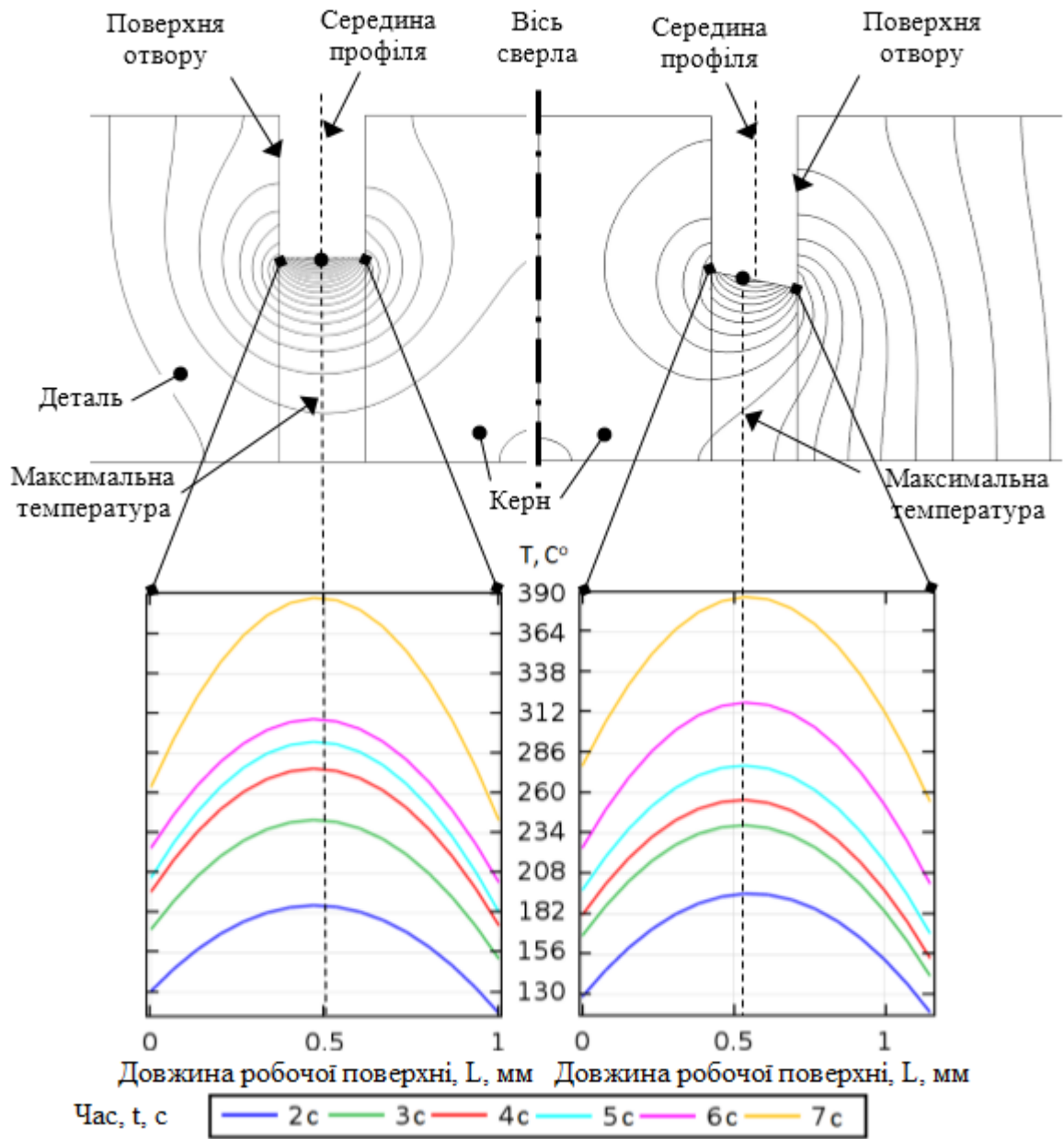


Рисунок 5.4.2.4 – Ізотермічний аналіз (вгорі) і розподіл температури в зоні різання (внизу) щодо часу по довжині робочої поверхні плоского торця (ліворуч) і нахилоного торця (праворуч).

Запропоновані конструкції мають властивість самооформлення геометрії робочої коронки, що дозволяє витримувати задане осьове зусилля різання не вдаючись до повторної правки інструменту та істотно знижувати температуру на оброблюваній поверхні в порівнянні з відомим КС.

5.5. Класифікація дефектів обробки отворів в полімерних композиційних матеріалах

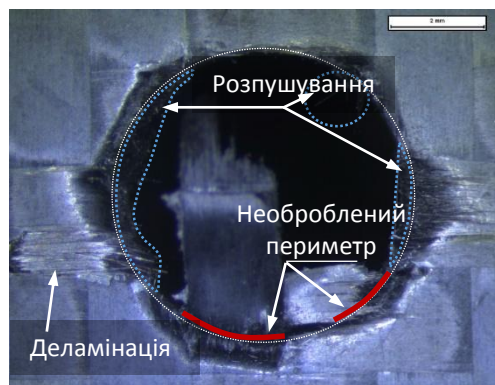
Лот робіт вивчали проблему якості отворів в вуглепластиках, проте, класифікація якісних показників досі відсутня, що створює спікування термінами під час опису експерименту. В закордонній літературі широко відомі два терміни: "*peel-up delamination*" та "*push-down delamination*", що означають деламінацію на вхідній та вихідній кромці, відповідно. Однак тими ж термінами описується виникнення повітряної пори між ламінатами (шарами), зколи матриці та інше. Вказане створює путанину при описі чи цитуванні. Автор, люб'язно пропонує класифікацію дефектів обробки отворів в ПКМ (рис. 5.5.1), що усуває сформовану незручність і висвітлює позицію дефектів, відомих з літератури чи власних експериментів [125, 128, 144].



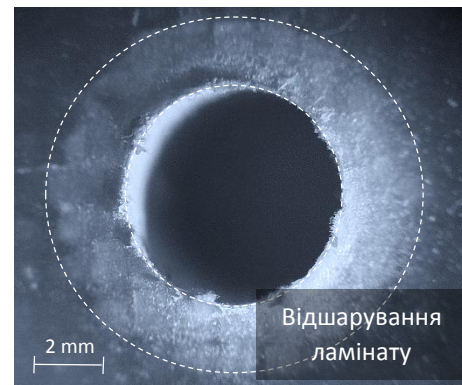
Рисунок 5.5.1

– Класифікація дефектів обробки отворів в ПКМ

При свердлінні ПКМ можуть виникати дефекти пов'язані з властивостями та структурою. Підвищений інтерес викликають останні. Структурні дефекти поділяються на ті, що виникають серед матеріалу (внутрішні) та зовнішні. До першого відносяться термічні дефекти такі як припіки кромки чи термічна деструкція поверхні отвору та відшарування крайнього ламінату через високе осове навантаження, що перевищує його адгезійний зв'язок з масою матеріалу. При значному відшаруванні ламінату, особливо в стеклопластиках, помітний без обладнання повітряний зазор під крайнім шаром (рис. 5.5.2, б).



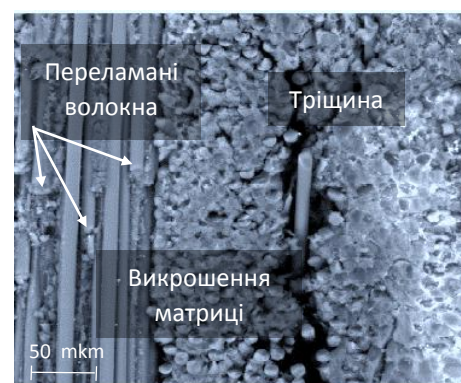
а



б [128]



с [1].



д [28]

Рисунок 5.5.2 – Дефекти отворів в ПКМ

Зовнішні дефекти ідентифікуються на кромці та поверхні отвору. На кромках часто є сліди грубого пошкодження вуглецевої тканини. Пучки волокон, не витримують локального навантаження осової сили і зриваються з поверхні ламінату. Це призводить до декількох дефектів: деламінації входу

чи виходу, що досліджувалося в цій роботі, розпушення кромки – термін відомий як «*fraying*» в роботах Zemann та ін. [31], Heisel і Pfeifroth [32], а також необроблений периметр – аналог терміну «*uncut region*» з робіт Turki та ін. [1] і Grilo та ін. [29] (рис. 5.5.2, а). Останній, було вперше оцінено чисельно в цій роботі. На поверхні отвору деякі волокна можуть бути не видалені із зони різання, інші навпаки – витянуті з матриці, в дослідженні [1] згадуються як «*uncut fibers*» та «*pull out fibers*», відповідно (рис. 5.5.2, с). В залежності від взаємного орієнтування траєкторії руху ріжучих кромки інструменту та схеми армування волокон, останні можуть перебувати цілими жгутами. Також, на поверхні спостерігалось викришення матриці, що інколи приводять до розвитку тріщин. Вказане відображається на подальшій стійкості поверхні отвору, а саме у зниженні її робочого ресурсу та втрати заданої геометричної форми.

ВИСНОВКИ

У дисертації наведене теоретичне узагальнення і нове вирішення наукової задачі підвищення точності форми кромки отворів в вуглепластиках. Головні наукові і практичні результати роботи, на основі яких дисертант претендує на присудження наукового ступеня є:

1. Лаконічно презентовано контент найцитованіших закордонних досліджень стосовно обробки отворів в ПКМ за останні 15 років, що являє практичну цінність для майбутніх дослідників шляхом швидкого орієнтування серед найвідоміших закордонних профільних наукових праць ХХІ століття.

2. Наведено класифікацію дефектів отворів в ПКМ, терміни якої рекомендуються до застосування в описі дослідження чи цитуванні результатів. Запропоновано критерій оцінки якості кромки отвору в *«необроблений периметр»*.

3. Запропоновано новий технологічний спосіб підвищення точності та ефективності обробки отворів в вуглепластиках через застосування *«різнозернистої»* обробки. Спосіб передбачає виконання чорнової та чистової обробки, одночасно, без втрати продуктивності чи якості. На основі висунутої гіпотези, яка утворює новий напрям контролю якісного стану кромки отворів в ПКМ, зниження деламінації досягається через зниження температури різання в крайньому шарі оброблюємого матеріалу, що не призводить до втрати його міцнісних характеристик та збереженню умов різання.

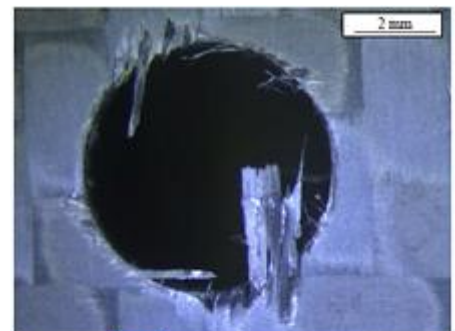
4. Розроблено ряд інструментів для реалізації різнозернистої обробки отворів, яка полягає в сумісництві операцій свердління та зенкерування через послідовно-паралельне видалення операційних припусків на обробку шарами окремих, різних за величиною, фракцій абразиву. Досліди встановили значну ефективність запропонованого оснащення, у зв'язку з чим засіб її реалізації отримав поширення у виді ряду модернізованих конструкцій

алмазних свердл. Технічна новизна дискутуємого захищена 8 деклараційними патентами України.

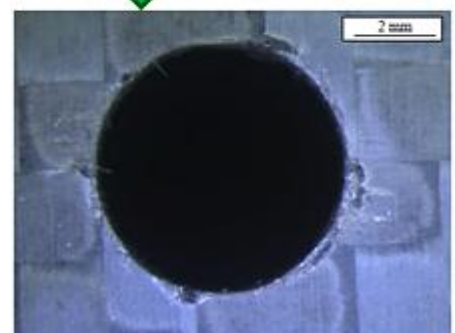
5. Розроблено методику та виконано комплексне експериментальне дослідження, ряд пошукових та перевірочних, в результаті чого усунене протиріччя переваги між спіральним та звичайним кільцевим свердлом, стосовно обробки вуглепластика. Встановлено, що без врахування зносу, геометрія спірального свердла забезпечує меншу величину деламінації вихідної кромки, необроблений периметр кромки, сили різання і температури.

6. Побудовано модель нестационарного теплового поля при кільцевому свердлінні. Гідність моделі забезпечується за рахунок емпіричного базування вхідних даних. Геометрія, початкові та граничні умови відображають реальні положення моделюємого процесу. До переваг необхідно віднести уникнення, класичного в технологіях машинобудування, припущення відсутності зворотного зв'язку теплофізичних властивостей матеріалу з температурою через непридатність аналітичних методів. Припущення усувається за рахунок використання чисельного методу скінчених елементів, в результаті чого, пропонована модель має високий рівень адекватності. Визначено, що сили різання та точність форми вихідної кромки отвору корелюють зі зміною температури в припуску на обробку.

7. Вироблено рекомендації з свердління вуглепластиків, які дозволяють призначати раціональні параметри режиму свердління, що забезпечують необхідну точність оброблених кромки отворів та допустимі силові навантаження на деталь під час обробки. Ці параметри режимів свердління є нормативними провідними матеріалами для технологів при розробці операцій свердління вуглепластиків.



Коригування параметрів процесу



Виведено 8 емпіричних функціональних залежностей: для визначення осьової сили, крутного моменту, деламінації виходу і входу для обох типів інструменту. Виконана оптимізація режимних параметрів процесу по заданій величині відшарування.

8. Результати досліджень впроваджено в процес виготовлення деталей з ПКМ, скла та кераміка на ЧАТ «Фірма Еліпс» (с. Салгани), ТОВ «Фірма Мустанг» (сmt. Сергіївка), ТОВ «Антохій», ТОВ «Медико-інструментальний завод», КП «Ремонтно-будівельна діляниця» (м. Білгород-Дністровський).

ЛІТЕРАТУРА:

1. Piquet R. Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills / R. Piquet, B. Ferret, F. Lachaud, P. Swider // *Applied Science and Manufacturing : Composites*. – Elsevier, 2000. – Vol. 31, Iss. 10, Part A. – P. 1107 – 1115.
2. Enemuoh E. U. An approach for development of damage-free drilling of carbon fiber reinforced thermosets / E. U. Enemuoh, A. S. El-Gizawy, A. C. Okafor // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2001. – Vol. 41. – P. 1795 – 1814.
3. Zhang L. B. Mechanical model for predicting thrust and torque in vibration drilling fibre-reinforced composite materials / L.-B. Zhang, L.-J. Wang et al // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2001. – Vol. 41. – P. 641 – 657.
4. Davim J. P. Drilling carbon fiber reinforced plastics manufactured by autoclave-experimental and statistical study / J. P. Davim, P. Reis // *Materials and Design*. – Elsevier, 2003. – Vol. 24. – P. 315 – 324.
5. Davim J. P. Study of delamination in drilling carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using design experiments / J. P. Davim, P. Reis // *Composite Structures*. – Elsevier, 2003. – Vol. 59. – P. 481 – 487.
6. Hocheng H. Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits / H. Hocheng, C. C. Tsao // *Journal of Materials Processing Technology*. – Elsevier, 2003. – Vol. 140. – P. 335 – 339.
7. Tsao C. C. The effect of chisel length and associated pilot hole on delamination when drilling composite materials / C. C. Tsao, H. Hocheng // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2003. – Vol. 43. – P. 1087 – 1092.
8. Tsao C. C. Taguchi analysis of delamination associated with various drill bits in drilling of composite material / C. C. Tsao, H. Hocheng // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2004. – Vol. 44. – P. 1085 – 1090.
9. Wang X. Investigation on thrust in vibration drilling of fiber-reinforced plastics / X. Wang, L. J. Wang, J. P. Tao // *Journal of Materials Processing Technology*. – Elsevier, 2004. – Vol. 148. – P. 239 – 244.
10. Hocheng H. The path towards delamination-free drilling of composite materials / H. Hocheng, C. C. Tsao // *Journal of Materials Processing Technology*. – Elsevier, 2005. – Vol. 167. – P. 251 – 264.

11. Tsao C. C. Effects of exit back-up on delamination in drilling composite materials using a saw drill and a core drill / C. C. Tsao, H. Hocheng // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – Elsevier, 2005. – Vol. 45. – P. 1261 – 1270.
12. Tsao C. C. Effect of eccentricity of twist drill and candle stick drill on delamination in drilling composite materials / C. C. Tsao, H. Hocheng // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – Elsevier, 2005. – Vol. 45. – P. 125 – 130.
13. Tsao C. C. Computerized tomography and C-Scan for measuring delamination in the drilling of composite materials using various drills / C. C. Tsao, H. Hocheng // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – Elsevier, 2005. – Vol. 45. – P. 1282 – 1287.
14. Durão L. M. P. Delamination analysis after carbon/epoxy plate drilling [Internet resource] / L. M. P. Durão, A. G. Magalhães, João Manuel R. S. Tavares, A. Torres Marques. – 2006. – Access mode : https://web.fe.up.pt/~tavares/downloads/publications/artigos/ENVC2005_artigo_LD_JT.pdf (last access 13.12.2016). – Title from the screen.
15. Fernandes M. Drilling of carbon composites using a one shot drill bit. Part II: empirical modeling of maximum thrust force / M. Fernandes, C. Cook // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – Elsevier, 2006. – Vol. 46. – P. 76 – 79.
16. Hocheng H. Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials / H. Hocheng, C. C. Tsao // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – Elsevier, 2006. – Vol. 46. – P. 1403 – 1416.
17. Arul S. The effect of vibratory drilling on hole quality in polymeric composites / S. Arul, L. Vijayaraghavan, S. K. Malhotra, R. Krishnamurthy // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – Elsevier, 2006. – Vol. 46. – P. 252 – 259.
18. Davim, J. P. A novel approach based on digital image analysis to evaluate the delamination factor after drilling composite laminates / J. P. Davim, J. C. Rubio, A. M. Abrao // Composites Science and Technology. – Elsevier, 2007. – Vol. 67. – P. 1939 – 1945.
19. Velayudham A. Effect of point geometry and their influence on thrust and delamination in drilling of polymeric composites / A. Velayudham, R. Krishnamurthy // Journal of Materials Processing Technology. – Elsevier, 2007. – Vol. 185. – P. 204 – 209.
20. Tsao C. C. Parametric study on thrust force of core drill / C. C. Tsao, H. Hocheng // Journal of Materials Processing Technology. – Elsevier, 2007. – Vol. 192. – P. 37 – 40.

21. Tsao C. C. Taguchi analysis of drilling quality associated with core drill in drilling of composite material / C. C. Tsao // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – Springer, 2007. – Vol. 32. – P. 877 – 884.
22. Tsao C. C. Effect of deviation on delamination by saw drill, *International / C. C. Tsao // Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2007. – Vol. 47. – P. 1132 – 1138.
23. Abrão A. M. The effect of cutting tool geometry on thrust force and delamination when drilling glass fibre reinforced plastic composite / A. M. Abrão, J. C. C. Rubio, P. E. Faria, J. P. Davim // *Materials and Design*. – Elsevier, 2008. – Vol. 29. – P. 508 – 513.
24. Durão L. M. P. Numerical prediction of delamination onset in carbon/epoxy composites drilling / L. M. P. Durão, M. F. S. F. de Moura, A. T. Marques // *Engineering Fracture Mechanics*. – Elsevier, 2008. – Vol. 75. – P. 2767 – 2778.
25. Gaitonde V. N. Analysis of parametric influence on delamination in high-speed drilling of carbon fiber reinforced plastic composites / V. N. Gaitonde, S. R. Karnik et al // *Journal of materials processing technology*. – Elsevier, 2008. – Vol. 203. – P. 431 – 438.
26. Karnik S. R. Delamination analysis in high speed drilling of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using artificial neural network model / S. R. Karnik, V. N. Gaitonde et al // *Materials and Design*. – Elsevier, 2008. – Vol. 29. – P. 1768 – 1776.
27. Tsao C.C. Investigation into the effects of drilling parameters on delamination by various step-core drills / C. C. Tsao // *Journal of Materials Processing Technology*. – Elsevier, 2008. – Vol. 206. – P. 405 – 411.
28. Tsao C. C. Experimental study of drilling composite materials with step-core drill / C. C. Tsao // *Materials and Design*. – Elsevier, 2008. – Vol. 29. – P. 1740 – 1744.
29. Tsao C. C. Evaluation of thrust force and surface roughness in drilling composite material using Taguchi analysis and neural network / C. C. Tsao, H. Hocheng // *Journal of materials processing technology*. – Elsevier, 2008. – Vol. 203. – P. 342 – 348.
30. Nayebi A. Modeling of twist drills wear by a temperature-dependent friction law / A. Nayebi, G. Mauvoisin, H. Vaghefpour // *Journal of materials processing technology*. – Elsevier, 2008. – Vol. 207. – P. 98 – 106.
31. Faraz A. Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates / A. Faraz, D. Biermann, K. Weinert // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2009. – Vol. 49. – P. 1185 – 1196.

32. Marques A. T. Delamination analysis of carbon fibre reinforced laminates: Evaluation of a special step drill / A. T. Marques, L. M. Durão, A. G. Magalhães, J. F. Silva, J. M. R. S. Tavares // *Composites Science and Technology*. – Elsevier, 2009. – Vol. 69. – P. 2376 – 2382.
33. Rawat S. Wear mechanisms and tool life management of WC–Co drills during dry high speed drilling of woven carbon fibre composites / S. Rawat, H. Attia // *Wear*. – Springer, 2009. – Vol. 267. – P. 1022 – 1030.
34. Shyha I. S. Drill geometry and operating effects when cutting small diameter holes in CFRP / I. S. Shyha, D. K. Aspinwall, S. L. Soo, S. Bradley // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2009. – Vol. 49. – P. 1008 – 1014.
35. Quan Y. Investigation on drilling-grinding of CFRP / Y. Quan, W. Zhong // *Front. Mech. Eng. China*. – Springer, 2009. – Vol. 4, Iss, 1. – P. 60 – 63.
36. Durão L. M. P. Drilling tool geometry evaluation for reinforced composite laminates / L. M. P. Durão, D. J. S. Goncalves et al // *Composite Structures*. – Springer, 2010. – Vol. 92. – P. 1545 – 1550.
37. Shyha I. Effect of laminate configuration and feed rate on cutting performance when drilling holes in carbon fibre reinforced plastic composites / I. Shyha, S. L. Soo, D. Aspinwall, S. Bradley // *Journal of Materials Processing Technology*. – Elsevier, 2010. – Vol. 210. – P. 1023 – 1034.
38. Iliescu D. Modeling and tool wear in drilling of CFRP / D. Iliescu, D. Gehin, M. E. Gutierrez, F. Girot // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2010. – Vol. 50. – P. 204 – 213.
39. Brinksmeier E. Drilling of composites and resulting surface integrity / E. Brinksmeier, S. Fangmann, R. Rentsch // *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. – Elsevier, 2011. – Vol. 60. – P. 57 – 60.
40. Lazar M-B. Experimental analysis of drilling fiber reinforced composites / M-B. Lazar, P. Xirouchakis // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2011. – Vol. 51. – P. 937 – 946.
41. Palanikumar K. Experimental investigation and optimization in drilling of GFRP composites / K. Palanikumar // *Measurement*. – Elsevier, 2011. – Vol. 44. – P. 2138 – 2148.
42. Park K-H. Tool wear in drilling of composite/titanium stacks using carbide and polycrystalline diamond tools / K-H. Park, A. Beal, D. Kim, P. Kwon, J. Lantrip // *Wear*. – Springer, 2011. – Vol. 271. – P. 2826 – 2835.
43. Tsao C. C. Evaluation of the drilling-induced delamination of compound core-special drills using response surface methodology based on the Taguchi method / C. C. Tsao // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – Springer, 2011. – Vol. 62. – P. 241 – 247.

44. Tsao C. C. Evaluation of drilling parameters on thrust force in drilling carbon fiber reinforced plastic (CFRP) composite laminates using compound core-special drills / C. C. Tsao, Y. C. Chiu // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2011. – Vol. 51. – P. 740 – 744.
45. Franke V. Drilling of long fiber reinforced thermoplastics—Influence of the cutting edge on the machining results / V. Franke // *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. – Elsevier, 2011. – Vol. 60. – P. 65 – 68.
46. Park K.-H. Tool wear in drilling of composite/titanium stacks using carbide and polycrystalline diamond tools / K.-H. Park, A. Beal, D. (Dae-Wook) Kimb, P. Kwonc, J. Lantrip // *Wear*. – Springer, 2011. – Vol. 271. – P. 2826 – 2835.
47. Heisel U. Influence of Point Angle on Drill Hole Quality and Machining Forces when Drilling CFRP / U. Heisel, T. Pfeifroth // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2012. – Vol. 1. – P. 471 – 476.
48. Karpat Y. Drilling thick fabric woven CFRP laminates with double point angle drills / Y. Karpat, B. Değer, O. Bahtiyar // *Journal of Materials Processing Technology*. – Elsevier, 2012. – Vol. 212. – P. 2117– 2127.
49. Krishnaraj V. Optimization of machining parameters at high speed drilling of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) laminates / V. Krishnaraj, A. Prabukarthi et al // *Composites*. – Elsevier, 2012. – Vol. 43, Part B. – P. 1791 – 1799.
50. Phadnis V. A. Experimental and numerical investigations in conventional and ultrasonically assisted drilling of CFRP laminate / V. A. Phadnis, F. Makhdum, A. Roy, V. V. // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2012. – Vol. 1. – P. 455 – 459.
51. Tanaka H. Experimental Study on Tilted Planetary Motion Drilling for CFRP / H. Tanaka, K. Ohta, R. Takizawa, K. Yanagi // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2012. – Vol. 1. – P. 443 – 448.
52. Tsao C. C. Delamination reduction in drilling composite materials by active backup force / C. C. Tsao, H. Hocheng, Y. C. Chen // *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. – Elsevier, 2012. – Vol. 61. – P. 91 – 94.
53. Tsao C. C. Effect of induced bending moment (IBM) on critical thrust force for delamination in step drilling of composites / C. C. Tsao // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2012. – Vol. 59. – P. 1 – 5.
54. Grilo T. J. Experimental delamination analyses of CFRPs using different drill geometries / T. J. Grilo, R. M. F. Paulo, C. R. M. Silva, J. P. Davim // *Composites*. – Elsevier, 2013. – Vol. 45, Part B. – P. 1344 – 1350.
55. Hintze W. Modeling of delamination during milling of unidirectional CFRP / W. Hintze, D. Hartmann // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2013. – Vol. 8. – P. 444 – 449.

56. Isbilir O. Numerical investigation of the effects of drill geometry on drilling induced delamination of carbon fiber reinforced composites / O. Isbilir, E. Ghassemieh // *Composite Structures*. – Springer, 2013. – Vol. 105. – P. 126 – 133.
57. Khairusshima M. K. N. Effect of chilled air on tool wear and workpiece quality during milling of carbon fibre-reinforced plastic / M. K. N. Khairusshima, C. H. C. Hassan, A. G. Jaharah, A. K. M. Amin, A. N. M. Idriss // *Wear*. – Springer, 2013. – Vol. 302. – P. 1113 – 1123.
58. Mayuet P. Damaged Area based Study of the Break-IN and Break-OUT defects in the Dry Drilling of Carbon fiber Reinforced Plastics (CFRP) / P. Mayuet, A. Gallo et al // *Procedia Engineering*. – Elsevier, 2013. – Vol. 63. – P. 743 – 751.
59. Phadnis V. A. Drilling in carbon/epoxy composites: Experimental investigations and finite element implementation / V. A. Phadnis, F. Makhdum, A. Roy, V. V. Silberschmidt // *Composites*. – Elsevier, 2013. – Vol. 47, Part A. – P. 41 – 51.
60. Rubio J. C. C. Investigations on the drilling process of unreinforced and reinforced polyamides using Taguchi method / J. C. C. Rubio, L. J. da Silva et al // *Composites*. – Elsevier, 2013. – Vol. 55, Part B. – P. 338 – 344.
61. Singh A. P. Modelling of Thrust Force during Drilling of Fibre Reinforced Plastic Composites / A. P. Singh, Dr. M. Sharma // *Procedia Engineering*. – Elsevier, 2013. – Vol. 51. – P. 630 – 636.
62. Wang X. Tool wear of coated drills in drilling CFRP / X. Wang, P. Y. Kwon, C. Sturtevant, D. Kim, J. Lantrip // *Journal of Manufacturing Processes*. – Elsevier, 2013. – Vol. 15. – P. 127 – 135.
63. Zitoune R. Tribo-functional design of double cone drill implications in tool wear during drilling of copper mesh/CFRP/woven ply / R. Zitoune, M. El Mansori, V. Krishnaraj // *Wear*. – Springer, 2013. – Vol. 302. – P. 1560 – 1567.
64. Abhishek K. Optimization of thrust, torque, entry, and exist delamination factor during drilling of CFRP composites / K. Abhishek, S. Datta, S. S, Mahapatra // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – Springer, 2013. – Vol. 76, Iss. 1. – P. 401 – 416.
65. Mehbudi P. Applying ultrasonic vibration to decrease drilling-induced delamination in GFRP laminates / P. Mehbudi, V. Baghlani, J. Akbari, A. R. Bushroa, N. A. Mardi // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2013. – Vol. 6. – P. 577 – 582.
66. Díaz-Álvarez J. Theoretical Estimation of Thermal Effects in Drilling of Woven Carbon Fiber Composite / J. Díaz-Álvarez, A. Olmedo, C. Santiuste, M. H. Miguélez // *Materials*. – MDPI, 2014. – Vol. 7. – P. 4442 – 4454.

67. Feito N. Numerical prediction of delamination in CFRP drilling / N. Feito, J. Lopez-Puente, C. Santiuste, M. H. Miguelez // *Composite Structures*. – Elsevier, 2014. – Vol. 108. – P. 677 – 683.
68. Feito N. Experimental Analysis of the Influence of Drill Point Angle and Wear on the Drilling of Woven CFRPs / N. Feito, J. Díaz-Álvarez, A. Díaz-Álvarez, J. L. Cantero, M. H. Miguélez // *Materials*. – MDPI, 2014. – Vol. 7. – P. 4258-4271.
69. Hansda S. Optimizing Multi Characteristics in Drilling of GFRP Composite using Utility Concept with Taguchi's Approach / S. Hansda, S. Banerjee // *Procedia Materials Science*. – Elsevier, 2014. – Vol. 6. – P. 1476 – 1488.
70. Karpat Y. A mechanistic approach to investigate drilling of UD-CFRP laminates with PCD drills / Y. Karpat, O. Bahtiyar, B. Değer, B. Kaftanoğlu // *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. – Elsevier, 2014. – Vol. 63. – P. 81 – 84.
71. Karpat Y. Experimental evaluation of polycrystalline diamond tool geometries while drilling carbon fiber-reinforced plastics / Y. Karpat, B. Değer, O. Bahtiyar // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – Springer, 2014. – Vol. 71. – P. 1295 – 1307.
72. Li M. J. Influence of lay-up configuration and feed rate on surface integrity when drilling carbon fibre reinforced plastic (CFRP) composites / M. J. Li, S. L. Soo, D. K. Aspinwall, D. Pearson, W. Leahy // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2014. – Vol. 13. – P. 399 – 404.
73. McCallum S. Assessing the application of Hi-Lok[®] fasteners for the repair of open-hole and delaminated CFRP / S. McCallum, H. Hoshi, Y. Iwahori, S. Sugimoto // *Composites*. – Elsevier, 2014. – Vol. 6, Part A. – P. 241 – 251.
74. Ramirez C. Tool wear monitoring and hole surface quality during CFRP drilling / C. Ramirez, G. Poulachon, F. Rossi, R. M'Saoubi // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2014. – Vol. 13. – P. 163 – 168.
75. Rahme P. Drilling of thick composite material with a small-diameter twist drill / P. Rahme, Y. Landon, F. Lachaud, R. Piquet, P. Lagarrigue // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – Springer, 2014. – Vol. 76, Iss. 9. – P. 1543 – 1553.
76. Slamani M. Comparison of two models for predicting tool wear and cutting force components during high speed trimming of CFRP / M. Slamani, J-F. Chatelain, H. Hamedanianpour // *International Journal of Material Forming*. – Springer, 2014. – Vol. 8, Iss. 2 – P. 305 – 316
77. Wang H. Investigation on delamination morphology during drilling composite laminates / H. Wang, J. Sun, J. Li, W. Li // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – Springer, 2014. – Vol. 74. – P. 257 – 266.

78. Makhdum F. Effect of ultrasonically-assisted drilling on carbon-fibre-reinforced plastics / F. Makhdum, V. A. Phadnis, A. Roy, V. Silberschmidt // *Journal of Sound and Vibration*. – Elsevier, 2014. – Vol. 333. – P. 5939 – 5952.
79. Pecat O. Tool wear analyses in low frequency vibration assisted drilling of CFRP/Ti6Al4V stack material / O. Pecat, E. Brinksmeier // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2014. – Vol. 14. – P. 142 – 147.
80. Zemann R. Vibration Assisted Machining of Carbon Fibre Reinforced Polymers / R. Zemann, L. Kain, F. Bleicher // *Procedia Engineering*. – Elsevier, 2014. – Vol. 69. – P. 536 – 543.
81. Cong W. L. Rotary ultrasonic machining of CFRP: A mechanistic predictive model for cutting force / W. L. Cong, Z. J. Pei, X. Sun, C. L. Zhang // *Ultrasonics*. – Elsevier, 2014. – Vol. 54. – P. 663 – 675.
82. Xu W. On the mechanics and material removal mechanisms of vibration-assisted cutting of unidirectional fibre-reinforced polymer composites / W. Xu, L. C. Zhang // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2014. – Vol. 80. – P. 1 – 10.
83. Turki Y. Experimental investigation of drilling damage and stitching effects on the mechanical behavior of carbon/epoxy composites / Y. Turki, M. Habak // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2014. – Vol. 87. – P. 61 – 72.
84. Eneyew E. D. Experimental study of surface quality and damage when drilling unidirectional CFRP composites / E. D. Eneyew, M. Ramulu // *The Journal of Materials Research and Technology*. – Elsevier, 2014. – Vol. 3, Iss. 4. – P. 354 – 362.
85. An Q. Study on the cutting mechanics characteristics of high-strength UD-CFRP laminates based on orthogonal cutting method / Q. An, W. Ming, X. Cai, M. Chen // *Composite Structures*. – Elsevier, 2015. – Vol. 131. – P. 374 – 383.
86. Bonnet C. CFRP drilling: Fundamental study of local feed force and consequences on hole exit damage / C. Bonnet, G. Poulachon, J. Rech, Y. Girard, J. P. Costes // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2015. – Vol. 94. – P. 57 – 64.
87. Çelik A. Investigation on the performance of SiAlON ceramic drills on aerospace grade CFRP composites / A. Çelik, I. Lazoglu, A. Karaa, F. Kara // *Journal of Materials Processing Technology*. – Elsevier, 2015. – Vol. 223. – P. 39 – 47.
88. Çelik A. Wear on SiAlON ceramic tools in drilling of aerospace grade CFRP composites / A. Çelik, I. Lazoglu, A. Kara, F. Kara // *Wear*. – Springer, 2015. – Vol. 338. – P. 11 – 21.
89. Henerichs M. Machining of carbon fiber reinforced plastics: Influence of tool geometry and fiber orientation on the machining forces / M. Henerichs, R. Voß,

- F. Kuster, K. Wegener // *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. – Elsevier, 2015. – Vol. 9. – P. 136 – 145.
90. Kahwash F. Modelling of cutting fibrous composite materials: current practice, 3rd CIRP Global Web Conference / F. Kahwash, I. Shyhaa, A. Maheri // *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2015. – Vol. 28. – P. 52 – 57.
91. Karpát Y. Comparative analysis of PCD drill designs during drilling of CFRP laminates / Y. Karpát, O. Bahtiyar // 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, *Procedia CIRP*. – Elsevier, 2015. – Vol. 31. – P. 316 – 321.
92. Merino-Perez J.L. On the temperatures developed in CFRP drilling using uncoated WC-Co tools Part I: Workpiece constituents, cutting speed and heat dissipation / J.L. Merino-Perez, R. Royer, S. Ayvar-Soberanis, E. Merson, A. Hodzic // *Composite Structures*. – Elsevier, 2015. – Vol. 123. – P. 161 – 168.
93. Merino-Perez J.L. On the temperatures developed in CFRP drilling using uncoated WC-Co tools Part II: Nanomechanical study of thermally aged CFRP composites / J.L. Merino-Perez, A. Hodzic, E. Merson, S. Ayvar-Soberanis // *Composite Structures*. – Elsevier, 2015. – Vol. 123. – P. 30 – 34.
94. Дударев А.С. Повышение эффективности и качества обработки отверстий на основе стабилизации процесса сверления изделий из полимерных композиционных материалов / А. С. Дударев // Пермск. гос. техн. ун-тет, дис. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. – Пермь, 2009. – 173 с.
95. Hubber J. Innovated manufacture for automated drilling operation / J. Hubber, C. Micillo // *proceeding of Autofact west*. – SME, 1980. – Vol. 2. – P. 292 – 316.
96. Степанов А. А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов / А. А. Степанов. – Л. : «Машиностроение», 1987. – 176 с.
97. Дрожжин, В. И. Физические особенности и закономерности процесса резания слоистых пластмасс : дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01 : защищена 22.03.1982 : утв. 03.11.1982 / Владимир Иванович Дрожжин. – Харьков, 1982. – 32 с.
98. Elamn C, J. Electrical Discharge Machining / C. J. Elamn // *Society of Manufacturing Engineers*. – Michigan, 2001. – 332 p.
99. Strong, A. B. Cutting cured carbon fiber composites using electrical discharge machining / A. B. Strong, T. Crockett, R. S. Merrell, J. D. Dredge // *Society of Aerospace Materials and Process Engineers*. – SAMPE, 1991. – Vol. 22, Iss. 3. – P. 40 – 45.
100. Guu, H. Y. Effect of electrical discharge machining on the characteristics of carbon fiber reinforced carbon composite / H. Y. Guu, H. Hocheng, H. N. Tai, Y. S. Liu // *Journal of Material Science*. – Springer, 2001. – Vol. 36 – P. 2037 – 2043.

101. George, P. M. EDM machining of carbon-carbon composite a Teguchi approach / M. P. George, L. M. Manocha, B.K. Rangunath, A. M. Warriar // *Journal of Material Processing Technology*. – Elsevier, 2004. – Vol. 145. – P. 66 – 71.
102. Lau, S.W. Electrical discharge machining of carbon fiber composite materials / S.W. Lau, M. Wang, B.W. Lee // *International Journal of Machine Tools Manufacture*. – Elsevier, 1990. – Vol. 30, Iss. 2. – P. 297 – 308.
103. Sheikh-Ahmad J. Y. Drilling of carbon/epoxy composites by electrical discharge machining / J. Y. Sheikh-Ahmad, S. R. Shinde // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 2016. – Vol. 18, Iss. 1. – P. 3 – 17.
104. Wang D. H. Orthogonal cutting mechanisms of graphite / epoxy composite. Part I: unidirectional laminate / D. H. Wang, M. Ramulu, D. Arola // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – Elsevier, 1995. – Vol. 35. – P. 1623 – 1630.
105. Колесник В. А. Температура резания при сверлении пакетов углепластик/титановый сплав / В. А. Колесник, Д. В. Криворучко, Д. Митал // *Резание и инструмент в технологических системах : междунар. науч.-техн. сб.* – Харьков : НТУ "ХПИ", 2015. – Вып. 85. – С. 126 – 136.
106. Залого В. А. Измерение температуры при сверлении волокнистых полимерных композиционных материалов / В. А. Залого, Д. В. Криворучко, В. А. Колесник, А. А. Нешта, И. О. Осадчий // *Резание и инструменты в технологических системах*. – Сумы, 2013. – Вып. 83. – С. 138 – 145.
107. Лупкин Б. В. Сверление ПКМ сверлами с подрезающими режущими кромками / Б. В. Лупкин, О. М. Кошкина, А. Л. Касс // *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии*. – Харьков, 2011. – № 49, 20. (2011) – с. 68 – 80.
108. Hocheng H. Delamination during drilling in composite laminates / H. Hocheng, C. K. H. Dharan // *Journal of Engineering for Industry*. – ASME, 1990. – Vol. 112. – P. 236 – 239.
109. Upadhyay P. C. On the evaluation of critical thrust for delaminationfree drilling of composite laminates / P. C. Upadhyay, J. S. Lyons // *Journal of Reinforced Plastics and Composites*. – SAGE, 1999. – Vol.18. – P. 287 – 303.
110. DeFu L. A review of mechanical drilling for composite laminates / L. DeFu, T. YongJun, W. L. Cong // *Composite Structures*. – Elsevier, 2012. – Vol. 94. – P. 1265–1279.
111. Khashaba U. A. Machinability analysis in drilling woven GFR/epoxy composites: Part I – effect of machining parameters / U. A. Khashaba, E. I. Sobaty, A. I. Selmy, A. A. Megahed // *Composites*. – Elsevier, 2010. – Vol. 41, Part A. – P. 391 – 400.

112. Bisby L. A. Response to fire of concrete structures that incorporate FRP / L. A. Bisby, M. F. Green, V.K.R. Kodur // *Progress in Structural Engineering and Materials*. – Wiley, 2005. – Vol. 7, Iss. 3. – P. 136 – 149.
113. Katz A. Effect of high temperature on the bond strength of FRP rebars / A. Katz, N. Berman, L. C. Bank // *Journal of Composites for Construction*. – North Carolina, 1999. – Vol. 3, Iss. 2. – P. 73 – 81.
114. Benichou N. Fire Performance of Fibre-Reinforced Polymer Systems Used for the Repair of Concrete Buildings / N. Benichou, V.K.R. Kodur, M.F. Green, L.A. Bisby // *Construction Technology*. – IRC CNRC, 2010. – Update № 74. – P. 1 – 5.
115. Yi L. J. A study on mechanical behavior of the carbon fiber composite sandwich panel with pyramidal truss cores at different temperatures / L. J. Yi, Z. Z. Gong, W. LinZhi // *Science China. Physics, Mechanics & Astronomy*. – Harbin, 2012. – Vol. 55, № 11. – P. 2135 – 2142.
116. Ruggles-Wrenn M. B. Effects of temperature and environment on mechanical properties of two continuous carbon-fiber automotive structural composites / M. B. Ruggles-Wrenn // *Metals and Ceramics Division*. – Springer, 2003. – 117 p.
117. Yashiro, T. Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP / T. Yashiro, T. Ogawa, H. Sasahara // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – Elsevier, 2013. – Vol. 70. – P. 63 – 69.
118. Криворучко Д. В. Исследование свойств волокнистых полимерных композиционных материалов / Д. В. Криворучко, И. О. Осадчий, В. А. Колесник // *Сучасні технології в машинобудуванні*. – Харків, 2014. – Вип. 9. – С. 74 – 82.
119. Альтшуллер Г. С. Творчество как точная наука: Теория решения изобретательских задач / Г. С. Альтшуллер. – М.: Сов. радио, 1979. – 98 с.
120. Авторское свидетельство СССР, МПК В 28 D. Абразивный прерывистый круг / И. М. Буюкли (Украинская ССР). — № SU 1388269 A1 ; заяв. 26.06.1985 ; опуб. 15.04.1988, Бюл. № 14.
121. Пат. 92382 Україна, МПК В 28 D 1/12, В 24 D 5/00. Абразивне кільцеве свердло / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201403069 ; заявл. 26.03.2014 ; надр. 11.08.2014, Бюл. № 15.
122. Сороченко В. Г. Теплообразование и температура резания при алмазно-абразивном шлифовании полимерных композиционных материалов / В. Г. Сороченко // *прогресивні технології і системи машинобудування*. – Киев, 2009. – Т. 38. – С. 214 – 224.
123. Балыков А.В. Работоспособность алмазных сверл, изготовленных из различных марок алмазного сырья / А. В. Балыков, Н. Ф. Кирова, А. А. Цесарский // *Журнал «Алмазы и сверхтвердые материалы»*, М.: НИИМАШ, 1975. – Вып. 4. – С. 7 – 10.

124. Тарасюк А. П. Выбор рациональных условий резания полимерных композитов, обеспечивающих максимальные показатели качества поверхности / А. П. Тарасюк, А. А. Назаркин // *Машинобудування*. – Харьков, 2012. – № 10. – С. 115 – 127.
125. Melentiev R. Y. Effects of tool geometry on delamination and part quality in CFRP drilling : A review : 3rd CIRP Conference on Surface Integrity, 8 – 10 June 2016 y., North Carolina, USA, 2016. / R. Y. Melentiev, P. C. Priarone, M. Robiglio, L. Settineri. – *Procedia CIRP* 45, 2016. – P. 31 – 34.
126. Мелентьев Р. Ю. Определение площади срезаемых структурных фаз при алмазном сверлении полимерных композиционных материалов / Р. Ю. Мелентьев // *Пр. Одес. політехн. ун-ту*. – Одесса, 2013. – Вип. 3(42). – С. 55 – 59.
127. Charles V. L. Computational Frameworks for the Fast Fourier Transform / V. L. Charles // *Society for Industrial and Applied Mathematics*. – SIAM, 1992. – 233 p.
128. Мелентьев Р. Ю. Особенности сверления углепластика / Р. Ю. Мелентьев, В.В. Натальчишин // *Пр. Одес. політехн. ун-ту*. – Одесса, 2014. – Вип. 2(44). – С. 27 – 33.
129. Дударев, А. С. Конструкции сверл и фрез для алмазно-абразивной обработки стеклопластиков и углепластиков / А. С. Дударев // *Известия ТулГУ. Технические науки*. – Тула, 2012. – № 1. – С. 361 – 370.
130. Балыков, А. В. Повышение эффективности обработки отверстий в деталях из хрупких неметаллических материалов на основе алмазного сверления : дис. д-ра техн. наук : 05.03.01 / А. В. Балыков. – М., 2004. – 449 с.
131. Дульнев Г. Н., Теплопроводность смесей и композиционных материалов / Г. Н. Дульнев, Ю. П. Заричняк // *Справ. книга*. – Л. : Энергия. Ленингр. отд-ние, 1974. – 264 с.
132. Михайловский, К. В. Разработка высокотеплопроводных полимерных композиционных материалов для космических конструкций / К. В. Михайловский, П. В. Просунцов, С. В. Резник // *Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Сер. «Машиностроение»*. – М., 2012. – № 3. – С. 98–106.
133. Лыков А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков // *Технико-теоритическая литература*. – М., 1952. – 392 с.
134. В. А. Сипайлов. Тепловые процессы при шлифовании и управлении качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.
135. Carslaw H. S. Introduction to the mathematical theory of the conduction of heat in solids / H. S. Carslow // *Dover publication*. – New York, 1945. – 268 p.
136. Heat Transfer Module User's Guide. Version: May 2012, COMSOL 4.3 [Electronic resource] / *Comsol Multiphysics*, 2013. – Access mode:

- https://cdn.comsol.com/documentation/4.3.0.184/COMSOL_ReleaseNotes.pdf (last access: 17.011.16).
137. Ван Фо Фы Г. А. Конструкции из армированных пластмасс / Г. А. Ван Фо Фы. – К. : Техника, 1971. – 220 с.
 138. Мелентьев, Р. Ю. Определение теплопроводности полимерных композиционных материалов / Р. Ю. Мелентьев // Науч. вестн. Донецк. гос. металлург. акад. — Донецк, 2013. — № 2 (12Е). — С. 123 – 130.
 139. Мелентьев Р. Ю. Компьютерное моделирование теплового поля в элементарном объеме полимерных композиционных материалов / Р. Ю. Мелентьев // Проблемы машиностроения. – Харьков, 2014. – Т. 17, № 2. – С. 3 – 8.
 140. Melentiev R. Y., Numerical simulation of thermal field in fiber composite materials / R. Y. Melentiev // Odes'kyi Politechnichniy Universytet Pratsi. — Odessa, 2016. — Iss. 1 (48). – P. 9 – 17.
 141. Ohlhorst C. W. Thermal Conductivity Database of Various Structural Carbon-Carbon / C. W. Ohlhorst, W. L. Vaughn, O. P. Ransone, H-T. Tsou // Composite Materials. Langley Research Center. – Virginia, 1997. – NASA Technical Memorandum 4787. – 96 p.
 142. Battaglia J. Carbon epoxy composites thermal conductivity at 80 K and 300 K / J. Battaglia, M. Saboul, J. Pailhes, A. Saci, A. Kusiak, O. Fudym // Journal of Applied Physics in American Institute of Physics. – SAM, 2014. – Vol. 115 (22). – P. 223516-1 – 223516-4.
 143. Голованов А. Н. Восстановление эффективных коэффициентов теплопроводности углепластиковых материалов в условиях теплового нагружения от плазменной струи / А. Н. Голованов, А. Я. Кузин // Вестн. Томск. гос. ун-та. матем. и мех. – Томск, 2010. – № 4 (12). – С. 83 – 89.
 144. Мелентьев Р. Ю. Особенности механической обработки полимерных композиционных материалов / Р. Ю. Мелентьев, В. В. Натальчишин // Зб. наук. пр. нац. ун-ту кораблебуд. — Миколаїв, 2013. — № 4 (449). — С. 30 – 34.
 145. Мелентьев Р. Ю. Многослойное кольцевое сверло : тез. докл. XX Междунар. науч.-практ. конф. «Роль науки в развитии социума: теоретические и практические аспекты», г. Екатеринбург, 13 – 15 мая 2016 г. / Р. Ю. Мелентьев. – Екатеринбург, 2016. – С. 8 – 10.
 146. Melentiev R. Y. The new designs of diamond drill bits for composite polymers tooling / R. Y. Melentiev // Odes'kyi Politechnichniy Universytet Pratsi. — Odessa, 2014. — Iss. 3 (47). – P. 24 – 34.
 147. Лищенко Н. В. Определение температуры прерывистого шлифования / Н. В. Лищенко, В. П. Ларшин, А. В. Якимов // Пр. Одес. політехн. ун-ту. – Одесса, 2012. – № 2. – С. 80 – 85.

148. Ларшин В. П. Температура прерывистого шлифования без принудительного охлаждения / В. П. Ларшин, Н. В. Лищенко // Наукові нотатки. – Луцьк, 2013. – Вип. 41 (1). – С. 154 – 159.
149. Ларшин, В. П. Определение температуры шлифования при импульсном тепловом потоке / В. П. Ларшин, Н. В. Лищенко // Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві. – Херсон, 2013. – Вип. 1 (2). – С. 41 – 49.
150. Мурзин, Л. М. Роль смазочно-охлаждающей жидкости в процессе алмазного сверления / Л. М. Мурзин, Ю. Ю. Колосовский // Вісник СевНТУ. Машиноприладобудування та транспорт. – Севастополь, 2010. – Вип. 107. – С.161 – 164.
151. Пат. 88720 Україна, МПК В 28 D 1/12. Абразивне конічне свердло / В. П. Ларшин, Н. В. Ліщенко, Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201313139 ; заявл. 11.11.2013 ; надр. 25.03.2014, Бюл. № 6.
152. Пат. 92358 Україна, МПК В 28 D 1/12, В 24 D 5/00. Абразивне Архімедове свердло / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201402925 ; заявл. 24.03.2014 ; надр. 11.08.2014, Бюл. № 15.
153. Пат. 92485 Україна, МПК В 28 D 5/00, В 28 D 1/12. Абразивне клиновидне свердло / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201314191 ; заявл. 05.12.2013 ; надр. 26.08.2014, Бюл. № 16.
154. Пат. 106285 Україна, МПК В 24 D 5/14, В 28 D 1/12. Абразивне перфороване свердло з віконцем / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201509355 ; заявл. 28.09.2015; надр. 25.04.2016, Бюл. № 8.
155. Пат. 107074 Україна, МПК В 28 D 1/14. Абразивне грановане свердло / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201509758 ; заявл. 08.10.2015 ; надр. 25.04.2016, Бюл. № 10.
156. Балыков А. В. Алмазное сверление отверстий / А. В. Балыков, А. А. Цесарский // Обмен опытом в радиопромышленности. – М., 1976. – Вып. 8. – С. 31 – 36.

ДОДАТКИ

ISCAR SCD 060-020-060 AP3 908

50 м/хв

40 м/хв

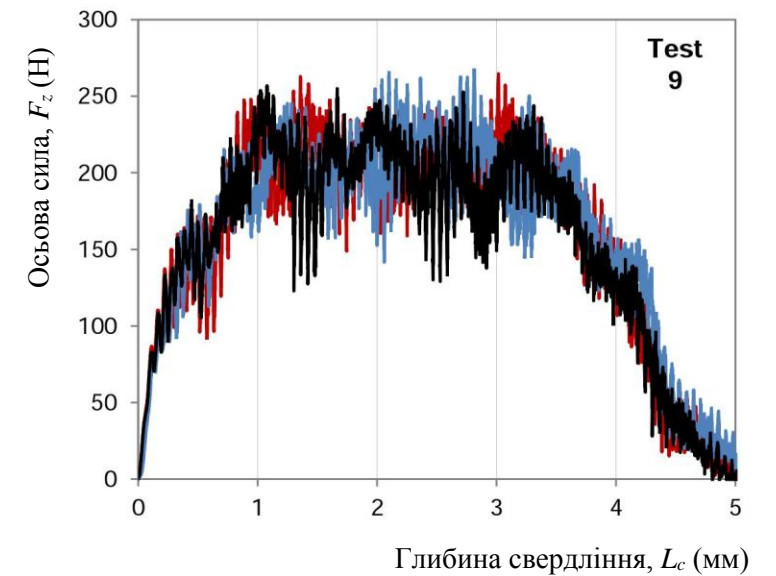
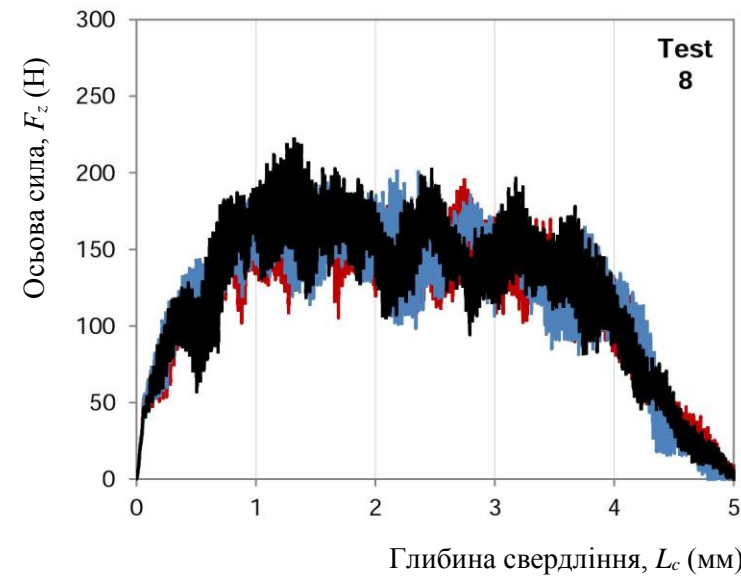
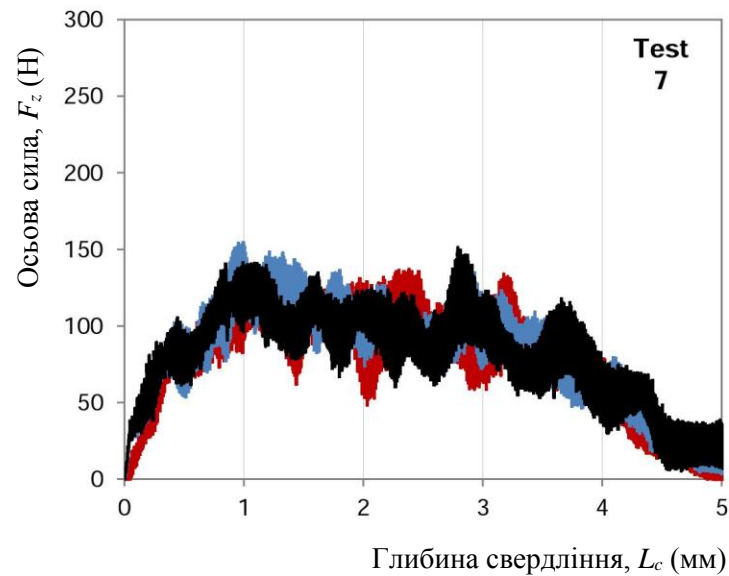
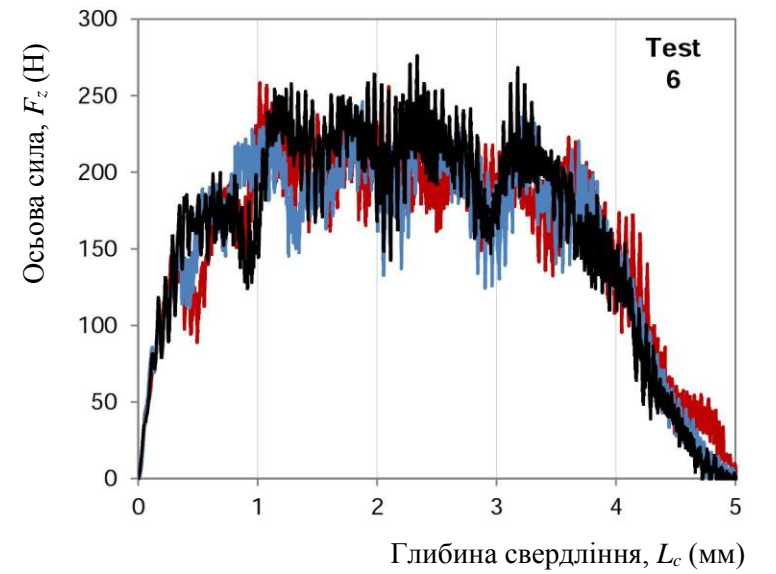
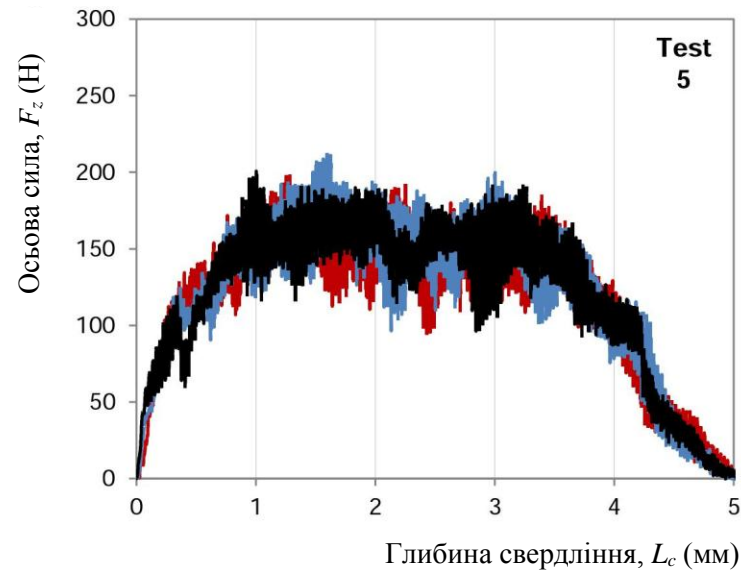
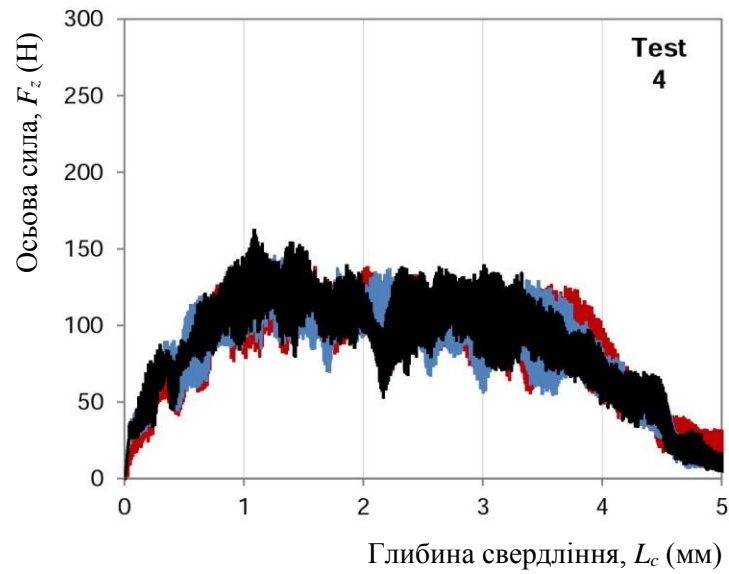
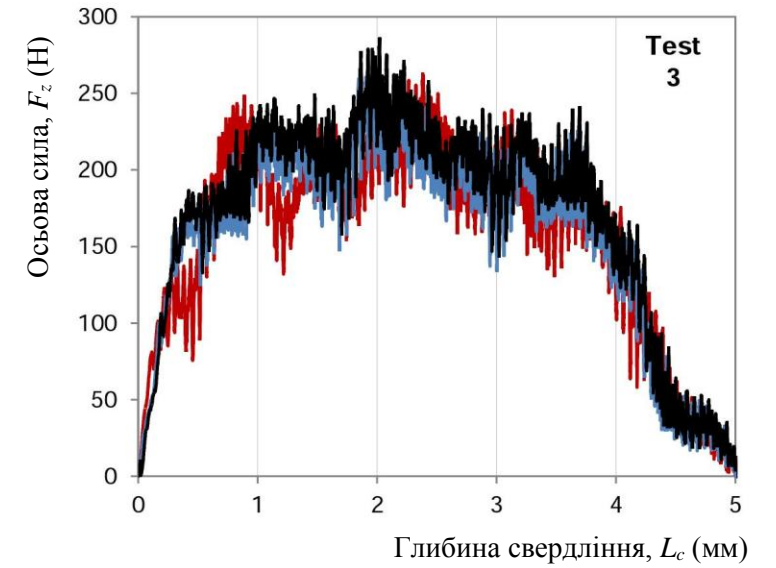
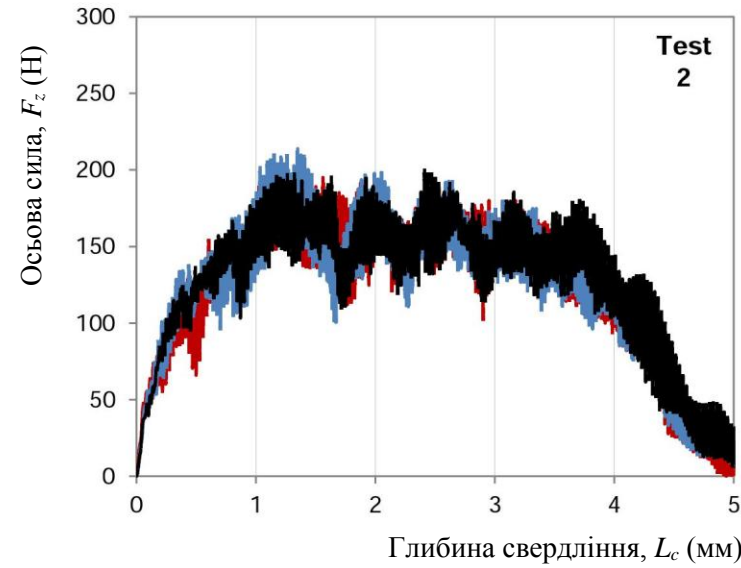
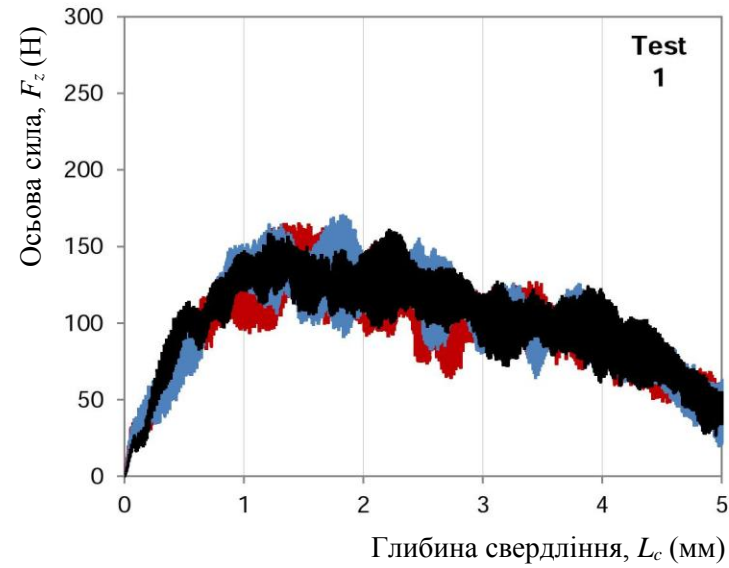
Шв. різання 30 м/хв

0,02 мм/об

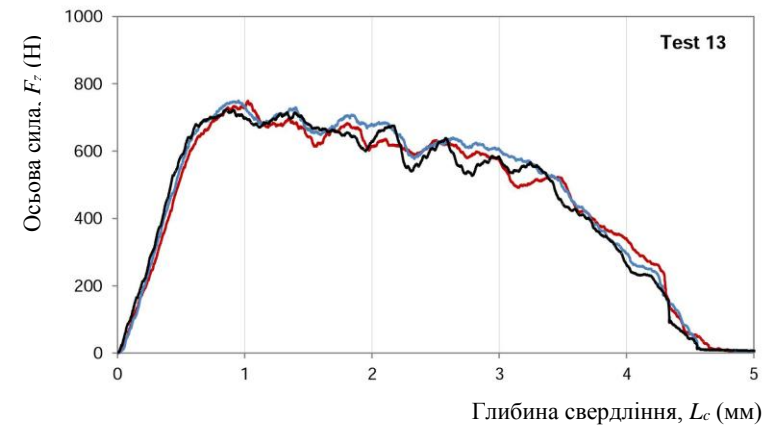
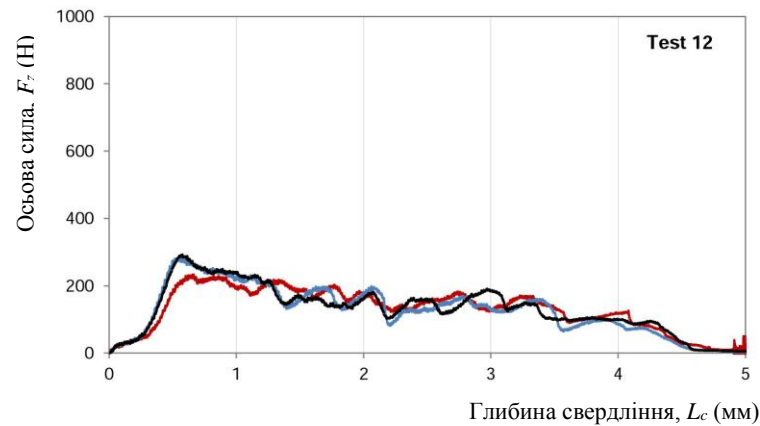
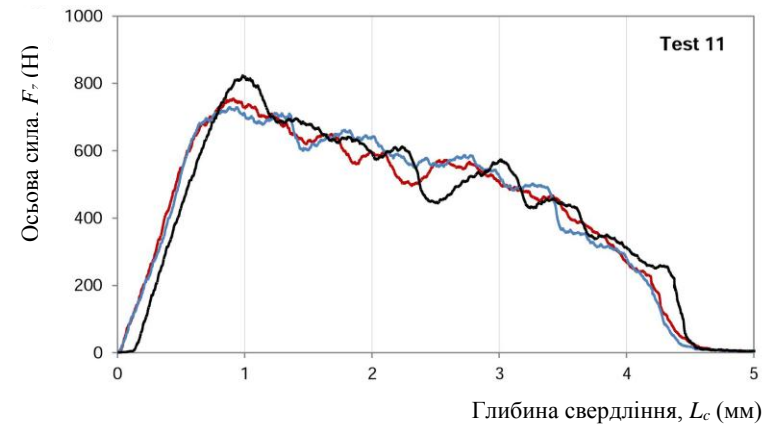
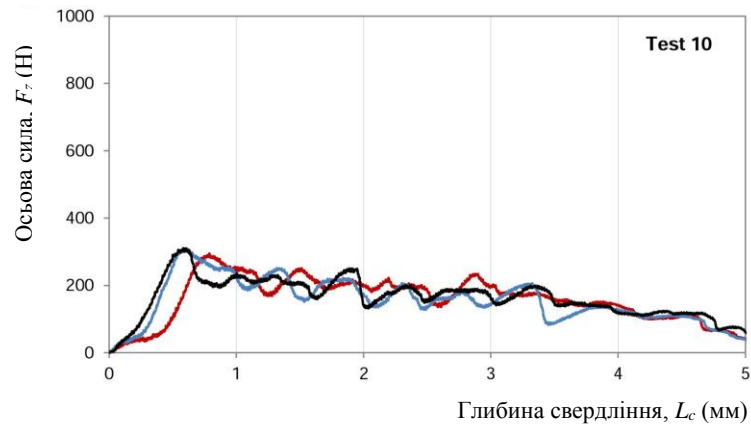
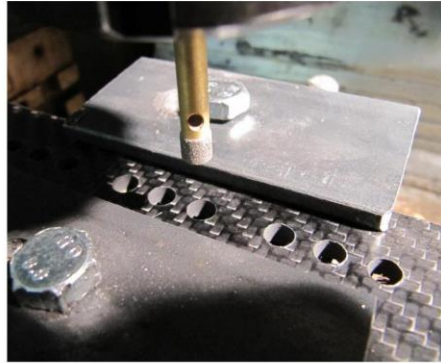
0,06 мм/об

0,12 мм/об

Подача

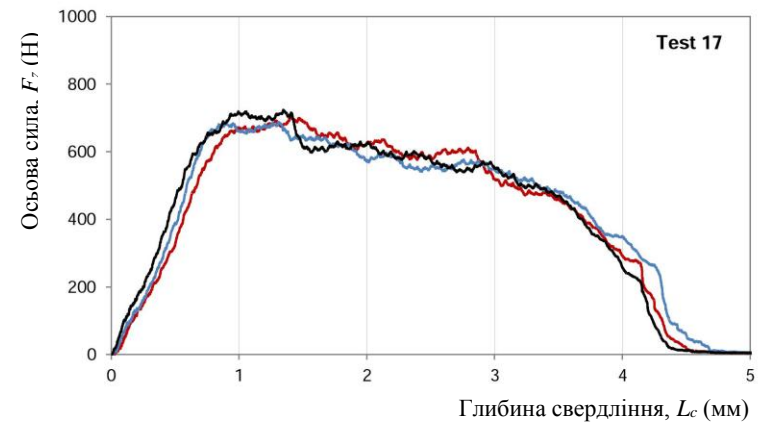
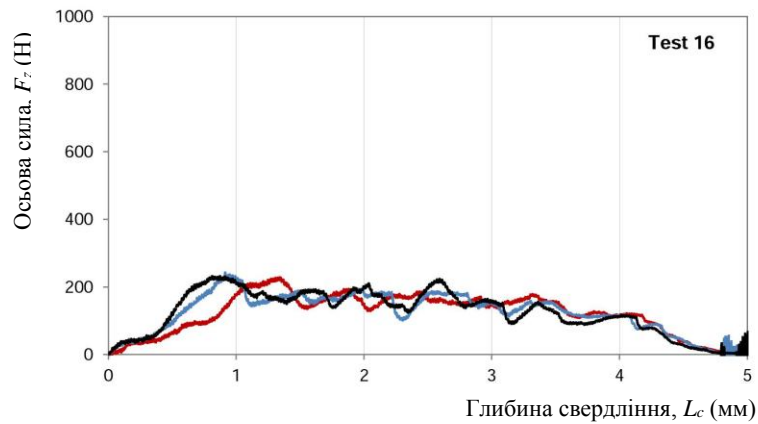
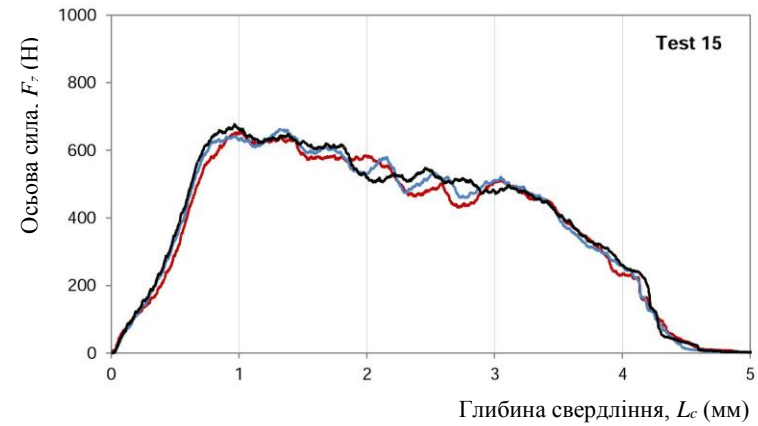
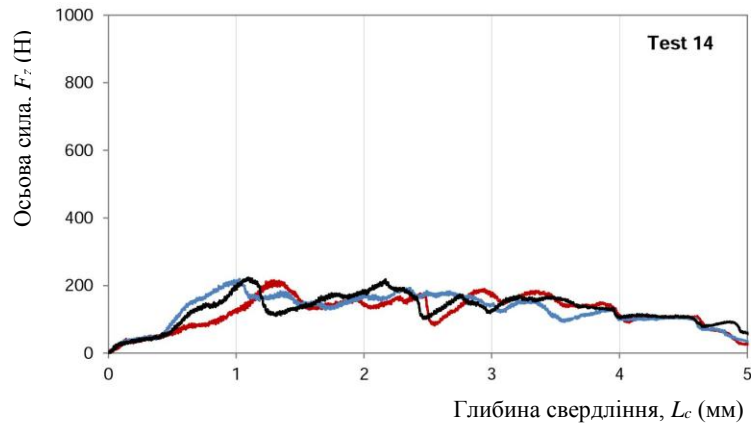


Test	Швидк. різання, v_c (мм/хв)	Оберти шпинделя, n (мм/хв)	Осьова подача, f (мм/хв)	Осьова швидкість v_f (мм/хв)
10	30	1592	0.02	32
11	30	1592	0.06	95
12	40	2123	0.02	42
13	40	2123	0.06	127



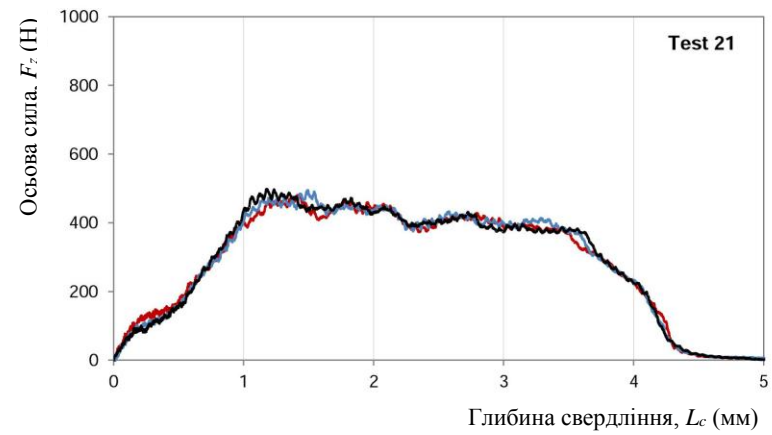
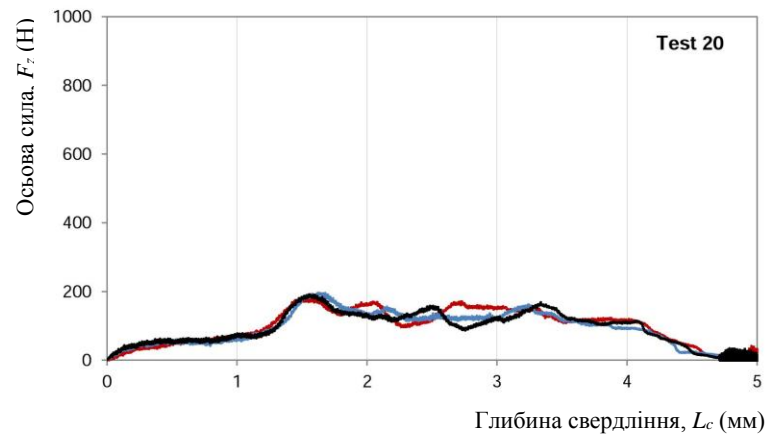
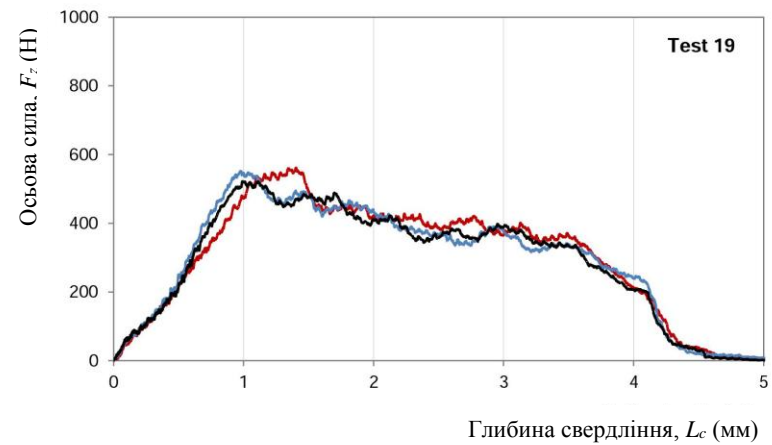
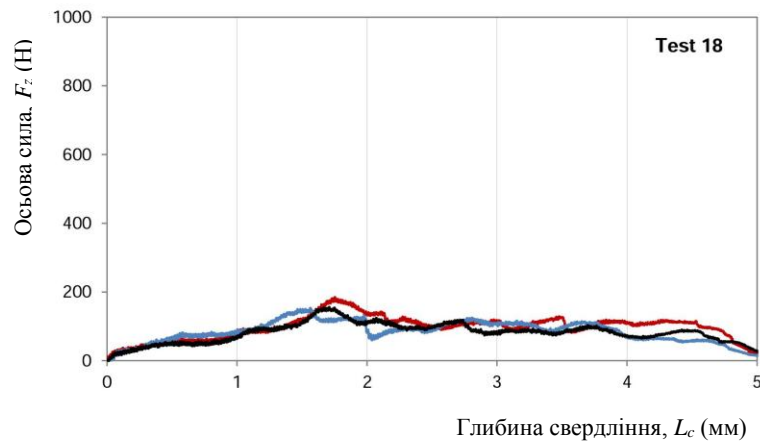
Ілюстрація А.2 – Осьова сила при свердлінні кільцевим свердлом, фракція 63/50 мкм

Test	Швидк. різання, v_c (мм/хв)	Оберти шпинделя, n (мм/хв)	Осьова подача, f (мм/хв)	Осьова швидкість v_f (мм/хв)
14	30	1592	0.02	32
15	30	1592	0.06	95
16	40	2123	0.02	42
17	40	2123	0.06	127



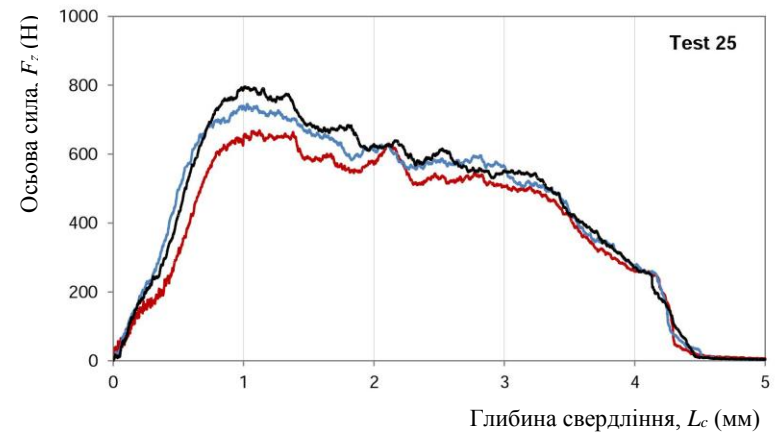
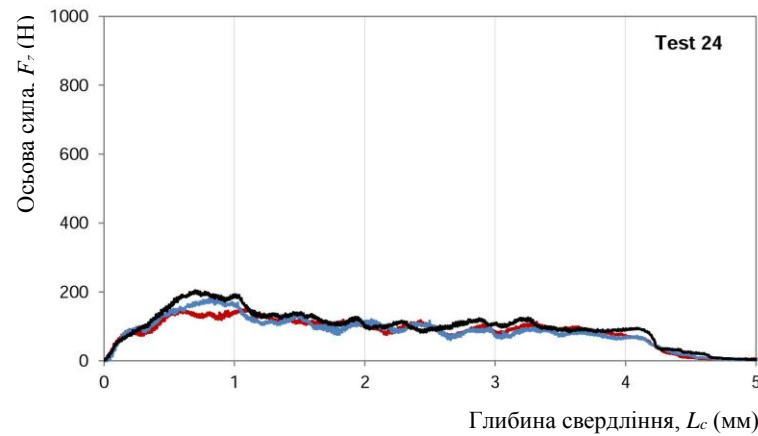
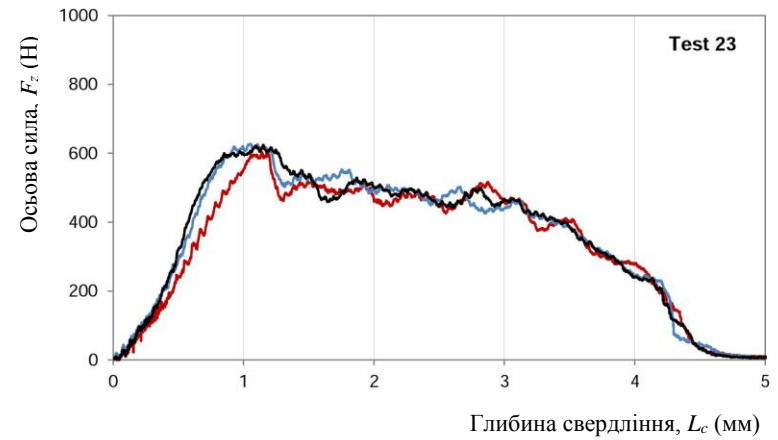
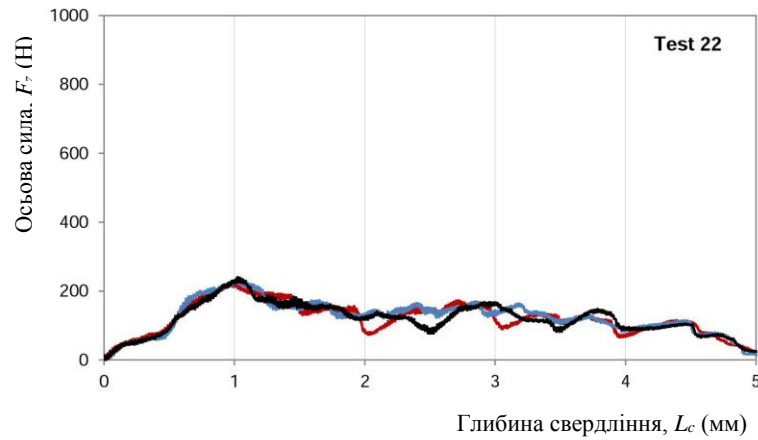
Ілюстрація А.3 – Осьова сила при свердлінні кільцевим свердлом, фракція 125/100 мкм

Test	Швидк. різання, v_c (мм/хв)	Оберти шпинделя, n (мм/хв)	Осьова подача, f (мм/хв)	Осьова швидкість v_f (мм/хв)
18	30	1592	0.02	32
19	30	1592	0.06	95
20	40	2123	0.02	42
21	40	2123	0.06	127



Ілюстрація А.4 – Осьова сила при свердлінні кільцевим свердлом, фракція 200/160 мкм

Test	Швидк. різання, v_c (мм/хв)	Оберти шпинделя, n (мм/хв)	Осьова подача, f (мм/хв)	Осьова швидкість v_f (мм/хв)
22	30	1592	0.02	32
23	30	1592	0.06	95
24	40	2123	0.02	42
25	40	2123	0.06	127



Ілюстрація А.5 – Осьова сила при свердлінні килецьким свердлом, фракція 200/160 + 63/50 мкм

Додаток Б. точність форми кромки отвору
(Діаметр, $D = 6$ мм для усіх отворів)



Рисунок Б.1 – вхідна кромка отвору



Рисунок Б.2 – Вихідна кромка отвору. Невідкритість отвору.

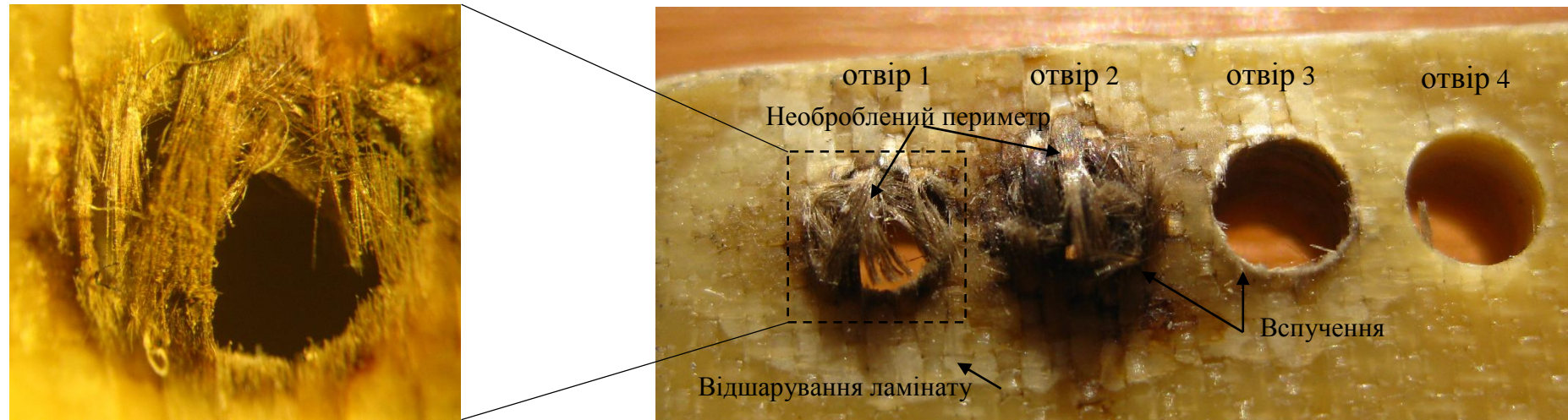


Рисунок Б.3 – Вихідні кромки в склопластику. Кільцеве свердло, $v = 57$ м/хв,
 $f = 0.0066$ мм/об (отвір 1, 2); $f = 0.0016$ мм/об (отвір 3); $f = 0.0003$ мм/об (отвір 4)

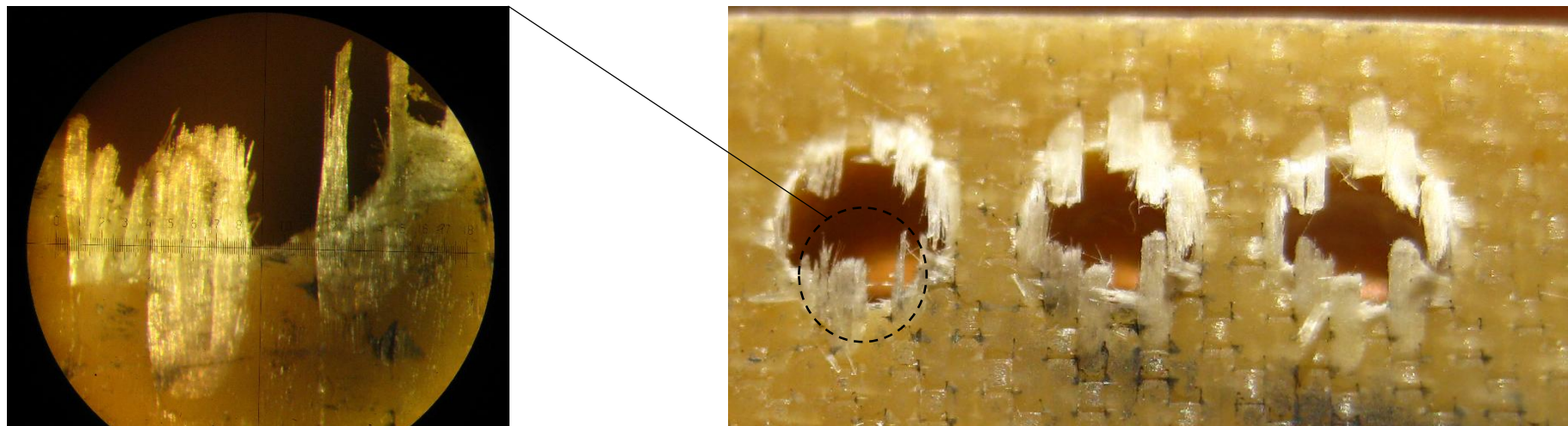


Рисунок Б.4 – Вихідні кромки в склопластику. Кільцеве свердло, HSS (R18), $v = 10$ м/хв, $f = 0.06$ мм/об

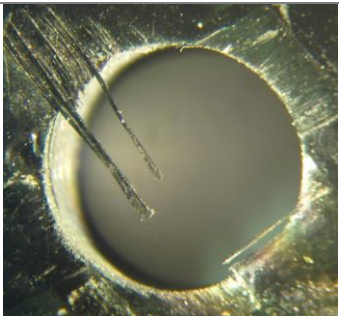
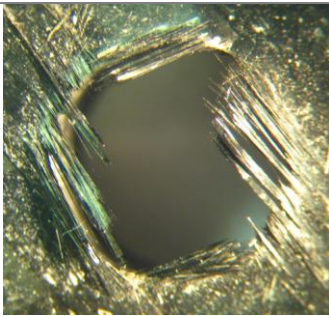
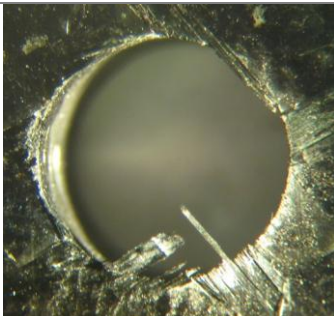
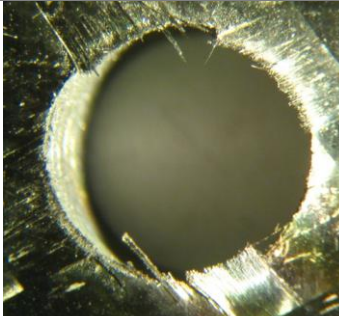
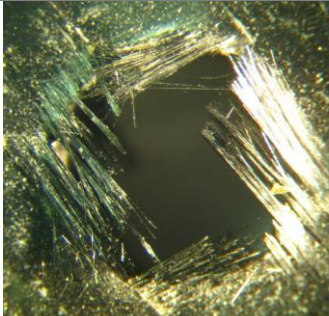
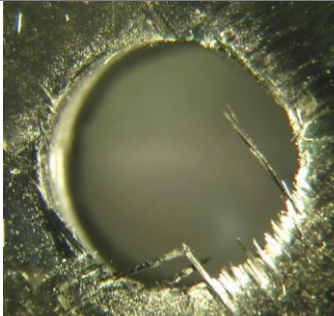
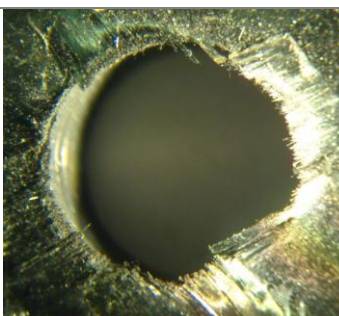
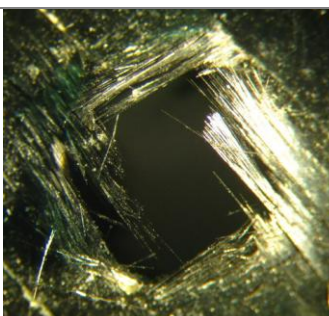
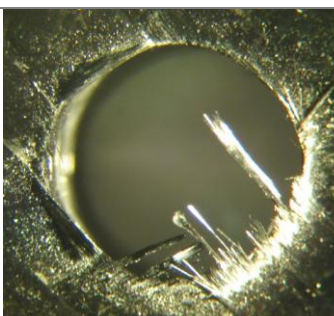
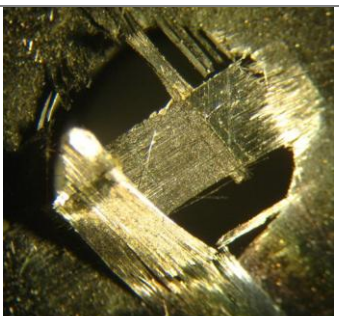
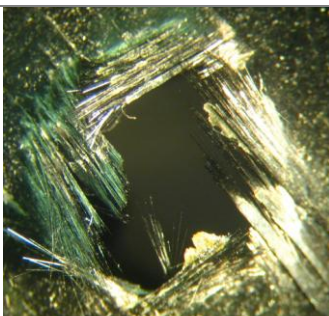
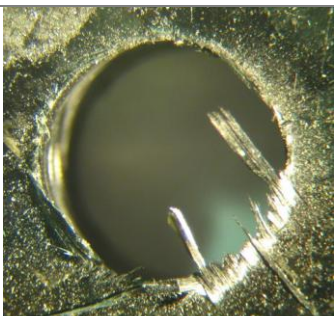
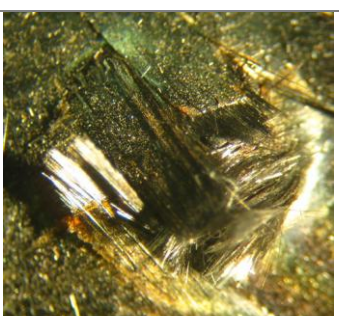
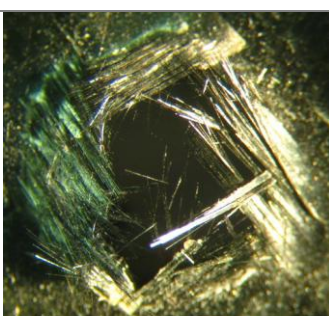
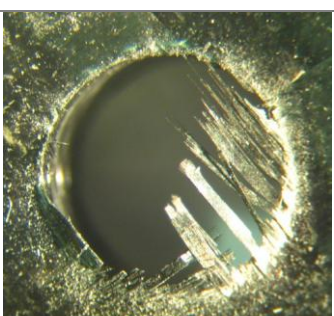
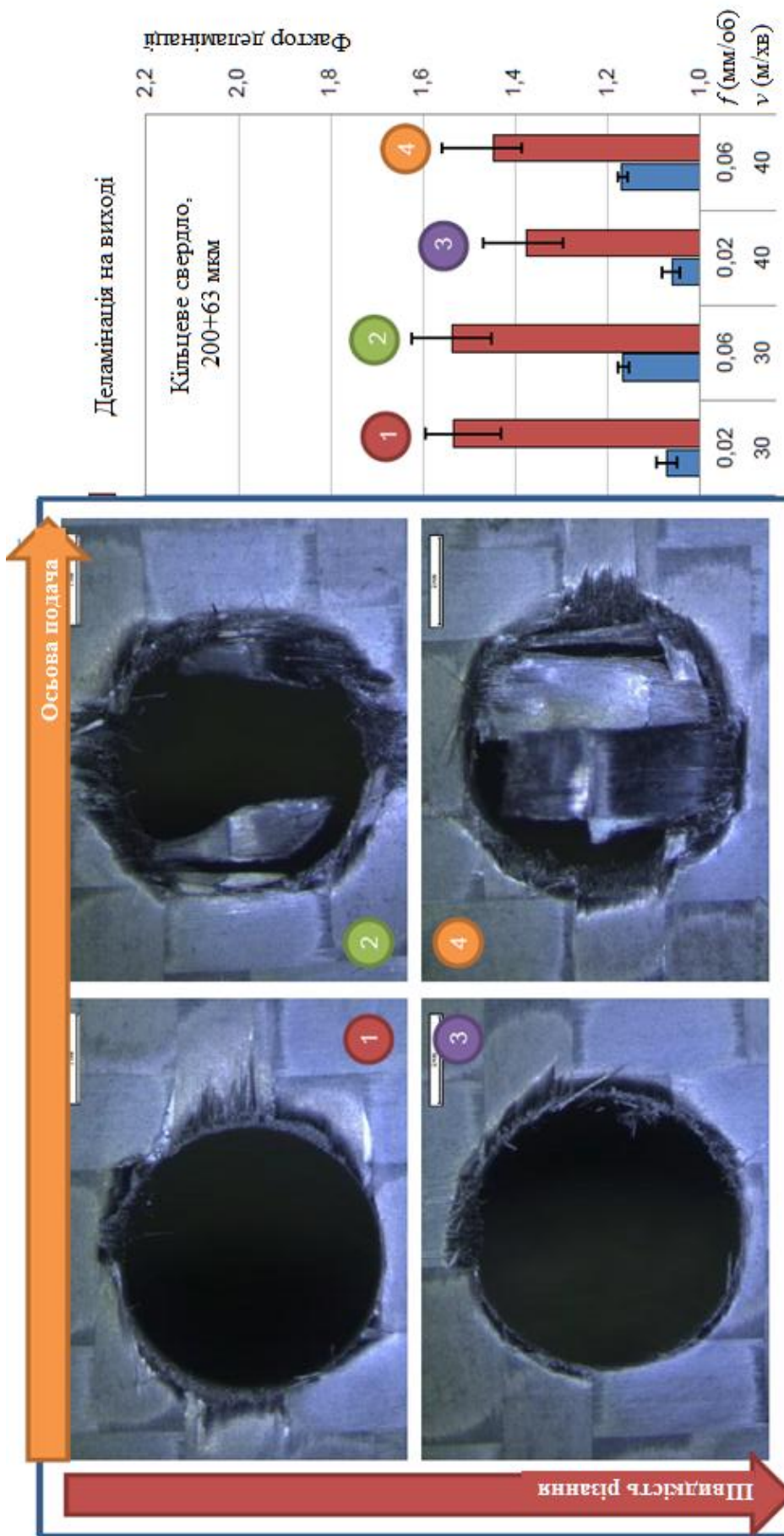
f_s , мм/хв	Інструмент		
	Кільцеве свердло	Спіральне свердло, HSS (P6M5)	Кільцеве свердло, (BK6)
5			
20			
40			
60			
100			

Рисунок Б.5 – Вихідна кромка отвору в вуглепластика і різні свердла



Режими різання: швидкість різання, осьова подача

Рисунок Б.6 – Слабкість показника «фактор деламінації»

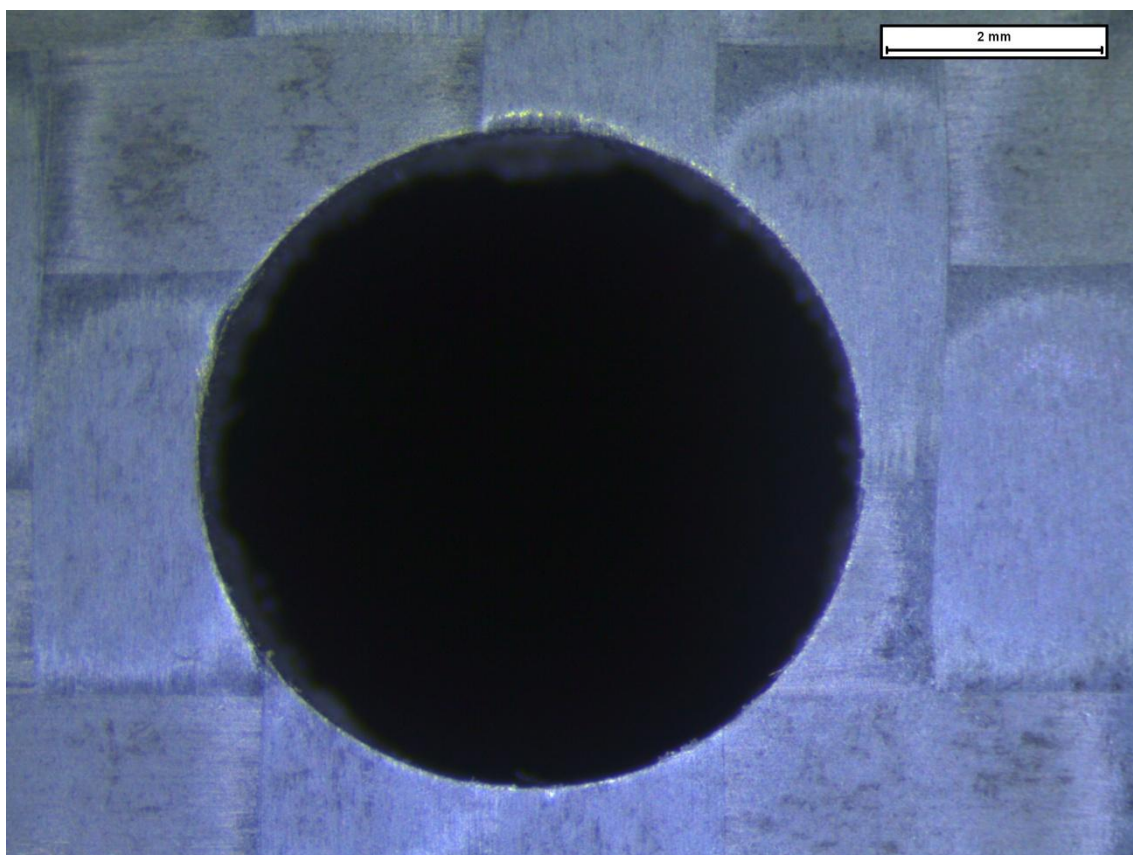


Рисунок Б.7 – Вхідна кромка. Кільцеве свердло,
($g = 200/160 + 63/50$ мкм, $v = 30$ м/хв, $f = 0.02$ мм/об).

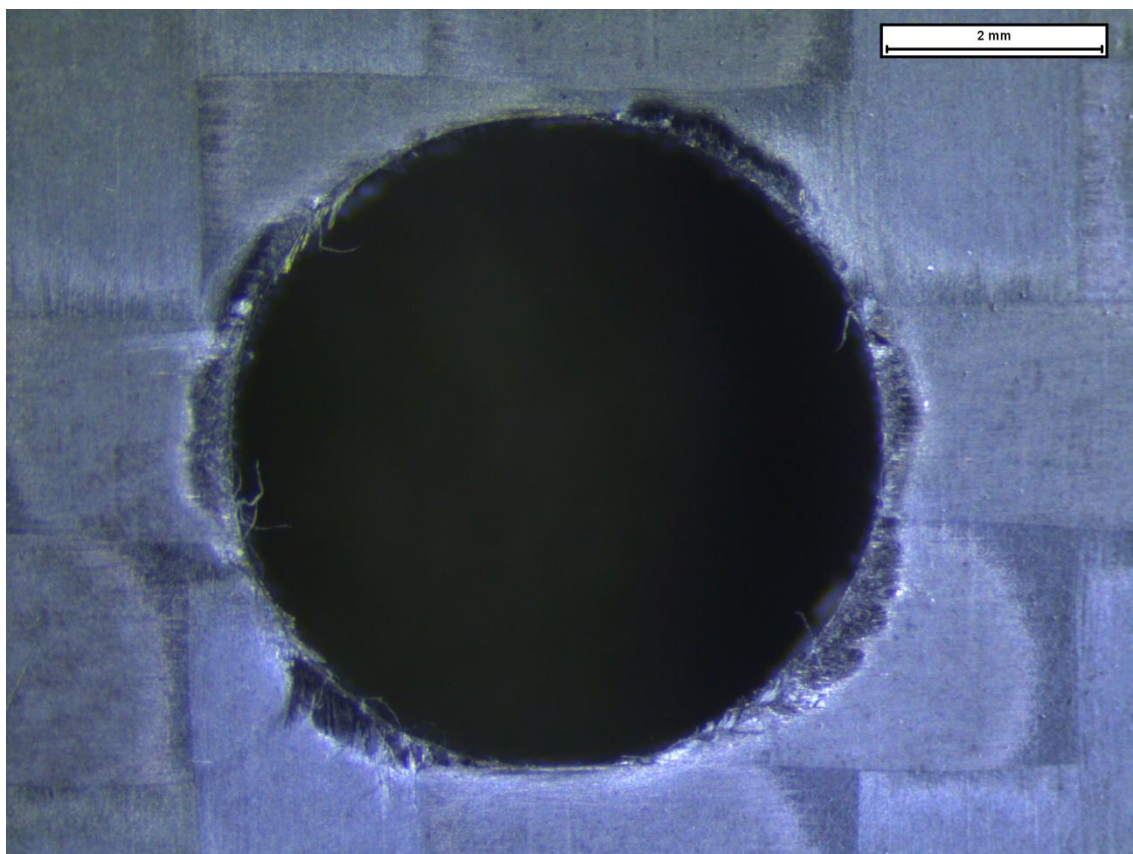


Рисунок Б.8 – Вихідна кромка. Спіральне свердло,
($v = 40$ м/хв, $f = 0.06$ мм/об).

Додаток В: База вимірювань

Тест №	v , м/хв	f , мм/хв	F_t , Н	M_t , Нм	F_d entry	F_d exit	Er , %
1	30	0,02	115,88	0,1458	1,06	1,17	19,03
2	30	0,02	121,24	0,0918	1,09	1,26	32,4
3	30	0,02	120,34	0,1259	1,06	1,21	23,52
4	30	0,06	157,29	0,1667	1,08	1,27	13,34
5	30	0,06	155,97	0,1742	1,1	1,27	13,99
6	30	0,06	157,23	0,1733	1,09	1,21	6,99
7	30	0,12	198,66	0,2129	1,11	1,21	9,33
8	30	0,12	202,06	0,2167	1,13	1,42	13,51
9	30	0,12	216,46	0,2298	1,17	1,26	13,8
10	40	0,02	104,55	0,0979	1,08	1,21	13,73
11	40	0,02	105,69	0,1096	1,09	1,18	27,24
12	40	0,02	109,71	0,1025	1,14	1,2	27,99
13	40	0,06	149,96	0,1432	1,08	1,35	10,98
14	40	0,06	156,22	0,1691	1,15	1,19	12,21
15	40	0,06	154,09	0,193	1,09	1,22	8,58
16	40	0,12	198,71	0,2377	1,1	1,24	23,17
17	40	0,12	196,04	0,2114	1,15	1,28	13,23
18	40	0,12	213,13	0,2069	1,25	1,3	11,28
19	50	0,02	99,44	0,1117	1,06	1,37	28,52
20	50	0,02	101,74	0,106	1,1	1,21	31,9
21	50	0,02	98,42	0,0975	1,12	1,23	34,46
22	50	0,06	145,58	0,1835	1,13	1,39	11,47
23	50	0,06	155,44	0,1639	1,1	1,28	25,45
24	50	0,06	155,42	0,1462	1,1	1,22	18,94
25	50	0,12	207,1	0,207	1,15	1,34	5,56
26	50	0,12	205,41	0,2188	1,13	1,53	6,02
27	50	0,12	202,58	0,2104	1,11	1,4	18,22

Рисунок В.1 – Вимірювання спірального свердління

Позначення:

- F_t , Н - Середнє значення осьової сили в діапазоні 1...3,6 мм L_c ;
 M_t , Нм - Середнє значення крутного моменту в діапазоні 1...3,6 мм L_c ;
 F_d entry - Деламінація входу;
 F_d exit - Деламінація виходу;
 Er , % - Зниження осьової сили. Розраховане як $Er = 100 - (B*100/A)$,
де A – середнє значення осьової сили з 1...1,2 мм L_c , B – середнє значення осьової сили з 3,4...3,6 мм L_c .

Отвір №	g , мкм	v , м/хв	f , мм/об	F_t , Н	M_t , Нм	F_d entry	F_d exit	Er , %
1	56,5	30	0,02	194,62	0,3421	1,05	1,69	32,1
2	56,5	30	0,02	175	0,3638	1,09	1,72	52,1
3	56,5	30	0,02	186,75	0,3978	1,08	1,64	26,7
4	56,5	30	0,06	564,94	0,7663	1,12	1,62	40,8
5	56,5	30	0,06	578,75	0,8092	1,13	1,59	44,5
6	56,5	30	0,06	575,04	0,7636	1,19	1,76	45,6
7	56,5	40	0,02	162,93	0,3545	1,04	1,77	29,7
8	56,5	40	0,02	152,64	0,3581	1,08	1,58	48,6
9	56,5	40	0,02	154,24	0,3705	1,11	1,68	54,7
10	56,5	40	0,06	607,63	0,7443	1,13	1,56	29,6
11	56,5	40	0,06	631,21	0,7958	1,2	1,48	29,4
12	56,5	40	0,06	605,42	0,707	1,17	1,7	33,4
13	112,5	30	0,02	155,84	0,2787	1,04	1,85	1
14	112,5	30	0,02	156,38	0,2914	1,05	1,76	39,5
15	112,5	30	0,02	158,95	0,316	1,06	1,88	22,3
16	112,5	30	0,06	526,23	0,7242	1,08	1,68	36
17	112,5	30	0,06	535,36	0,7609	1,07	1,79	36
18	112,5	30	0,06	537,66	0,7273	1,09	1,83	37,4
19	112,5	40	0,02	167,22	0,3215	1,07	1,82	24,9
20	112,5	40	0,02	159,85	0,3242	1,04	1,86	18,6
21	112,5	40	0,02	161,16	0,3748	1,07	1,68	37,1
22	112,5	40	0,06	593,51	0,7205	1,1	1,62	31,4
23	112,5	40	0,06	580,25	0,7177	1,1	1,73	27,9
24	112,5	40	0,06	587,18	0,7315	1,08	1,73	34
25	180	30	0,02	114,93	0,192	1,08	1,64	14
26	180	30	0,02	105,96	0,196	1,07	1,41	11,3
27	180	30	0,02	100,52	0,1695	1,09	1,52	21,7
28	180	30	0,06	426,31	0,5152	1,12	1,47	25
29	180	30	0,06	403,22	0,5028	1,13	1,45	38,3
30	180	30	0,06	404,25	0,5463	1,1	1,4	36
31	180	40	0,02	135,38	0,2728	1,08	1,55	17,9
32	180	40	0,02	130,62	0,2463	1,06	1,48	13,6
33	180	40	0,02	128	0,2411	1,05	1,62	1
34	180	40	0,06	414,38	0,5822	1,13	1,62	14,1
35	180	40	0,06	422,05	0,5812	1,07	1,48	14,6
36	180	40	0,06	420,23	0,5859	1,1	1,54	19
37	200/63	30	0,02	142,52	0,185	1,07	1,43	42,12
38	200/63	30	0,02	149,5	0,2081	1,09	1,6	47,16
39	200/63	30	0,02	139,24	0,1949	1,05	1,57	53,1
40	200/63	30	0,06	474,32	0,5092	1,17	1,54	28,8
41	200/63	30	0,06	486,21	0,5363	1,18	1,62	37,5
42	200/63	30	0,06	485,97	0,5183	1,16	1,45	35,8
43	200/63	40	0,02	102,6	0,125	1,08	1,47	34
44	200/63	40	0,02	97,3	0,1251	1,05	1,36	39
45	200/63	40	0,02	115,9	0,1439	1,04	1,3	42
46	200/63	40	0,06	549,18	0,6071	1,18	1,56	36,8
47	200/63	40	0,06	592,82	0,656	1,16	1,4	40
48	200/63	40	0,06	612,41	0,6871	1,17	1,39	44,4

Рисунок В.2 – Вимірювання кільцевого свердління

ОСЬОВА СИЛА
РЕЗЮМЕ:

<i>Регресійна статистика</i>	
R	0,986859
R ²	0,97389
R ² доп.	0,971715
Ст. помилка	6,802057
Спостереж.	27

Аналіз вар.

	<i>df</i>	<i>SS</i>	<i>MS</i>	<i>F</i>	<i>знач. F</i>
Регресія	2	41419,345	20709,67	447,6	1,004E-19
Залишок	24	1110,4316	46,27		
Загалом	26	42529,776			

	<i>Коеф.</i>	<i>Ст. пом.</i>	<i>t стат.</i>	<i>P-знач.</i>	<i>Нижн. 95%</i>	<i>Верх. 95%</i>
<i>a₀</i>	108,8581	6,8811537	15,8197	3,383E-14	94,656	123,061
<i>v</i> , м/хв	-0,41111	0,1603260	-2,5642	0,0170237	-0,742	-0,08
<i>f</i> , мм/об	949,5512	31,853552	29,8099	1,785E-20	883,81	1015,29

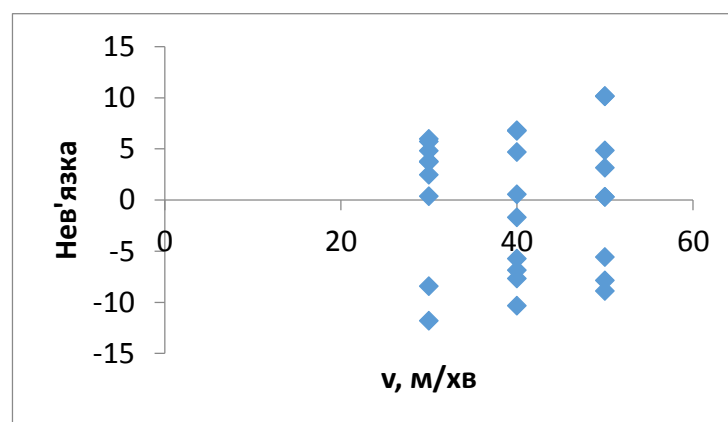
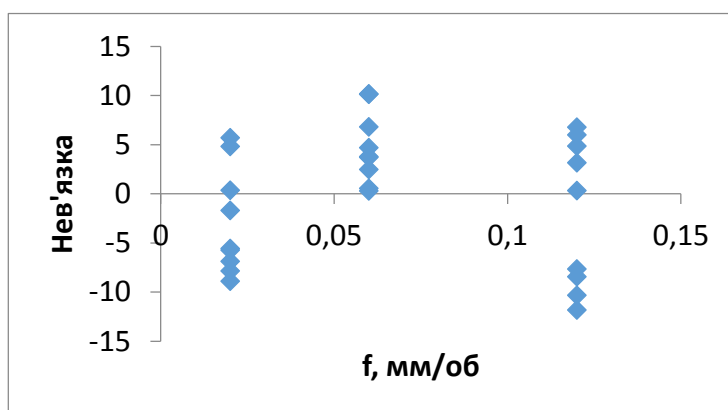
Залишок

<i>№</i>	<i>Прогноз. Ft, H</i>	<i>Нев'язка</i>
1	115,5158	0,36423977
2	115,5158	5,72423977
3	115,5158	4,82423977
4	153,4978	3,79219298
5	153,4978	2,47219298
6	153,4978	3,73219298
7	210,4709	-11,810877
8	210,4709	-8,4108772
9	210,4709	5,98912281
10	111,4046	-6,8546491
11	111,4046	-5,7146491
12	111,4046	-1,6946491
13	149,3867	0,57330409
14	149,3867	6,83330409
15	149,3867	4,70330409
16	206,3598	-7,6497661
17	206,3598	-10,319766
18	206,3598	6,77023392
19	107,2935	-7,853538
20	107,2935	-5,553538
21	107,2935	-8,873538
22	145,2756	0,3044152
23	145,2756	10,1644152
24	145,2756	10,1444152
25	202,2487	4,85134503
26	202,2487	3,16134503
27	202,2487	0,33134503

Додаток Г

Статистичні калькуляції.

Г.1 –спіральне свердління



КРУТНИЙ МОМЕНТ

РЕЗЮМЕ:

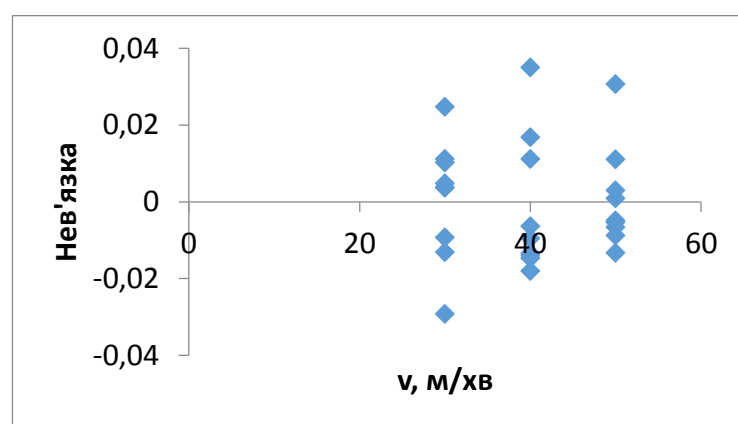
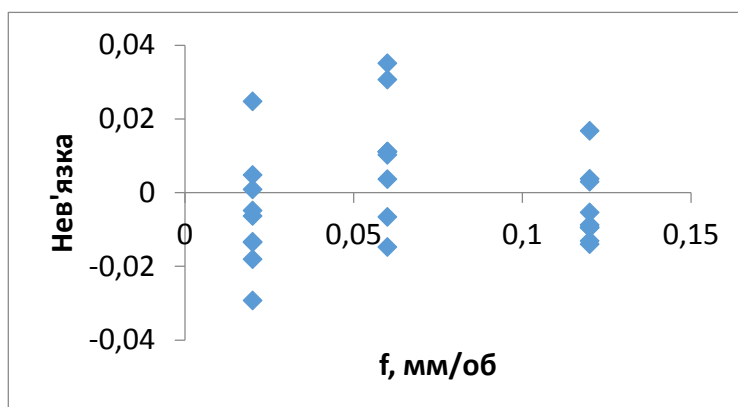
<i>Регресійна статистика</i>	
R	0,94461
R ²	0,892288
R ² доп.	0,883312
Ст. помилка	0,015969
Спостереж.	27

Аналіз вар.					
	<i>df</i>	<i>SS</i>	<i>MS</i>	<i>F</i>	<i>Sign. F</i>
Регресія	2	0,0507	0,025350	99,40827	2,438E-12
Залишок	24	0,00612	0,000255		
Загалом	26	0,05682			

	<i>Коеф.</i>	<i>Ст. пом</i>	<i>t стат.</i>	<i>P-знач</i>	<i>Ниж. 95%</i>	<i>Верх. 95%</i>
a_0	0,115439	0,01615	7,14579	2,19E-07	0,08209	0,14878
v , м/хв	-0,00051	0,00037	-1,35939	0,186	-0,00128	0,000265
f , мм/об	1,049532	0,07478	14,03455	4,58E-13	0,89519	1,203875

Залишок

<i>№</i>	<i>Прогноз. Мт, Нм</i>	<i>нев'язка</i>
1	0,121079	0,024721
2	0,121079	-0,02928
3	0,121079	0,004821
4	0,163061	0,003639
5	0,163061	0,011139
6	0,163061	0,010239
7	0,226032	-0,01313
8	0,226032	-0,00933
9	0,226032	0,003768
10	0,115963	-0,01806
11	0,115963	-0,00636
12	0,115963	-0,01346
13	0,157944	-0,01474
14	0,157944	0,011156
15	0,157944	0,035056
16	0,220916	0,016784
17	0,220916	-0,00952
18	0,220916	-0,01402
19	0,110846	0,000854
20	0,110846	-0,00485
21	0,110846	-0,01335
22	0,152827	0,030673
23	0,152827	0,011073
24	0,152827	-0,00663
25	0,215799	-0,0088
26	0,215799	0,003001
27	0,215799	-0,0054



ДЕЛАМІНАЦІЯ ВХОДУ
РЕЗЮМЕ:

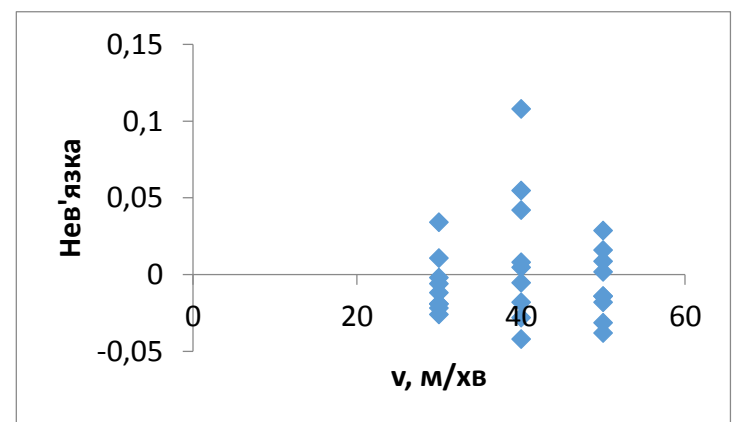
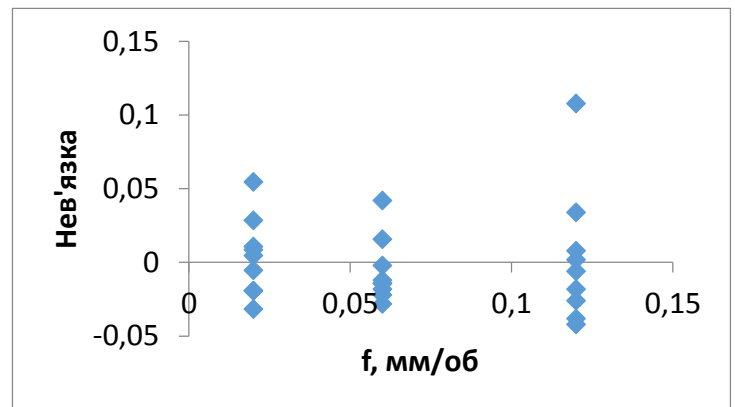
<i>Регресійна статистика</i>	
R	0,60154
R ²	0,36185
R ² доп.	0,308671
Ст. помилка	0,03358
Спостереж.	27

Аналіз вар.					
	<i>df</i>	<i>SS</i>	<i>MS</i>	<i>F</i>	<i>Signific. F</i>
Регресія	2	0,015345	0,007672563	6,804361	0,004561126
Залишок	24	0,027062	0,001127595		
Загалом	26	0,042407			

	<i>Коеф.</i>	<i>Ст. пом</i>	<i>t стат.</i>	<i>P-знач</i>	<i>Ниж. 95%</i>	<i>Верх. 95%</i>
<i>a</i> ₀	1,04959	0,03397	30,8974	7,71E-21	0,97947	1,1197
<i>v</i> , м/хв	0,000611	0,000791	0,77211	0,447585	0,0010225	0,002245
<i>f</i> , мм/об	0,56725	0,157251	3,60729	0,001412	0,2427008	0,891802

Залишок

<i>№</i>	<i>Прогноз. Fd entry</i>	<i>нев'язка</i>
1	1,079269	-0,01927
2	1,079269	0,010731
3	1,079269	-0,01927
4	1,101959	-0,02196
5	1,101959	-0,00196
6	1,101959	-0,01196
7	1,135994	-0,02599
8	1,135994	-0,00599
9	1,135994	0,034006
10	1,08538	-0,00538
11	1,08538	0,00462
12	1,08538	0,05462
13	1,10807	-0,02807
14	1,10807	0,04193
15	1,10807	-0,01807
16	1,142105	-0,04211
17	1,142105	0,007895
18	1,142105	0,107895
19	1,091491	-0,03149
20	1,091491	0,008509
21	1,091491	0,028509
22	1,114181	0,015819
23	1,114181	-0,01418
24	1,114181	-0,01418
25	1,148216	0,001784
26	1,148216	-0,01822
27	1,148216	-0,03822



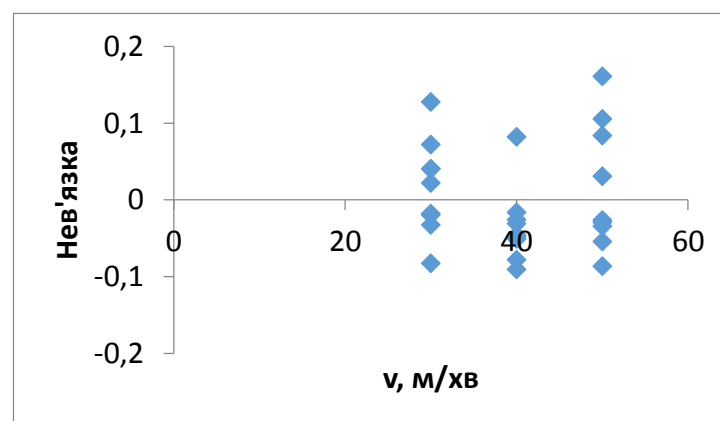
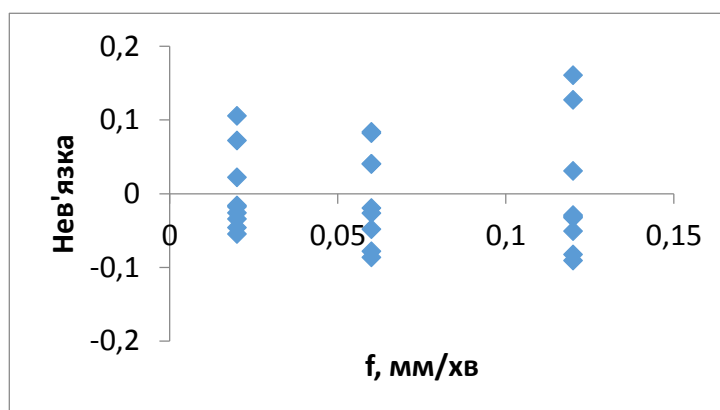
ДЕЛАМІНАЦІЯ ВИХОДУ

Регресійна статистика	
R	0,620813
R ²	0,385408
R ² доп.	0,334192
Ст. помилка	0,071256
Спостереж.	27

Аналіз вар.					
	<i>df</i>	<i>SS</i>	<i>MS</i>	<i>F</i>	<i>знач. F</i>
Регресія	2	0,076416	0,038208	7,525158	0,002904
Залишок	24	0,121858	0,005077		
Загалом	26	0,198274			

	<i>Коеф.</i>	<i>Ст. пом</i>	<i>t стат.</i>	<i>P-знач</i>	<i>Ниж. 95%</i>	<i>Верх. 95%</i>
<i>a</i> ₀	1,051696	0,072084	14,58977	1,98E-13	0,902921	1,200471
<i>v</i> , м/хв	0,003833	0,00168	2,282402	0,031622	0,000367	0,0073
<i>f</i> , мм/об	1,046784	0,333686	3,13703	0,004471	0,358089	1,735478

Залишок		
<i>№</i>	<i>Прогноз. Fd exit</i>	<i>нев'язка</i>
1	1,187632	-0,01763
2	1,187632	0,072368
3	1,187632	0,022368
4	1,229503	0,040497
5	1,229503	0,040497
6	1,229503	-0,0195
7	1,29231	-0,08231
8	1,29231	0,12769
9	1,29231	-0,03231
10	1,225965	-0,01596
11	1,225965	-0,04596
12	1,225965	-0,02596
13	1,267836	0,082164
14	1,267836	-0,07784
15	1,267836	-0,04784
16	1,330643	-0,09064
17	1,330643	-0,05064
18	1,330643	-0,03064
19	1,264298	0,105702
20	1,264298	-0,0543
21	1,264298	-0,0343
22	1,30617	0,08383
23	1,30617	-0,02617
24	1,30617	-0,08617
25	1,368977	-0,02898
26	1,368977	0,161023
27	1,368977	0,031023



ОСЬОВА СИЛА**РЕЗЮМЕ:**

<i>Регресійна статистика</i>	
R	0,956535
R ²	0,91496
R ² доп.	0,906988
Ст. помилка	59,84574
Спостереж.	36

Додаток Г

Статистичні калькуляції.

Г.2 – кільцеве свердління**Аналіз дисп.**

	<i>df</i>	<i>SS</i>	<i>MS</i>	<i>F</i>	<i>Знач. F</i>
Регресія	3	1233093	411031,1	114,7647	3,31E-17
Залишок	32	114608,4	3581,513		
Загалом	35	1347702			

	<i>Коеф.</i>	<i>Ст. пом.</i>	<i>t стат.</i>	<i>P-знач.</i>	<i>Ниж. 95%</i>	<i>Верх. 95%</i>
<i>a</i> ₀	-38,4376	76,81402	-0,5004	0,620219	-194,903	118,0275
<i>g</i> , мкм	-0,93582	0,197544	-4,73729	4,26E-05	-1,33821	-0,53344
<i>v</i> , м/хв	3,406611	1,994858	1,707696	0,097379	-0,65678	7,470004
<i>f</i> , мм/об	8906,431	498,7145	17,85877	3,34E-18	7890,582	9922,279

КРУТНИЙ МОМЕНТ**РЕЗЮМЕ:**

<i>Регресійна статистика</i>	
R	0,98378
R ²	0,967823
R ² доп.	0,964806
Ст. помилка	0,039637
Спостереж.	36

Аналіз дисп.

	<i>df</i>	<i>SS</i>	<i>MS</i>	<i>F</i>	<i>Знач. F</i>
Регресія	3	1,512172	0,504057	320,831	6,01E-24
Залишок	32	0,050275	0,001571		
Загалом	35	1,562447			

	<i>Коеф.</i>	<i>Ст. пом.</i>	<i>t стат.</i>	<i>P-знач.</i>	<i>Ниж. 95%</i>	<i>Верх. 95%</i>
<i>a</i> ₀	0,208923	0,050876	4,106542	0,000259	0,105292	0,312553
<i>g</i> , мкм	-0,00147	0,000131	-11,2007	1,32E-12	-0,00173	-0,0012
<i>v</i> , м/хв	0,002038	0,001321	1,542326	0,132827	-0,00065	0,004729
<i>f</i> , мм/об	9,542778	0,330309	28,89045	1,7E-24	8,86996	10,2156

Залишок
Осьова сила

<i>Стостереж.</i>	<i>Прогноз. Ft, Н</i>	<i>Нев'язка</i>
1	189,0154	5,604633
2	189,0154	-14,0154
3	189,0154	-2,26537
4	545,2726	19,66741
5	545,2726	33,47741
6	545,2726	29,76741
7	223,0815	-60,1515
8	223,0815	-70,4415
9	223,0815	-68,8415
10	579,3387	28,2913
11	579,3387	51,8713
12	579,3387	26,0813
13	136,6093	19,23073
14	136,6093	19,77073
15	136,6093	22,34073
16	492,8665	33,36351
17	492,8665	-257,506
18	492,8665	44,79351
19	170,6754	-3,45538
20	170,6754	-10,8254
21	170,6754	-9,51538
22	526,9326	66,5774
23	526,9326	53,3174
24	526,9326	60,2474
25	73,4412	41,4888
26	73,4412	32,5188
27	73,4412	27,0788
28	429,6984	-3,38842
29	429,6984	-26,4784
30	429,6984	-25,4484
31	107,5073	27,87269
32	107,5073	23,11269
33	107,5073	20,49269
34	463,7645	-49,3845
35	463,7645	-41,7145
36	463,7645	-43,5345

Залишок
Крутний момент

<i>Стостереж.</i>	<i>Прогноз. Ft, Н</i>	<i>Нев'язка</i>
1	0,378112	-0,03601
2	0,378112	-0,01431
3	0,378112	0,019688
4	0,759823	0,006477
5	0,759823	0,049377
6	0,759823	0,003777
7	0,39849	-0,04399
8	0,39849	-0,04039
9	0,39849	-0,02799
10	0,780201	-0,0359
11	0,780201	0,015599
12	0,780201	-0,0732
13	0,296045	-0,01735
14	0,296045	-0,00465
15	0,296045	0,019955
16	0,677757	0,046443
17	0,677757	0,083143
18	0,677757	0,049543
19	0,316423	0,005077
20	0,316423	0,007777
21	0,316423	0,058377
22	0,698134	0,022366
23	0,698134	0,019566
24	0,698134	0,033366
25	0,197126	-0,00513
26	0,197126	-0,00113
27	0,197126	-0,02763
28	0,578837	-0,06364
29	0,578837	-0,07604
30	0,578837	-0,03254
31	0,217504	0,055296
32	0,217504	0,028796
33	0,217504	0,023596
34	0,599215	-0,01701
35	0,599215	-0,01801
36	0,599215	-0,01331

ДЕЛАМІНАЦІЯ ВХОДУ
РЕЗЮМЕ:

<i>Регресійна статистика</i>	
R	0,693014
R ²	0,480268
R ² доп.	0,431543
Ст. помилка	0,029621
Спостереж.	36

Аналіз дисп.

	<i>df</i>	<i>SS</i>	<i>MS</i>	<i>F</i>	<i>Знач. F</i>
Регресія	3	0,025945	0,008648	9,856744	9,35E-05
Залишок	32	0,028077	0,000877		
Загалом	35	0,054022			

	<i>Коеф.</i>	<i>Ст. пом.</i>	<i>t стат.</i>	<i>P-знач.</i>	<i>Ниж. 95%</i>	<i>Верх. 95%</i>
<i>a</i> ₀	1,056838	0,03802	27,79715	5,58E-24	0,979394	1,134281
<i>g</i> , мкм	-0,00019	9,78E-05	-1,96872	0,057698	-0,00039	6,67E-06
<i>v</i> , м/хв	0,000222	0,000987	0,225065	0,82336	-0,00179	0,002233
<i>f</i> , мм/об	1,25	0,246842	5,063962	1,65E-05	0,747199	1,752801

ДЕЛАМІНАЦІЯ ВИХОДУ
РЕЗЮМЕ:

<i>Регресійна статистика</i>	
R	0,51158
R ²	0,261713
R ² доп.	0,192498
Ст. помилка	0,119455
Спостереж.	36

Аналіз дисп.

	<i>df</i>	<i>SS</i>	<i>MS</i>	<i>F</i>	<i>Знач. F</i>
Регресія	3	0,161866	0,053955	3,781188	0,019836
Залишок	32	0,456622	0,014269		
Загалом	35	0,618489			

	<i>Коеф.</i>	<i>Ст. пом.</i>	<i>t стат.</i>	<i>P-знач.</i>	<i>Ниж. 95%</i>	<i>Верх. 95%</i>
<i>a</i> ₀	1,88137	0,153324	12,27053	1,22E-13	1,569058	2,193681
<i>g</i> , мкм	-0,00118	0,000394	-2,985	0,005397	-0,00198	-0,00037
<i>v</i> , м/хв	-0,00111	0,003982	-0,27905	0,782005	-0,00922	0,007
<i>f</i> , мм/об	-1,52778	0,995457	-1,53475	0,134674	-3,55546	0,499901

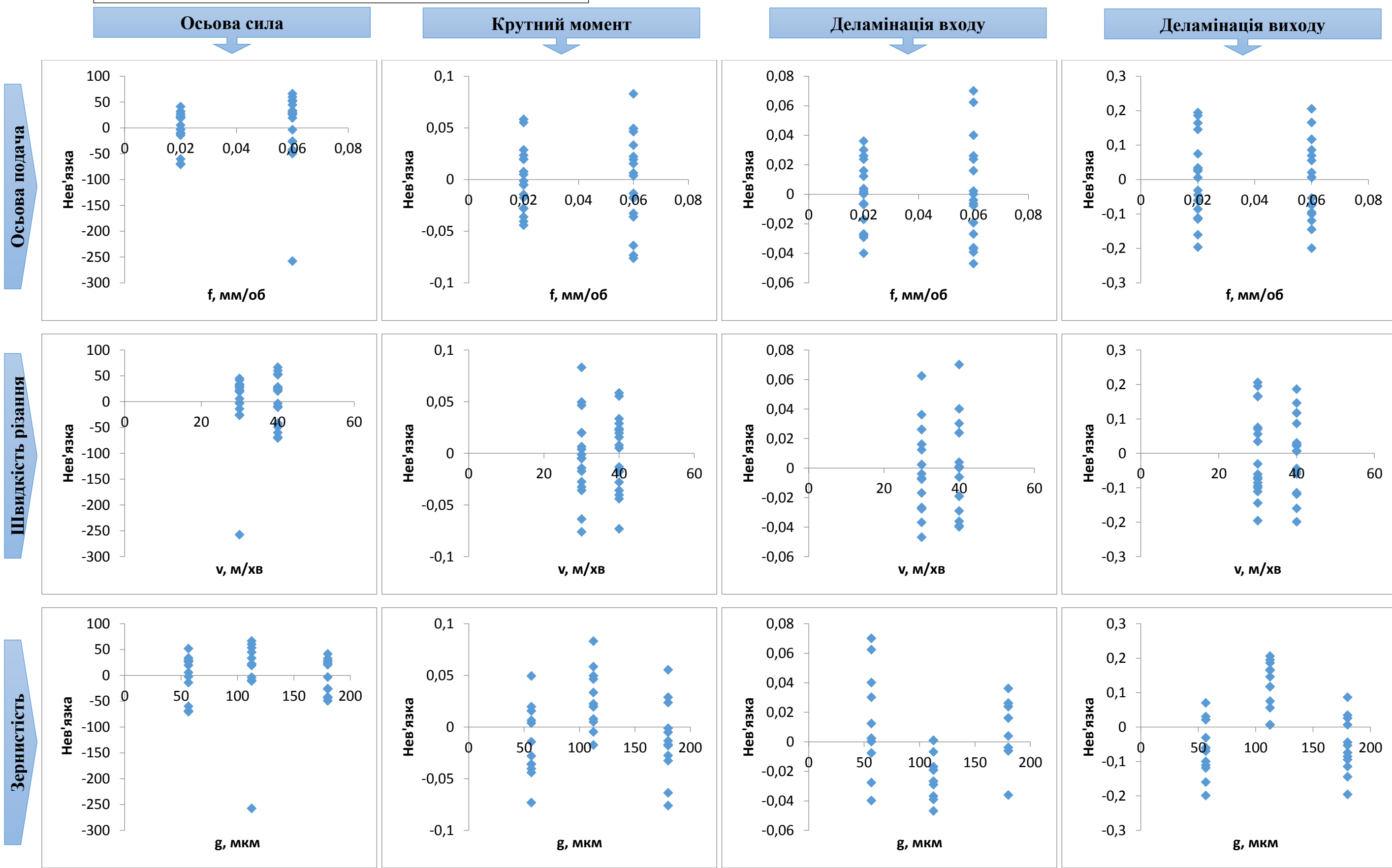
Залишок
Деламінація входу

<i>Стостереж.</i>	<i>Прогноз. Ft, H</i>	<i>Нев'язка</i>
1	1,077629	-0,02763
2	1,077629	0,012371
3	1,077629	0,002371
4	1,127629	-0,00763
5	1,127629	0,002371
6	1,127629	0,062371
7	1,079851	-0,03985
8	1,079851	0,000149
9	1,079851	0,030149
10	1,129851	0,000149
11	1,129851	0,070149
12	1,129851	0,040149
13	1,066849	-0,02685
14	1,066849	-0,01685
15	1,066849	-0,00685
16	1,116849	-0,03685
17	1,116849	-0,04685
18	1,116849	-0,02685
19	1,069071	0,000929
20	1,069071	-0,02907
21	1,069071	0,000929
22	1,119071	-0,01907
23	1,119071	-0,01907
24	1,119071	-0,03907
25	1,053856	0,026144
26	1,053856	0,016144
27	1,053856	0,036144
28	1,103856	0,016144
29	1,103856	0,026144
30	1,103856	-0,00386
31	1,056078	0,023922
32	1,056078	0,003922
33	1,056078	-0,00608
34	1,106078	0,023922
35	1,106078	-0,03608
36	1,106078	-0,00608

Залишок
Деламінація виходу

<i>Стостереж.</i>	<i>Прогноз. Ft, H</i>	<i>Нев'язка</i>
1	1,75098	-0,06098
2	1,75098	-0,03098
3	1,75098	-0,11098
4	1,689869	-0,06987
5	1,689869	-0,09987
6	1,689869	0,070131
7	1,739869	0,030131
8	1,739869	-0,15987
9	1,739869	-0,05987
10	1,678758	-0,11876
11	1,678758	-0,19876
12	1,678758	0,021242
13	1,685067	0,164933
14	1,685067	0,074933
15	1,685067	0,194933
16	1,623956	0,056044
17	1,623956	0,166044
18	1,623956	0,206044
19	1,673956	0,146044
20	1,673956	0,186044
21	1,673956	0,006044
22	1,612845	0,007155
23	1,612845	0,117155
24	1,612845	0,117155
25	1,605619	0,034381
26	1,605619	-0,19562
27	1,605619	-0,08562
28	1,544508	-0,07451
29	1,544508	-0,09451
30	1,544508	-0,14451
31	1,594508	-0,04451
32	1,594508	-0,11451
33	1,594508	0,025492
34	1,533397	0,086603
35	1,533397	-0,0534
36	1,533397	0,006603

Нев'язка контролюємих факторів по незалежним величинам



Додаток Д

Список публікацій

Статті у фахових виданнях ВАК України:

1. Мелентьев Р. Ю. Определение площади срезаемых структурных фаз при алмазном сверлении полимерных композиционных материалов / Р. Ю. Мелентьев // Пр. Одес. політехн. ун-ту. — Одесса, 2013. — Вип. 3(42). — С. 55 – 59.
2. Мелентьев Р. Ю. Компьютерное моделирование теплового поля в элементарном объеме полимерных композиционных материалов / Р. Ю. Мелентьев // Проблемы машиностроения. — 2014. — Т. 17, № 2. — С. 3 –8.
3. Мелентьев, Р. Ю. Определение теплопроводности полимерных композиционных материалов / Р. Ю. Мелентьев // Науч. вестн. Донецк. гос. металлург. акад. — Донецк, 2013. — № 2 (12Е). — С. 123 – 130.
4. Мелентьев Р. Ю. Особенности механической обработки полимерных композиционных материалов / Р. Ю. Мелентьев, В. В. Натальчишин // Зб. наук. пр. нац. ун-ту кораблебуд. — Миколаїв, 2013. — № 4 (449). — С. 30 – 34.
5. Мелентьев Р. Ю. Особенности сверления углепластика / Р. Ю. Мелентьев, В.В. Натальчишин // Пр. Одес. політехн. ун-ту. — Одесса, 2014. — Вип. 2(44). — С. 27 – 33.
6. Melentiev R. Y. The new designs of diamond drill bits for composite polymers tooling / R. Y. Melentiev // Odes'kyi Politechnichniy Universytet Pratsi. — Odessa, 2014. — Iss. 3 (47). — P. 24 – 34.
7. Melentiev R. Y., Numerical simulation of thermal field in fiber composite materials / R. Y. Melentiev // Odes'kyi Politechnichniy Universytet Pratsi. — Odessa, 2016. — Iss. 1 (48). — P. 9 – 17.

Тези конференцій:

1. Мелентьев Р. Ю. Многослойное кольцевое сверло : тез. докл. XX Междунар. науч.-практ. конф. «Роль науки в развитии социума: теоретические и практические аспекты», г. Екатеринбург, 13 – 15 мая 2016 г. / Р. Ю. Мелентьев. – Екатеринбург, 2016. – С. 8 – 10.
2. Мелентьев Р. Ю. Тепловое поле при сверлении полимерных композитов кольцевым сверлом : тезисы доп. Всеукр. науч.-практ. конф. "Проблеми розвитку регіону: промисловий та економічний аспекти", м. Первомайськ, 1 – 2 черв. 2016 р. / Р. Ю. Мелентьев. – Миколаїв, 2016. — С. 154 – 156.
3. Melentie R. Y. Effects of tool geometry on delamination and part quality in CFRP drilling : A review : 3rd CIRP Conference on Surface Integrity,

8 – 10 June 2016 y., North Carolina, USA, 2016. / R. Y. Melentiev, P. C. Priarone, M. Robiglio, L. Settineri. – Procedia CIRP 45, 2016. – P. 31 – 34.

4. Мелентьев Р. Ю. Температурное поле заготовки в процессе кольцевого сверления полимерных композитов : тез. докл. Междунар. науч.-практ. конф. "Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении", г. Одесса, 21 – 23 сент. 2016 г. / Р. Ю. Мелентьев. – Одесса, 2016. – С. 22 – 24.

5. Мелентьев Р. Ю. Мультизернистый абразивный инструмент для сверления : тез. докл. 5-ой Междунар. науч.-практ. конф. «Современные высокоэффективные технологии и оборудование в машиностроении» г. Санкт-Петербург, 5 – 6 окт. 2016 г. – СПб., 2016. / Р. Ю. Мелентьев. – С. 32 – 37.

6. Мелентьев Р. Ю. Самооформляемый профиль кольцевого сверла : тез. докл. 5-ой Междунар. науч.-практ. конф. «Современные высокоэффективные технологии и оборудование в машиностроении» г. Санкт-Петербург, 5 – 6 окт. 2016 г. – СПб., 2016. / Р. Ю. Мелентьев. – С. 38 – 44.

7. Мелентьев Р. Ю. Влияние температуры на отслоение кромки при сверлении углепластика : тези доп. IV Міжнар. наук.-техн. конф. «Актуальні проблеми інженерної механіки та технології машинобудування» м. Миколаїв, 26 – 28 жовт. 2016 р. / Р. Ю. Мелентьев. – Миколаїв, 2016. – С. 35 – 38.

Патенти:

1. Пат. 86318 Україна, МПК В 28 D 1/12. Абразивне кільцеве свердло / Н. В. Ліщенко, Р. Ю. Мелентьев, В. П. Ларшин (Україна). — № u201308214 ; заявл. 01.07.2013 ; надр. 25.12.2013, Бюл. № 24.

2. Пат. 88720 Україна, МПК В 28 D 1/12. Абразивне конічне свердло / В. П. Ларшин, Н. В. Ліщенко, Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201313139 ; заявл. 11.11.2013 ; надр. 25.03.2014, Бюл. № 6.

3. Пат. 92358 Україна, МПК В 28 D 1/12, В 24 D 5/00. Абразивне Архімедове свердло / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201402925 ; заявл. 24.03.2014 ; надр. 11.08.2014, Бюл. № 15.

4. Пат. 92382 Україна, МПК В 28 D 1/12, В 24 D 5/00. Абразивне кільцеве свердло / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201403069 ; заявл. 26.03.2014 ; надр. 11.08.2014, Бюл. № 15.

5. Пат. 92485 Україна, МПК В 28 D 5/00, В 28 D 1/12. Абразивне клиновидне свердло / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201314191 ; заявл. 05.12.2013 ; надр. 26.08.2014, Бюл. № 16.

6. Пат. 106285 Україна, МПК В 24 D 5/14, В 28 D 1/12. Абразивне перфороване свердло з віконцем / Р. Ю. Мелентьев (Україна). — № u201509355 ; заявл. 28.09.2015 ; надр. 25.04.2016, Бюл. № 8.

7. Пат. 107074 Україна, МПК В 28 D 1/14. Абразивне грановане

свердло / Р. Ю. Мелентьєв (Україна). — № u201509758 ; заявл. 08.10.2015 ; надр. 25.04.2016, Бюл. № 10.

8. Пат. 109093 Україна, МПК В 28 D 1/14. Абразивне самозагострювальне кільцеве свердло / Р. Ю. Мелентьєв (Україна). — № u201601610 ; заявл. 22.02.2016 ; надр. 10.08.2016, Бюл. № 15.

УКРАЇНА



ПАТЕНТ

НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

№ 86318

АБРАЗИВНЕ КІЛЬЦЕВЕ СВЕРДЛО

Видано відповідно до Закону України "Про охорону прав на винаходи і корисні моделі".

Зареєстровано в Державному реєстрі патентів України на корисні моделі **25.12.2013**.

Голова Державної служби
інтелектуальної власності України

М.В. Ковія



УКРАЇНА



ПАТЕНТ

НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

№ 88720

АБРАЗИВНЕ КОНІЧНЕ СВЕРДЛО

Видано відповідно до Закону України "Про охорону прав на винаходи і корисні моделі".

Зареєстровано в Державному реєстрі патентів України на корисні моделі **25.03.2014**.

Голова Державної служби
інтелектуальної власності України

М.В. Ковіня



УКРАЇНА



ПАТЕНТ

НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

№ 92358

АБРАЗИВНЕ АРХІМЕДОВЕ СВЕРДЛО

Видано відповідно до Закону України "Про охорону прав на винаходи і корисні моделі".

Зареєстровано в Державному реєстрі патентів України на корисні моделі **11.08.2014**.

Голова Державної служби
інтелектуальної власності України

М.В. Ковіня



УКРАЇНА



ПАТЕНТ

НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

№ 92382

АБРАЗИВНЕ КІЛЬЦЕВЕ СВЕРДЛО

Видано відповідно до Закону України "Про охорону прав на винаходи і корисні моделі".

Зареєстровано в Державному реєстрі патентів України на корисні моделі **11.08.2014.**

Голова Державної служби
інтелектуальної власності України

М.В. Ковіня



УКРАЇНА



ПАТЕНТ

НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

№ 92485

АБРАЗИВНЕ КЛИНОВИДНЕ СВЕРДЛО

Видано відповідно до Закону України "Про охорону прав на винаходи і корисні моделі".

Зареєстровано в Державному реєстрі патентів України на корисні моделі **26.08.2014**.

Голова Державної служби
інтелектуальної власності України

М.В. Ковіня



УКРАЇНА



ПАТЕНТ

НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

№ 106285

АБРАЗИВНЕ ПЕРФОРОВАНЕ СВЕРДЛО З ВІКОНЦЕМ

Видано відповідно до Закону України "Про охорону прав на винаходи і корисні моделі".

Зареєстровано в Державному реєстрі патентів України на корисні моделі 25.04.2016.

В.о. Голови Державної служби
інтелектуальної власності України

А.А.Малиш



УКРАЇНА



ПАТЕНТ

НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

№ 107074

АБРАЗИВНЕ ГРАНОВАНЕ СВЕРДЛО

Видано відповідно до Закону України "Про охорону прав на винаходи і корисні моделі".

Зареєстровано в Державному реєстрі патентів України на корисні моделі 25.05.2016.

В.о. Голови Державної служби
інтелектуальної власності України

А.А.Малиш



УКРАЇНА



ПАТЕНТ

НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

№ 109093

АБРАЗИВНЕ САМОЗАГОСТРЮВАЛЬНЕ КІЛЬЦЕВЕ СВЕРДЛО

Видано відповідно до Закону України "Про охорону прав на винаходи і корисні моделі".

Зареєстровано в Державному реєстрі патентів України на корисні моделі 10.08.2016.

В.о. Голови Державної служби
інтелектуальної власності України

А.А.Малиш



Додаток Ж

Нагороди та міжнародне співробітництво



CARL VON OSSIETZKY UNIVERSITÄT OLDENBURG · 26111 OLDENBURG

Scholarship Award for Applicant ELEC1300210

PROJECT COORDINATOR
Prof. Dr.-Ing. Jorge Marx Gómez
phone: +49 441 798 4470
electra@uni-oldenburg.de

PROJECT OFFICER
Barbara Rapp
phone: +49 441 798 4477
electra@uni-oldenburg.de

PROJECT SECRETARY
Birgit Schelenz
phone: +49 441 798 4384
fax: +49 441 798 4379
electra@uni-oldenburg.de

<http://www.electra-project.eu/>

OLDENBURG
April 24, 2014



ADDRESS FOR LETTERS
University of Oldenburg
D-26111 Oldenburg, Germany

POSTAL ADDRESS
University of Oldenburg
Ammerländer Heerstraße 114-118
D-26129 Oldenburg, Germany

TELEPHONE SWITCHBOARD
+49 441 798 – 0

BANKING DETAILS
Landessparkasse zu Oldenburg
IBAN: DE46 2805 0100 0001 9881 12
BIC: BRLADE21LZO

The Project Coordinator of the Erasmus Mundus Action 2 Project

Electra: Enhancing Learning in ENPI Countries through Clean technologies and Research related Activities

awards a scholarship funded by the European Commission under the Erasmus Mundus Action 2 Programme to **Mr. Ruslan Melentiev**, from Odessa Technological University (Ukraine).

The Grantee will be hosted at the Universidade do Minho, Portugal for the duration of 11 month(s). The scholarship was awarded for mobility level 3 (Doctorate) in the scope of target group 1.

The scholarship covers a monthly subsistence allowance, travel and visa costs as well as full insurance coverage.

The scholarship only becomes effective, if a letter of acceptance from the Host University regarding the mobility stated in this award is provided.

Prof. Dr.-Ing. Jorge Marx Gómez
(Project Coordinator)





Montpellier, the 20th of May 2014

ERASMUS MUNDUS Action 2 programme - BACKIS

Scholarship Letter

We hereby declare that "*MELENTIEV, Ruslan*" has been granted an ERASMUS MUNDUS Action 2 scholarship through the BACKIS project, Agreement Number 2012 - 2741 / 001 - 001 - EMA2.

Target Group: 1

Mobility level: Doctorate

Exchange: **Degree seeking:**

Home University: Odessa National Polytechnic University

Host University: Politecnico di Torino

Maximum duration: 12 month(s)

Monthly subsistence allowance: 1500 €

Start and end date: the start and end date will be decided with the host university in agreement with the Coordinating institution.

This scholarship letter from the Coordinating institution of the BACKIS programme shall be presented to official authorities for the visa application, jointly with the admission letter from the host institution.

In addition to the monthly subsistence allowance the student will have full health and insurance coverage and one return ticket paid by the programme.

The ERASMUS MUNDUS Action 2 BACKIS programme is financed by the European Commission.

To be granted the scholarship, the scholarship holder must agree to all the terms subsequent of the grant of an ERASMUS MUNDUS Action 2 scholarship and of the BACKIS student agreement.

The BACKIS Coordinator
Dr Véronique MONTERO





DEPARTURE FORM
BACKIS Programme

2014 / 2015

To be filled up by the BACKIS local coordinator and the grantee at the end of the mobility

Name and address of host institution :

POLITECNICO DI TORINO, C.SO DUCA DEGLI ABRUZZI 24
10129 TORINO

Name of the BACKIS coordinator at host institution :

STELLA VISCONTI

We hereby confirm, that Ms / Mr : *Melentiev Ruslan*

Home institution : *Odessa National Politechnical University*

Level of Mobility : Undergraduate Master Doctorate Post-Doctorate
 Academic/Administrative Staff

Thematic Field : *Mechanical Engineering*

has followed a mobility at our university from : *15.09.2014* to *14.10.2015*
for a duration of *12* month(s).

Place : *Torino*

Date : *2.10.2015*

Signature local coordinator:

Stella Visconti

Signature grantee:

Alif

Stamp of the host institution :



This document must be signed and stamped and commit the grantee to provide his return boarding pass to the local coordinator (scan + original) as soon as he is back to his home country



Додаток 3

Акти промислового впровадження результатів дослідження



ООО «Медико-инструментальный завод новые технологии и маркетинг»

Украина, г. Белгород-Днестровский, Одесской обл., ул. Л.Попова, 2
тел/факс (04849) 3-55-00
<http://www.mizntm.com.ua>, e-mail: inbox@mizntm.com.ua

28 X 12016 № 17-K

на № _____ от _____



УТВЕРЖДАЮ

Директор предприятия
Макаров В. В.

Печать

Дата: 28 ноября 2016 г.

АКТ ВНЕДРЕНИЯ

Настоящий акт свидетельствует о том, что материалы диссертационной работы Мелентьева Руслана Юрьевича на тему «Повышение точности формы отверстий в деталях из углепластика» оказали пользу нашему предприятию в решении технологической задачи повышения производительности процесса сверления керамических изоляторов и трубок сушильно-стерилизаторных шкафов.

Не смотря на объект исследования диссертационной работы Р. Ю. Мелентьева, усовершенствование алмазного инструмента так же представляет интерес для обработки твердых неметаллических материалов. При сверлении керамики на основе оксида алюминия (Al_2O_3) используя разнозернистые алмазные сверла диаметром 6 мм, с оборотами шпинделя 2000 – 3000 об/мин, скоростью осевого движения 20 – 40 мм/мин и водным охлаждением способом «полива», достигается точность обработки отверстий по 9 - 12 качеству точности, шероховатостью обработанной поверхности $R_a = 1,4 - 2$. При соблюдении технологических условий величина сколов по краям отверстий составляла 0,05 - 0,3 мм.

Ранее на нашем предприятии были попытки обрабатывать отверстия в технической керамике алмазными инструментами на гальванической связке корончато-ребристой и «перьевой» геометрии. С переходом от однослойного (125/100 мкм, АС32, гальваноникель) ребристого алмазного инструмента, выполненного методом гальваностегии, к спеченному двухслойному (200/160 мкм + 63/50 мкм, АС80 + АС15, порошковая металлургия) износостойкость инструмента возросла в 40 раз, а машинное время на выполнение процесса сверления одного отверстия в указанных деталях сократилось в 3 раза.

БЛАНК ПРЕДПРИЯТИЯ



УТВЕРЖДАЮ

Руководитель предприятия

Печать

Дата 10.06.2016 г.

АКТ

о внедрении результатов
кандидатской диссертационной работы
Мелентьева Руслана Юрьевича

Настоящим актом подтверждается, что результаты диссертационной работы «Повышение точности формы отверстий в деталях из углепластика» представленной на соискание ученой степени кандидата технических наук, представляют практический интерес и использованы в производственной деятельности предприятия ЧАО "Фирма Эллипс" при разработке технологического процесса изготовления ряда изделий из полимерных композиционных материалов. Разработки Мелентьева Р. Ю. нашли применение при планировании технологической операции сверления сквозных отверстий в деталях из углепластика спортивного назначения (хоккейные клюшки, лыжи, лыжные палки, вёсла и другое), производство которых запланировано на 2018 год.

При разработке технологического процесса изготовления указанных изделий были использованы следующие элементы содержания диссертации Мелентьева Р. Ю.:

– Раздел III. Экспериментальные данные по исследованию характера развития осевой силы при сверлении углепластиков. Рекомендаций и справочные таблицы по обработке отверстий в полимерных композитах;

– Раздел IV. Теоретические исследования теплонапряженности процесса обработки резанием анизотропных материалов с низкой теплопроводностью;

– Раздел V. п.3 Сравнение технологических характеристик спирального и кольцевого сверл.

Использование указанных результатов ассистировало в реализации запланированного расширения спектра выпускаемой продукции и позволило повысить уровень подготовки ИТР предприятия.

Общество с ограниченной ответственностью «АНТОХИЙ»


Предприятие: ООО «АНТОХИЙ»
Адрес: Украина 67700 Одесская обл. г.Белгород-Днестровский ул.Маяковского ,59
Почтовый адрес: 67701 ул.Первомайская, 70 а/я 57
ОКПО 38058078 МФО328704 р/с26003060901025 ЮГРУ «ПРИВАТБАНК»
Тел. (048) 787-23-85; 095 873 20 70; бух. (04849) 6-78-32
E-mail antohiy2012@mail.ru

исх. № 16
от «12» 12 2016 г.

УТВЕРЖДАЮ

Директор предприятия

Антохий А. Н.

Печать  Дата "12" декабря 2016 г.

АКТ

о внедрении результатов
кандидатской диссертационной работы
Мелентьева Руслана Юрьевича

Настоящий акт в том, что результаты диссертационной работы «Повышение точности формы отверстий в деталях из углепластика» представленной на соискание ученой степени кандидата технических наук, представляют практический интерес и использованы в производственной деятельности нашего предприятия при разработке технологического процесса изготовления ряда изделий из слоистых пластиков на основе фенолформальдегидной и эпоксидной смол. Результаты работы Мелентьева Р. Ю. нашли применение при расчете технологических параметров операции сверления сквозных отверстий в панелях и щитах выполняемых из листового электротехнического стеклотекстолита (ГОСТ 12652-74) марок СТ, СТЭФ, СТЭФ-1.

Характеристика сверл:

диаметр 4 – 12 мм;
наруж. зерн. 63/50 мкм;
внутр. Зерн. 200/160 мкм;
марки алмаза АС 15 и АС 80, соотв.;

соотнош. толщ. наруж. слоя к внутр. до 1/10;
концентрация алмазов 100%;
связка никелево-гальваническая;

Режимы обработки:

на шпиндель 2000 – 3000 об/мин;
осевая подача 40 – 60 мм/мин;
подача СОЖ – отсутствует.

При выборе характеристик алмазных сверл использованы результаты диссертационной работы Р. Ю. Мелентьева.

Коллективное предприятие «Білгород-Дністровська підрядно – спеціалізована госпрозрахункова ремонтно- будівельна дільниця»

Україна. м. Білгород - Дністровський, вул. Лазо 26, Одеська обл.
р/р 2600130110217, код 03331594, МФО 328845 в Одеському областному управлінні
Державний Ощадний банк України
ПІН 033315915054, свідоцтво № 21383755
Ел. пошта: kvg58.58@mail.ru

УТВЕРЖДАЮ

Председатель правления
Каша В.Г.
Печать



Дата "10" декабря 2016 г.

АКТ ВНЕДРЕНИЯ

Настоящий акт составлен в том, что на предприятии РСУ Б-Д применяется алмазный разноразмерный инструмент, представленный в диссертационной работе Мелентьева Руслана Юрьевича на тему «Повышение точности формы отверстий в деталях из углепластика» для обработки отверстий диаметрами от 3 мм до 10 мм в стекле типа «Сталинит» и «Триплекс».

Разработанная в диссертации конструкция двухслойного кольцевого сверла является новаторским решением снижения усилий резания без потери качества поверхности отверстия и эффективно применяется на нашем предприятии при обработке отверстий в автомобильном стекле. Использование вышеуказанного сверла освоено в соответствии с патентом и рекомендациями, изложенными в диссертации Мелентьева Р. Ю.

Характеристика сверл: диаметр 3 – 10 мм; зернистости 63/50 мкм наружная и 200/160 мкм внутренняя; марки алмаза АС 15 и АС 80, соответственно; соотношение толщина наружного слоя к внутреннему от 1/5 до 1/10; концентрация 100%; связка никелевая методом гальваностегии. При выборе характеристик алмазных сверл использованы результаты диссертационной работы Р. Ю. Мелентьева.

Режимы обработки: число оборотов шпинделя 2000 – 5000 об/мин; рабочая подача 20 – 40 мм/мин; способ подачи СОЖ – во внутреннюю полость сверла под давлением.

Применение двухслойных алмазных сверл Украинского производителя позволило заменить алмазный инструмент фирмы «Baitiande» (Китай), что снизило затраты на инструмент в 2 раза.

Україна
67780 Одеська область
м.Білгород-Дністровський
смт.Сергіївка, вул.Гагаріна 13-А
тел(04849)47-3-71, тел/ф 48-6-74
р/р 26008300110947 в Ощадбанку
м.Білгород-Дністровського
МФО 328845, код 13922988

Украина
67780 Одесская область
г.Белгород-Днестровский
пгт.Сергеевка,ул.Гагарина 13-А
тел(04849)47-3-71, тел/ф 48-6-74
р/с 26008300110947 в Сбербанке
г.Белгород-Днестровского
МФО 328845, код 13922988

УТВЕРЖДАЮ

Директор предприятия

Лазукин В. М.

Печать



Дата: 09 декабря 2016 г.

АКТ

о внедрении результатов
кандидатской диссертационной работы
Мелентьева Руслана Юрьевича

Настоящим актом подтверждается, что результаты диссертационной работы Мелентьева Р. Ю. на тему «Повышение точности формы отверстий в деталях из углепластика» представляют практический интерес и использованы в ремонтно-слесарном цехе нашего предприятия на операции сверления новых и отреставрированных кузовных деталей автотехники, выполненных из волокнистых слоистых пластмасс.

Опираясь на теоретические исследования теплонапряженности процесса кольцевого сверления представленные в диссертационной работе Мелентьева Р. Ю., формообразование отверстий крепежного назначения в стеклопластиковых деталях (элементы кабины, бамперов, крыльев, подкрылков и прочих кузовных деталей автобусов и автомобилей) выполняется в два этапа: сверление глухого отверстия и досверливание насквозь. Такой подход позволил устранить возникновение «горелой кромки», снизить разломачивание (ворсистость) на выходной стороне отверстия и нивелировать необходимость последующего зенкерования полученных кромок. Указанное привело к сокращению норм времени монтажных работ и повышению эксплуатационных свойств деталей.