

Національний аерокосмічний університет ім. М. Є. Жуковського
«Харківський авіаційний інститут»
Міністерство освіти і науки України

Національний аерокосмічний університет ім. М. Є. Жуковського
«Харківський авіаційний інститут»
Міністерство освіти і науки України

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

ШИПУЛЬ ОЛЬГА ВОЛОДИМИРІВНА

УДК 621.785.044 : 533.27 : 519.876.5 (043)

ДИСЕРТАЦІЯ

НАУКОВІ ОСНОВИ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО
ОБРОБЛЕННЯ ДЕТОНУВАЛЬНИМИ ГАЗОВИМИ СУМІЩАМИ

05.03.07 – процеси фізико-технічної обробки

13 – механічна інженерія

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело



О. В. Шипуль

Науковий консультант

Планковський Сергій Ігорович, доктор технічних наук, професор

Харків – 2024

АНОТАЦІЯ

Шипуль О. В. Наукові основи прецизійного термоімпульсного оброблення детонуючими газовими сумішами. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.03.07 – процеси фізико-технічної обробки. – Національний аерокосмічний університет ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут», Харків, 2024.

Дисертацію присвячено вирішенню важливої науко-технічної проблеми комплексної автоматизації проектування технології й обладнання фінішного прецизійного оброблення продуктами згоряння газових сумішей на основі математичного моделювання процесів фізико-технічного оброблення матеріалів і науково обґрунтованих технічних рішень виконавчих систем обладнання. Актуальність роботи зумовлена тим, що основною перешкодою інтеграції до кола сучасного виробництва фінішних технологій, які реалізують термоенергетичні методи оброблення з доведеними унікальними високоефективними можливостями, є відсутність достовірних методів і методик автоматизованого призначення технологічних режимів, які мають точно враховувати закономірності стану складного об'єкта (або групи об'єктів), оброблення під дією ланцюга пов'язаних і взаємовпливових швидкоплинних процесів газодинамічної течії хімічно-реагуювальних газових сумішей і процесів теплообміну, а визначення таких закономірностей, своєю чергою, є актуальною проблемою фізико-технічного оброблення.

В першому розділі дисертаційної роботи на підставі огляду тенденцій розвитку прецизійного виробництва, встановлення зв'язків промислової чистоти з чинниками якості прецизійних механізмів, критичного аналізу сучасних методів і технологій фінішного зачищення крайок й очищення поверхонь визначено перспективи прецизійного термоенергетичного оброблення, й сформульовано мету роботи як створення науково обґрунтованих методів, моделей, методик і нових технічних рішень, спрямованих на автоматизацію призначення режимів і обладнання для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами.

В другому розділі роботи розроблено математичні моделі, які описують робочі процеси при термоімпульсному обробленні, зокрема, генерації паливної суміші, ініціації згоряння, горіння за різними режимами та керованого випуску продуктів згоряння. При цьому склад моделей визначено з урахуванням особливостей, притаманних процесу термоімпульсного оброблення, і для всіх моделей введено критерії, які забезпечують визначення показників якості, що направлені на забезпечення прецизійності оброблення. Проведено комплексну верифікацію зазначених моделей з даними натурних експериментів, отриманих як в ході досліджень в рамках роботи, так і в роботах, виконаних іншими авторами. Для розроблених моделей похибка в порівнянні з експериментальними даними складає від 0,5 до 6%, що в усіх випадках лежить в межах точності експериментальних вимірювань.

В третьому розділі роботи вперше запропоновано формулювання задачі найрозрідженого пакування для визначення положення деталей складної форми при термоімпульсному обробленні. Показано, що така задача може бути розв'язана з використанням апарату ϕ -функцій. Отримав подальший розвиток метод еквівалентної камери стосовно до задач термоімпульсної обробки деталей складної форми. На відміну від раніше застосовуваних підходів показано, що для застосування методу необхідно забезпечити суміщення центрів ваги та головних центральних осей інерції тонких оболонок, що співпадають з поверхнями оригінальної та еквівалентної деталі, а розміри еквівалентної деталі визначати з умови зменшення головних центральних моментів інерції вказаних оболонок відносно головних центральних моментів інерції оригінальної деталі зі зворотньо пропорційний відношенням їх площ. Розроблене алгоритмічне забезпечення для розв'язання сформульованих задач для базових геометричних примітивів та їхніх композицій.

У четвертому розділі роботи запропоновано модель оплавлення задирки і оброблення крайки, що враховує змінення геометрії задирки при оплавленні. На відміну від підходів, що застосовувалися раніше, при побудові моделі враховано зменшення конвективного питомого теплового потоку із зростанням температури металу. Показано, що побудову залежностей кваліметричного показника крайки і

часу оброблення при варіюванні геометрії крайки і розмірів заDIRKI доцільно проводити числовим моделюванням з використанням запропонованої моделі. При цьому питомий тепловий потік має бути додатково усереднений за часом дії, що дозволяє при розрахунках задавати його у вигляді ряду значень в діапазоні, що досягається при термоімпульсному обробленні. Показано, що при термоімпульсному зачищенні облою на деталях з термопластів призначення режимів оброблення має здійснюватися з урахуванням змінення температури в облої і на поверхні деталі та очікуваного діапазону змінення товщини і довжини облою. Для випадку термоімпульсного оброблення крайок металевих деталей запропоновано методику призначення режимів зачищення за кваліметричними показниками з урахуванням міцнісних обмежень. Виходячи зі встановлених вимог щодо точності кваліметричних показників крайок визначено вимоги до точності дозування компонент паливної суміші та часу термоімпульсного оброблення.

У п'ятому розділі дисертаційної роботи для забезпечення сформульованих вимог щодо точності дозування компонент паливної суміші при прецизійному термоімпульсному обробленні запропоновано технічні рішення щодо способу генерації паливної суміші для термоімпульсного оброблення та обладнання для його реалізації. Спроектовано та виготовлено блок високоенергетичного іскрового запалювання з регульованою енергією іскрового розряду. Блок призначений для періодичного запалювання горючих газових сумішей з підвищеною мінімальною енергією запалювання у середовищі атмосферного та високого тиску з можливістю прямої ініціації детонації. Удосконалено конструкцію клапану керованого випуску продуктів згоряння з робочої камери термоімпульсної установки, що дозволило виконати вимоги до точності забезпечення часу оброблення. Для калібрування числових моделей розроблено та виготовлено модульний автономний автоматичний реєстратор експериментальних даних, який не потребує з'єднання зі зовнішньою вимірювальною апаратурою. Розроблено методику побудови цифрових близнюків для управління та моніторингу роботи автоматизованого обладнання термоімпульсної обробки газовими сумішами, яка дозволяє зі забезпеченням високої точності отримуваних результатів

суттєво скоротити час їх визначення. Розроблені моделі, алгоритми та технічні рішення для систем термоімпульсного обладнання та системи ЧПК дозволяють забезпечити встановлені вимоги щодо точності генерації суміші, часу оброблення та стабільності цих параметрів при циклічній роботі.

Наукова новизна одержаних результатів полягає в такому:

– уперше розроблено комплекс математичних моделей, що описують робочі процеси систем термоімпульсного обладнання, зважаючи на вимоги до прецизійності їхньої роботи, а саме генерації паливної суміші, ініціації горіння, згорання паливної суміші, беручи до уваги теплообмін і випускання продуктів згорання, який ураховує особливості, притаманні робочим процесам систем термоімпульсного обладнання й охоплює комплекс цільових функцій, спрямованих на забезпечення прецизійності їхньої роботи;

– для розв’язання задачі просторового розташування деталей під час термоімпульсного оброблення вперше сформульовано задачу найбільш розрідженої балансної компоновки й розроблено метод її розв’язання, використовуючи апарат *phi*-функцій. Показано, що в разі оброблення одиначної деталі така задача може бути розв’язана суміщенням центрів ваги й головних центральних осей інерції тонких оболонок, які збігаються із зовнішньою поверхнею деталі та внутрішньою поверхнею робочої камери;

– отримав подальший розвиток метод еквівалентної камери щодо задач термоімпульсного оброблення деталей складної форми. На відміну від раніше відомих підходів показано, що для застосування методу необхідно забезпечити суміщення центрів ваги й головних центральних осей інерції тонких оболонок, що збігаються з поверхнями оригінальної й еквівалентної деталей, а розміри еквівалентної деталі визначати з умови зменшення головних центральних моментів інерції вказаних оболонок відносно головних центральних моментів інерції оригінальної деталі зі зворотним пропорційним відношенням їхніх площ;

– уперше розроблено метод призначення режимів термоімпульсного оброблення крайок на підставі сумісного розв’язання задач про визначення енергетичних

характеристик устаткування й стану крайки під впливом питомого теплового потоку з відомою інтенсивністю, який дозволяє призначати технологічні параметри оброблення крайок за значеннями кваліметричного показника, ураховуючи граничні величини питомого теплового потоку;

– уперше на основі числового моделювання встановлено міцнісні обмеження під час термоімпульсного оброблення деталей з литва й деталей після хіміко-термічного оброблення, що дозволило встановити обмеження з часу їхнього оброблення, виходячи з величини осередненого питомого теплового потоку.

Практичне значення роботи полягає у наступному:

– для забезпечення науково обґрунтованих вимог щодо точності дозування компонент паливної суміші на рівні 0,1% під час прецизійного термоімпульсного оброблення запропоновано використовувати спосіб генерації, за якого здійснюють одночасне подання компонентів через отвори із критичним перерізом. При цьому компоненти суміші подають із попередньо наповнених проміжних посудин регульованого об'єму із забезпеченням рівної температури газів у проміжних посудинах протягом витікання. Розроблено й виготовлено генератор паливної суміші, який реалізує запропонований спосіб;

– спроектовано та виготовлено систему ініціації керованого згоряння, яка містить блок високоенергетичного іскрового запалювання з регульованою енергією іскрового розряду й спеціальні свічки запалювання, завдяки яким ефективно реалізуються режими прямої ініціації детонації паливної суміші;

– удосконалено конструкцію клапану керованого випускання продуктів згоряння з робочої камери термоімпульсної установки. На відміну від раніше використовуваної конструкції, запропоновано здійснювати попереднє подання тиску на відкриття клапана з його утриманням електромагнітом. Це дозволяє досягти необхідних показників як за швидкістю спрацьовування (на рівні 0,01 с), так і за його стабільністю. Окрім цього, на вимогу забезпечити потрібний час оброблення деталі, для узгодження роботи систем ініціації згоряння й керованого випускання клапан обладнано засобами контролю положення (енкодерами);

– уперше для калібрування числових моделей розроблено й виготовлено модульний автономний автоматичний реєстратор експериментальних даних, який не потребує з'єднання із зовнішньою вимірювальною апаратурою. Пристрій розміщується безпосередньо в камері термоімпульсного обладнання, має на собі необхідну кількість датчиків, а також енергонезалежну систему зчитування, перетворення та зберігання інформації. Апаратне й програмне забезпечення реєстратора в поєднанні з розробленими числовими моделями робочих процесів термоімпульсного оброблення є базою для повної автоматизації проектування процесів фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами з гарантованим рівнем якості деталей;

– уперше щодо автоматизації технології термоімпульсного оброблення, зокрема для визначення відповідних налаштувань обладнання й прогнозування параметрів якості оброблення, розроблено методику побудови цифрових близнюків на основі комбінації моделей зниженого порядку (ROM) робочих процесів оброблення й одновимірних моделей для стандартних елементів газового тракту, яка дозволяє із забезпеченням високої точності отримуваних результатів суттєво скоротити час їхнього визначення за рахунок використання моделей процесів зниженого порядку й використання стандартних елементів бібліотек Twin Builder та Modelica, які імітують роботу елементів керування (клапанів) й моніторингу (сенсорів). Розроблені моделі, алгоритми й технічні рішення для систем термоімпульсного обладнання й системи ЧПК дозволяють забезпечити встановлені вимоги щодо точності генерації суміші, часу оброблення й стабільності цих параметрів за циклічної роботи.

Результати дисертаційної роботи прийняті для впровадження у виробництво на ДП «ХМЗ «ФЕД». Створена науково-технічна база, яка використовується для виконання науково-дослідних робіт і підготовки фахівців в Національному аерокосмічному університеті ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут» (ХАІ). Наукові здобутки, отримані під час виконання дисертаційної роботи, стали базою для діючої колаборації в наукових дослідженнях між ХАІ, Варшавським політехнічним університетом (Warsaw University of Technology, Poland) й Університетом Паннонії (Pannon Egyetem, Hungary).

Ключові слова: автоматизація, прецизійне термоімпульсне оброблення, математичні моделі, балансне компонування, генерація паливної суміші, детонаційне згорання, теплові потоки.

СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Список публікацій, в яких опубліковані основні наукові результати дисертаційної роботи.

Статті у наукових виданнях, включених до Переліку наукових фахових видань України:

1. Сучасний стан та перспективи розвитку технологій фінішної обробки прецизійних деталей літальних апаратів / С. І. Планковський, О. В. Лосев, О. В. Шипуль, О. С. Борисова // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2010. – № 2 (69). – С. 39–47.

2. Шипуль О. В. Тенденции развития прецизионного производства / О. В. Шипуль // *Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосмич. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиаци. ин-т»*. – Харьков, 2015. – Вып. 1 (81). – С. 77–90.

3. Шипуль О. В. Сучасні методи фінішного упорядження крайок прецизійних деталей / О. В. Шипуль // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2015. – № 4 (121). – С. 16–25.

4. Планковский С. И. Проблемы развития методов финишной отделки и очистки интенсивными тепловыми потоками / С. И. Планковський, О. В. Шипуль // *Проблемы машиностроения*. – 2011. – Т. 14, № 2. – С. 72–82.

5. Моделювання термоімпульсної обробки з урахуванням неоднорідності паливної суміші / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, О. С. Борисова // *Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіаци. ін-т»*. – Харків, 2010. – Вип. 46. – С. 75–87.

6. Сумішоутворення в камерах термоімпульсних машин при обробці деталей агрегатів двигунів ЛА / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, В. Г. Козлов // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2010. – № 9 (76). – С. 7–11.

7. Моделювання теплообміну при загасанні ударних хвиль в замкнутій камері / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов Є. С. Палазюк, В. Л. Малащенко // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2014. – № 1 (108). – С. 104–109.

8. Методика розрахунку теплових потоків при термоімпульсній обробці детонуючими газовими сумішами / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. С. Палазюк, С. О. Красовський // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2014. – № 6 (113). – С. 17–23.

9. Числове дослідження змішування в системі генерації газової суміші / В. Є. Гайдачук, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський, В. О. Гарін, О. В. Трифонов, С. І. Планковський // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2021. – № 6 (176). – С. 39–48. DOI: 10.32620/akt.2021.6.05.

10. Розрахунок теплових потоків при термоімпульсному обробленні з форкамерно-факельним підпалюванням / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник, В. Л. Малащенко, С. О. Красовський // *Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т»*. – Харків, 2013. – Вип. 62. – С. 89–97.

11. Числове та експериментальне дослідження наповнення резервуару компонентом газової суміші / О. В. Шипуль, С. О. Заклінський, В. В. Комбаров, О. А. Павленко, В. О. Гарін // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2021. – № 4 (172). – С. 63–72. DOI: 10.32620/akt.2021.4.09.

12. Методика вибору параметрів форкамери для термоімпульсної обробки деталей з пластмас / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник, В. Л. Малащенко, С. О. Красовський // *Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т»*. – Харків, 2013. – Вип. 61. – С. 39–46.

13. Моделювання процесу оплавлення задирок при термоімпульсній обробці детонуючими сумішами / О. В. Шипуль, С. І. Планковський, О. В. Гайдачук, Є. С. Палазюк // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2013. – № 3 (100). – С. 4–11.

14. Методика назначення режимов термоимпульсной зачистки деталей из термопластов / С. И. Планковский, А. Н. Мещеряков, О. В. Шипуль,

В. Л. Малашенко // Вопросы проектирования и производства летательных аппаратов : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». – Харьков, 2013. – Вып. 4 (76). – С. 94–105.

15. Аналіз термічних напружень деталі під дією термоімпульсного навантаження / О. В. Шипуль, В. Б. Минтюк, Д. А. Брега, С. О. Крицький // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авиац. ін-т». – Харків, 2016. – Вип. 72. – С. 77–90.

16. Кузнецов І. Б. Математичне моделювання напруженого стану деталей військової техніки при детонаційній очистці / І. Б. Кузнецов, Є. В. Цегельник, О. В. Шипуль // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авиац. ін-т». – Харків, 2016. – Вип. 73. – С. 44–51.

17. Дослідження тріщиностійкості деталі під дією термоімпульсного навантаження / О. В. Шипуль, І. Б. Кузнецов, Г. С. Тевзадзе, Р. О. Ходек // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2017. – № 1 (136). – С. 67–72.

18. Планковський С. І. Алгоритм призначення режимів термоімпульсної обробки з урахуванням міцнісних обмежень / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2018. – № 4 (148). – С. 63–71. DOI: 10.32620/aktt.2018.4.09.

19. Планковський С. І. Математична модель опорядження крайок при термоімпульсній обробці / С. І. Планковський, О. В. Шипуль // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2015. – № 9 (126). – С. 51–55.

20. Шипуль О. В. Методика призначення режимів термоімпульсного опорядження з урахуванням вимог до якості кромки / О. В. Шипуль, І. Б. Кузнецов, Є. С. Палазюк // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2015. – № 5 (122). – С. 21–26.

21. Модульний автономний автоматичний реєстратор параметрів термоімпульсного оброблення / О. А. Павленко, Є. О. Аксьонов, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2022. – № 4 (180). – С. 68–78. DOI: 10.32620/aktt.2022.4.08.

Статті у наукових періодичних виданнях інших держав із напрямку:

22. Development of a digital twin for gas mixing in a generator / O. Shypul, V. Garyn, D. Tkachenko, S. Plankovskyy, O. Tryfonov // Hungarian Journal of Industry and Chemistry. – 2023. – Vol. 51, iss. 1. – P. 35–42. DOI: 10.33927/hjic-2023-06

Статті у наукових періодичних виданнях включених до категорії «А» Переліку наукових фахових видань України, або у закордонних виданнях, проіндексованих у базах даних Web of Science Core Collection та/або Scopus:

23. Sparsest packing of two-dimensional objects / T. Romanova, A. Pankratov, I. Litvinchev, S. Plankovskyy, Y. Tsegelnyk, O. Shypul // International Journal of Production Research. – 2021. – Vol. 59, iss. 13. – P. 3900–3915. DOI: 10.1080/00207543.2020.1755471. **Scopus, Q1**

24. Sparsest balanced packing of irregular 3D objects in a cylindrical container / T. Romanova, Y. Stoyan, A. Pankratov, I. Litvinchev, S. Plankovskyy, Y. Tsegelnyk, O. Shypul // European Journal of Operational Research. – 2021. – Vol. 291, iss. 1. – P. 84–100. DOI: 10.1016/j.ejor.2020.09.021. **Scopus, Q1**

25. Optical and electrical investigation of plasma generated by high-energy self-stabilized spark ignition system / M. Janda, K. Korytchenko, O. Shypul, S. Krivosheev, O. Yeresko, A. Kasimov // Physics of Plasmas. – 2023. – Vol. 30, iss. 5. – Paper No. 053501. DOI: 10.1063/5.0141261. **Scopus, Q1**

26. Determination of detonable gas mixture heat fluxes at thermal deburring / S. Plankovskyy, A. Teodorczyk, O. Shypul, O. Tryfonov, D. Brega // Acta Polytechnica. – 2019. – Vol. 59, iss. 2. – P. 162–169. DOI: 10.14311/AP.2019.59.0162. **Scopus, Q2**

27. Simulation of surface heating for arbitrary shape's moving bodies/sources by using R-functions / S. Plankovskyy, O. Shypul, Ye. Tsegelnyk, O. Tryfonov, I. Golovin // Acta Polytechnica. – 2016. – Vol. 56, iss. 6. – P. 472–477. DOI: 10.14311/AP.2016.56.0472. **Scopus, Q3**

28. Constructions of the experimental-estimation model for releasing combustion products at thermal pulse processing / O. Tryfonov, O. Shypul, S. Plankovskyy, V. Garin // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2022. – Vol. 6, iss. 1. – P. 6–15. DOI: 10.15587/1729-4061.2022.267798. **Scopus, Q3**

29. Shypul O. Transient thermoelastic analysis of a cylinder having a varied coefficient of thermal expansion / O. Shypul, V. Myntiuk // Periodica Polytechnica

Mechanical Engineering. – 2020. – Vol. 64, iss. 4. – P. 273–278.
DOI: 10.3311/PPme.14733. **Scopus, Q3**

30. Dynamic method of gas mixtures creation for plasma technologies / S. I. Plankovsky, O. V. Shypul, S. A. Zaklinsky, O. V. Tryfonov // Problems of Atomic Science and Technology. – 2018. – № 6 (118). – P. 189–193. – Mode of access: https://vant.kipt.kharkov.ua/ARTICLE/VANT_2018_5/article_2018_5_121.pdf.

Scopus, Q3

31. Numerical simulation of gap length influence on energy deposition in spark discharge / K. Korytchenko, O. Shypul, D. Samoilenko, I. Varshamova, A. Lisniak, S. Harbuz, K. Ostapov // Electrical Engineering & Electromechanics. – 2021. – № 1. – P. 35–43. DOI: 10.20998/2074-272X.2021.1.06. **Scopus, Q4**

Монографії (розділи у колективних монографіях):

32. Дисперсне компонування при фінішному обробленні детонувальними газовими сумішами : монографія / Ю. Стоян, С. Планковський, О. Шипуль [та ін.]. – Київ : Наукова думка, 2021. – 171 с.

33. Advanced thermal energy method for finishing precision parts / S. Plankovsky, V. Popov, O. Shypul [et al.] // Advanced Machining and Finishing / ed. by A. Pramanik, K. Gupta. – Amsterdam : Elsevier, 2021. – P. 527–575. DOI: 10.1016/B978-0-12-817452-4.00014-2. DOI: 10.1016/B978-0-12-817452-4.00014-2. **Scopus**

Патенти на винахід, що пройшли кваліфікаційну експертизу:

34. Пат. 125380 Україна, МПК(2022.01) B01F 3/02 (2006.01), B01F 13/00, G05D 11/00. Спосіб генерації газової суміші / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, С. О. Заклінський, Г. С. Тевзадзе. – № а201810303 ; заявл. 17.10.2018 ; опубл. 02.03.2022, Бюл. № 9. – 4 с.

35. Пат. 94196 Україна, МПК(2011.01) F02D 19/00, F02M 21/00, F23N 01/00. Спосіб дозування компонентів суміші в імпульсному тепловому двигуні / С. О. Мазніченко, С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов – № а201007632 ; заявл. 18.06.2010 ; опубл. 11.04.2011, Бюл. № 7. – 2 с.

Список публікацій, які засвідчують апробацію матеріалів дисертації:

36. Shypul O. Modern methods of finishing edges and cleaning surfaces of metal parts / O. Shypul // Abstracts Book of 10th International Engineering Symposium at

Bánki. IESB'2018 : Nov. 21, 2018 / Óbuda University. – Budapest, 2018. – P. 71.

37. Планковський С. І. Моделювання генератора паливної суміші термоімпульсної установки / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський // Новые технологии в машиностроении : материалы XXIX Междунар. конф., [Коблево], 3–8 сент. 2019 г. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т» [и др.]. – Харьков, 2019. – С. 94.

38. Планковський С. І. Застосування методу еквівалентної камери при розрахунку теплових потоків у процесах детонаційної обробки / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський // Удосконалювання енергоустановок методами математичного і фізичного моделювання : тези доп. XVII Міжнар. наук.-техн. конф., [Харків], 7–11 жовт. 2019 р. / Ін-т проблем машинобудування ім. А. М. Підгорного НАН України. – Харків, 2019. – С. 8–9.

39. Maxwell B. Numerical simulation of compression and detonation strokes in a pulse compression detonation system Numerical simulation of compression and detonation strokes in a pulse compression detonation system / B. Maxwell, K. Korytchenko, O. Shypul // Advances in Design, Simulation and Manufacturing III : proc. 3rd Intern. conf. on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange. DSMIE'2020, 9–12 June 2020, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2020. – Vol. 2. – P. 169–178. – (Lecture Notes in Mechanical Engineering. LNME, ISSN 2195-4356). DOI: 10.1007/978-3-030-50491-5_17. **Scopus**

40. Numerical simulations of mixture formation to ensuring the quality of thermal deburring / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk [et al.] // Advances in Mechanical and Power Engineering : sel. papers from the 14th Intern. conf. on Advanced Mechanical and Power Engineering. CAMPE'2021, 18–21 Oct. 2021, virtual, online. – Cham : Springer, 2023. – P. 108–117. – (Lecture Notes in Mechanical Engineering. LNME, ISSN 2195-4356). DOI: 10.1007/978-3-031-18487-1_11. **Scopus**

41. Determination of the mass of gas in a reservoir at filling with a mixture component under the pressure / O. Shypul, S. Plankovskyy, S. Zaklinsky [et al.] // International Scientific and Technical Conference on Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering. ICTM'2021 : proceedings, 28–29 Oct. 2021, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2022. – P. 166–177. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 367). DOI: 10.1007/978-3-030-94259-5_16. **Scopus**

42. Development of a digital twin of reservoir filling by gas mixture component /

O. Shypul, V. Garin, D. Tkachenko [et al.] // Mathematical Modeling and Simulation : sel. papers from the 17th Intern. conf. on Mathematical Modeling and Simulation of Systems. MODS'2022 : proceedings, 14–16 Nov. 2022, Chernihiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2023. – P. 85–98. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 667). DOI: 10.1007/978-3-031-30251-0_7. **Scopus**

43. Balance layout problem with the optimized distances between objects / S. Plankovskyy, A. Nikolaev, O. Shypul [et al.] // Data Analysis and Optimization for Engineering and Computing Problems : proc. of the 3rd EAI Intern. conf. on Computer Science and Engineering and Health Services. COMPSE'2019, 28–29 Nov. 2019, Mexico. – Cham : Springer, 2020. – P. 85–93. – (EAI/Springer Innovations in Communication and Computing. EAISICC, ISSN 2522-8595). DOI: 10.1007/978-3-030-48149-0_7. **Scopus**

44. Amplification of heat transfer by shock waves for Thermal Energy Method / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk [et al.] // International Scientific and Technical Conference on Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineerin – Synergetic Engineering. ICTM'2020 : proceedings, 29–30 Oct. 2020, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2021. – P. 577–587. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 188). DOI: 10.1007/978-3-030-66717-7_49. **Scopus**

45. Circular layout in thermal deburring / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk [et al.] // Mathematical Modeling and Simulation of Systems. MODS'2020 : sel. papers of 15th Intern. sci.-pract. conf., 2020 June 29 – July 01, Chernihiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2021. – P. 111–120. – (Advances in Intelligent Systems and Computing. AISC, ISSN 2194-5357 ; vol. 1265). DOI: 10.1007/978-3-030-58124-4_11. **Scopus**

46. Планковский С. И. Разработка методики определения термонапряженного состояния деталей при термоимпульсной обработке / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, Е. В. Цегельник // Інтегровані комп'ютерні технології в машинобудуванні. ІКТМ'2017 : тези доп. Всеукр. наук.-техн. конф. / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». – Харків, 2017. – Т. 1. – С. 31–32.

47. Система ЧПУ для автоматизированного комплекса прецизионной термоимпульсной обработки / С. И. Планковский, О. В. Шипуль [и др.] //

Космические технологии: настоящее и будущее : тез. докл. VII Междунар. конф., 21–24 мая 2019 г. / Гос. предпр. «КБ «Южное» им. М. К. Янгеля». – Днепр, 2019. – С. 89.

48. Experimental setup with stand-alone automatic modular logger of parameters of thermal pulse processing / O. Shypul, O. Pavlenko, Y. Aksonov [et al.] // International Scientific and Technical Conference on Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering. ICTM'2022 : proceedings, 28–29 Oct. 2022, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2023. – P. 16–28. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 657). DOI: 10.1007/978-3-031-36201-9_2. **Scopus**

49. Investigation of the electrical parameters of an advanced high-energy ignition system / K. Korytchenko, M. Janda, O. Shypul [et al.] // Smart Technologies in Urban Engineering : proc. Intern. conf. on Smart Technologies in Urban Engineering. STUE'2022, 9–11 June 2022, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2023. – P. 177–188. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 536). – DOI: 10.1007/978-3-031-20141-7_17. **Scopus**

50. Дослідження клапана керованого випуску продуктів згорання автоматизованого комплексу для прецизійної термоімпульсної обробки / О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, Є. О. Аксьонов [та ін.] // XXIV Міжнародний конгрес двигунобудівників : тези доп. / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т» [та ін.]. – Харків, 2019. – С. 104–105.

51. Optical and electrical investigation of plasma generated by high-energy self-stabilized spark ignition system / M. Janda, K. Korytchenko, O. Shypul [et al.] // 9th Central European Symposium on Plasma Chemistry (CESPC-9) joint with COST Action CA19110 Plasma Applications for Smart and Sustainable Agriculture (PIAgri) : book of abstr., 4–9 Sept. 2022, Vysoké Tatry, Slovakia. – Bratislava, 2022. – P. 41.

52. Permanent magnet synchronous generator stabilization system with induction motor in ANSYS Twin Builder / V. Pliuhin, V. Herasymenko, O. Shypul [et al.] // Smart Technologies in Urban Engineering : proc. 2nd Intern. conf. on Smart Technologies in Urban Engineering. STUE'2023, 8–10 June 2023, virtual, online. – Cham : Springer, 2023. – P. 258–270. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 808). DOI: 10.1007/978-3-031-46877-3_23. **Scopus**

Список публікацій, які додатково відображають наукові результати дисертації:

53. Sparse 2D packing in thermal deburring with shock waves acting effects / S. Plankovsky, T. Romanova, O. Shypul [et al.] // Human Assisted Intelligent Computing: Modelling, simulations and applications / ed. by M. S. Manshahia [et al.]. – Bristol : IOP Publishing, 2023. – Chap. 13. – P. 1–20. DOI: 10.1088/978-0-7503-4801-0ch13. **Scopus**

54. Basic principles for thermoplastic parts finishing with Impulse Thermal Energy Method / S. Plankovsky, O. Shypul, Y. Tsegelnyk [et al.] // Handbook of Research on Advancements in the Processing, Characterization, and Application of Lightweight Materials / ed. by K. Kumar [et al.]. – Hershey : IGI Global, 2022. – P. 49–87. DOI: 10.4018/978-1-7998-7864-3.ch003.

55. Розроблення автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами: наукові матеріали : монографія / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник [та ін.] ; за ред. С. І. Планковського. – Харків : ХАІ, 2020. – 318 с.

56. Сучасні методи фінішного очищення інтенсивними потоками енергії : монографія / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник [та ін.]. – Харків : ХАІ, 2013. – 189 с.

57. Пат. 146262 Україна, МПК(2006) B01F 3/00. Спосіб приготування газової суміші заданого складу / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський, Є. В. Цегельник, В. В. Комбаров, Г. С. Тевзадзе, В. О. Гарін. – № u202005803 ; заявл. 10.09.2020 ; опубл. 03.02.2021, Бюл. № 5. – 4 с.

58. Пат. 146263 Україна, МПК(2006) B01F 3/00. Спосіб приготування газової суміші заданого складу / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський, Є. В. Цегельник, В. В. Комбаров, Є. О. Аксьонов. – № u202005803 ; заявл. 10.09.2020 ; опубл. 03.02.2021, Бюл. № 5. – 4 с.

59. Пат. 131497 Україна, МПК(2006.01) B23K 7/06. Спосіб термічного видалення ліквідів / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, С. О. Заклінський, Г. С. Тевзадзе. – № a201807337 ; заявл. 02.07.2018 ; опубл. 25.01.2019, Бюл. № 2. – 4 с.

60. Пат. 133161 Україна, МПК(2006.01) B23K 7/06. Спосіб термічного видалення ліквідів / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, С. О. Заклінський. – № u201810404 ; заявл. 22.10.2018 ; опубл. 25.03.2019, Бюл. № 6. – 4 с.

ABSTRACT

Shypul O. V. Scientific basis of the precision thermal pulse processing with detonating gas mixtures. – Scientific study on the rights of manuscript.

Dissertation with a view to obtaining the academic degree of Doctor of Technical Sciences in the specialty 05.03.07 – processes of physical and technical processing. – National Aerospace University «Kharkiv Aviation Institute», Kharkiv, 2024.

The dissertation is devoted to an important scientific and technical problem – the complex automation of technology and equipment design for the precision finishing with gas mixture combustion products based on mathematical modeling of the processes of physical and technical processing of materials and scientifically based technical solutions of executive systems of equipment. The relevance of the work is due to the fact that the main obstacle to the integration into the circle of modern production of finishing technologies, which implement thermal energy processing methods with proven unique highly effective capabilities, is the lack of reliable methods and techniques for the automated assignment of technological modes, which must accurately take into account the regularities of the state of a complex object (or groups of objects) of processing under the action of a chain of connected and mutually influencing fast-flowing processes of the gas-dynamic flow of chemically-reacting gas mixtures and heat exchange processes, and the determination of such regularities, in turn, is an actual problem of physical and technical processing.

In the first chapter of the thesis, based on the overview of trends in the development of precision manufacturing, the establishment of links between industrial cleanliness and the quality indicators of precision mechanisms, a critical analysis of modern methods and technologies of finishing edge cleaning and surface cleaning, the prospects of precision thermal energy processing are determined, and the purpose of the work is formulated as creating scientifically based methods, models, techniques and new technical solutions aimed at automating the assignment of modes and equipment for precision thermal pulse processing with detonating gas mixtures.

In the second part of the thesis, mathematical models are developed that describe the work processes during thermal pulse processing, in particular, the generation of the

fuel mixture, the initiation of combustion, combustion in different modes and the controlled release of combustion products. At the same time, the composition of the models is determined taking into account the features inherent in the process of thermal pulse processing, and criteria are introduced for all models that ensure the definition of quality indicators aimed at ensuring the precision of processing. A comprehensive verification of the specified models was carried out with the data of field experiments obtained both during research within the framework of the work and in works performed by other authors. For the developed models, the error in comparison with experimental data is from 0.5 to 6%, which in all cases lies within the accuracy of experimental measurements.

In the third section of the thesis, for the first time, the formulation of the problem of the rarest packing for determining the position of parts of complex shape during thermal pulse processing is proposed. It is shown that such a problem can be solved using the apparatus of phi-functions. The equivalent chamber method was further developed in relation to the problems of thermal pulse processing of parts of complex shape. In contrast to previously used approaches, it is shown that in order to apply the method, it is necessary to ensure the alignment of the centers of gravity and the main central axes of inertia of thin shells that coincide with the surfaces of the original and equivalent part, and the dimensions of the equivalent part are determined from the condition of reducing the main central moments of inertia of the specified shells relative to the main central moments of inertia of the original part with an inversely proportional ratio of their areas. Developed algorithmic support for solving formulated problems for basic geometric primitives and their compositions.

In the fourth section of the thesis, a model of burr melting and edge processing is proposed, which takes into account the change of burr geometry during melting. In contrast to the approaches used earlier, when building the model, the reduction of convective is taken into account heat flux with increasing metal temperature. It is shown that it is advisable to construct the dependences of the quality metric index of the edge and the processing time when varying the geometry of the edge and the size of the burr by numerical modeling using the proposed model. At the same time, the specific heat flux must be additionally averaged over the time of action, which allows for calculations to set it in

the form of a series of values in the range achieved during thermal pulse processing. It is shown that during thermal pulse removal of flash on thermoplastic parts, the assignment of processing modes should be carried out taking into account the temperature change in the flash and on the surface of the part and the expected range of changes in the thickness and length of the flash. For the case of thermal pulse processing of the edges of metal parts, a methodology for determining cleaning modes based on qualitative parameters, taking into account strength limitations, is proposed. Based on the established requirements for the accuracy of the quality parameters of the edges, the requirements for the accuracy of the dosing of the components of the fuel mixture and the time of thermal pulse processing are determined.

In the fifth chapter of the thesis, technical solutions regarding the method of generating the fuel mixture for thermal pulse processing and the equipment for its implementation are proposed in order to ensure the formulated requirements for the accuracy of dosing of the components of the fuel mixture during precision thermal pulse processing. A high-energy spark ignition unit with adjustable spark discharge energy was designed and manufactured. The block is designed for periodic ignition of combustible gas mixtures with increased minimum ignition energy in an atmospheric and high-pressure environment with the possibility of direct initiation of detonation. The design of the valve for the controlled release of combustion products from the working chamber of the thermal pulse unit was improved, which made it possible to meet the requirements for the accuracy of processing time. For the calibration of numerical models, a modular autonomous automatic experimental data recorder was developed and manufactured, which does not require connection with external measuring equipment. The technique of building digital twins for controlling and monitoring the operation of automated equipment for thermal pulse processing with gas mixtures has been developed. The proposed technique makes it possible to significantly reduce the time of their determination while ensuring high accuracy of the obtained results. The developed models, algorithms and technical solutions for systems of thermal pulse equipment and CNC systems allow to ensure the established requirements regarding the accuracy of mixture generation, processing time and stability of these parameters during cyclic operation.

The scientific novelty of the obtained results is as follows:

– for the first time, a set of mathematical models was developed that describe the working processes of thermal pulse equipment systems taking into account the requirements for the precision of their work, namely, the generation of the fuel mixture, the initiation of combustion, the combustion of the fuel mixture taking into account heat exchange, and the release of combustion products, which takes into account the peculiarities inherent in the work processes systems of thermal pulse equipment and includes a set of target functions aimed at ensuring the precision of their operation;

– to solve the problem of the spatial location of parts during thermal pulse processing, the problem of the sparsest balanced layout was formulated for the first time and a method of its solution using the *phi*-functions apparatus was developed. It is shown that in the case of processing a single part, this problem can be solved by combining the centers of gravity and the main central axes of inertia of thin shells, which coincide with the outer surface of the part and the inner surface of the working chamber;

– the equivalent chamber method received further development in relation to the problems of thermal pulse processing of parts of complex shape. In contrast to previously used approaches, it is shown that in order to apply the method, it is necessary to ensure the alignment of the centers of gravity and the main central axes of inertia of thin shells that coincide with the surfaces of the original and equivalent part, and the dimensions of the equivalent part are determined from the condition of reducing the main central moments of inertia of the specified shells relative to the main central moments of inertia of the original part with an inversely proportional ratio of their areas;

– for the first time, a method of assigning modes of thermal pulse processing of edges has been developed based on the joint solution of the problems of determining the energy characteristics of the equipment and the state of the edge under the influence of a specific heat flux with a known intensity, which allows to assign the technological parameters of edge processing according to the values of the qualitative indicator, taking into account the limit values of the specific heat flux;

– for the first time, on the basis of numerical modeling, strength limitations were

established during thermal pulse processing of parts from cast iron and parts after chemical-thermal treatment, which made it possible to establish limitations on the time of their processing based on the value of the averaged specific heat flux.

The practical significance of the work is as follows:

– in order to ensure scientifically based requirements regarding the accuracy of dosing of fuel mixture components at the level of 0.1% during precision thermal pulse processing, a generation method is implemented, in which the components are simultaneously supplied through holes with a critical section. At the same time, the components of the mixture are supplied from pre-filled intermediate vessels of adjustable volume, ensuring an even temperature of the gases in the intermediate vessels during the outflow. A fuel mixture generator that implements the proposed method has been developed and manufactured;

– a controlled combustion initiation system was designed and manufactured, which includes a high-energy spark ignition unit with adjustable spark discharge energy, and special spark plugs, thanks to which modes of direct initiation of detonation of the fuel mixture are effectively implemented;

– the design of the valve for the controlled release of combustion products from the working chamber of the thermal pulse installation has been improved. In contrast to the previously used design, it is proposed to apply preliminary pressure to open the valve with its retention by an electromagnet. This makes it possible to achieve the required indicators both in terms of activation speed (at the level of 0.01 s) and in terms of its stability. In addition, the valve is equipped with position control devices (encoders) to coordinate the operation of the combustion initiation and controlled release systems, as required to ensure the required time for processing the part;

– for the first time, a modular autonomous automatic experimental data recorder was developed and manufactured for the calibration of numerical models, which does not require connection with external measuring equipment. The device is placed directly in the chamber of the thermal pulse equipment, carries the necessary number of sensors, has a non-volatile system for reading, converting and storing information. The hardware and software of the recorder in combination with the developed numerical models of the

working processes of thermal pulse processing are the basis for the complete automation of the design of the finishing processing processes with detonating gas mixtures with a guaranteed level of quality of parts;

– for the first time, in relation to the automation of thermal pulse processing technology, in particular, to determine the appropriate equipment settings and predict processing quality parameters, a technique for building digital twins based on a combination of reduced-order models (ROM) of processing workflows and one-dimensional models for standard elements of the gas path has been developed, which allows providing high accuracy of the obtained results, to significantly reduce the time of their determination due to the use of models of reduced-order processes and the use of standard elements of the Twin Builder and Modelica libraries, which simulate the operation of control elements (valves) and monitoring (sensors). The developed models, algorithms and technical solutions for systems of thermal pulse equipment and CNC systems allow to ensure the established requirements regarding the accuracy of mixture generation, processing time and stability of these parameters during cyclic operation.

The results of the dissertation have been accepted for implementation in production at GE “KhMP FED”. A scientific and technical base has been created, which is used to carry out scientific research and train specialists at the National Aerospace University “Kharkiv Aviation Institute” (KhAI). The scientific achievements obtained during the dissertation work became the basis for the current collaboration in scientific research between the KhAI, Warsaw University of Technology (Poland) and the University of Pannonia (Hungary).

Keywords: automation, precision thermal pulse processing, mathematical models, balanced composition, fuel mixture generation, detonation combustion, heat flux.

ЗМІСТ

| | |
|--|-----|
| ВСТУП..... | 29 |
| Розділ 1 | |
| ПРОБЛЕМА АВТОМАТИЗАЦІЇ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОЕНЕРГЕТИЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ | 39 |
| 1.1 Тенденції розвитку прецизійного виробництва | 39 |
| 1.1.1 Роль прецизійного виробництва у забезпеченні конкурентоспроможності | 45 |
| 1.1.2 Прецизійні механізми в конструкції літальних апаратів | 51 |
| 1.2 Промислова чистота прецизійних механізмів..... | 56 |
| 1.2.1 Джерела технологічних забруднень й дефектів у прецизійному виробництві..... | 56 |
| 1.2.2 Зв'язок промислової чистоти з показниками якості прецизійних механізмів..... | 70 |
| 1.2.3 Кваліметрія крайок прецизійних деталей..... | 74 |
| 1.3 Методи фінішного оброблення прецизійних деталей | 79 |
| 1.3.1 Класифікація методів фінішного оброблення..... | 79 |
| 1.3.2 Сучасний стан методів оброблення продуктами згорання газових сумішей | 83 |
| 1.3.3 Розміщення деталей за групового оброблення детонувальними газовими сумішами | 90 |
| 1.4 Перспективи автоматизації прецизійного термоенергетичного оброблення..... | 92 |
| 1.4.1 Можливості новітніх технологій в Індустрії 4.0..... | 92 |
| 1.4.2 Задачі автоматизації технології термоімпульсного оброблення | 96 |
| 1.5 Висновки за розділом 1..... | 101 |

Розділ 2

РОЗРОБКА МАТЕМАТИЧНОГО ТА ПРОГРАМНОГО

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ МОДЕЛЮВАННЯ РОБОЧИХ ПРОЦЕСІВ

| | |
|---|-----|
| У ОБЛАДНАННІ ДЛЯ ТЕРМОЕНЕРГЕТИЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ..... | 104 |
| 2.1 Розробка математичної моделі генерації паливної суміші..... | 104 |
| 2.1.1 Особливості сумішоутворення в термоімпульсному обладнанні..... | 104 |
| 2.1.2 Формулювання математичної моделі генерації суміші при термоімпульсному обробленні..... | 109 |
| 2.1.3 Особливості числової реалізації та верифікація математичної моделі генерації суміші..... | 115 |
| 2.2 Розробка математичної моделі ініціації горіння..... | 121 |
| 2.2.1 Особливості керованого згоряння паливної суміші в процесах термоімпульсного оброблення..... | 121 |
| 2.2.2 Формулювання математичної моделі запалювання..... | 125 |
| 2.2.3 Числове дослідження введення енергії в іскровому розряді у нетральному газі в залежності від довжини розрядного проміжку..... | 129 |
| 2.2.4 Числове дослідження впливу розрахункового кроку на критичні параметри ініціювання детонації..... | 140 |
| 2.3 Розробка математичної моделі розрахунку енергетичних характеристик термоімпульсного обладнання..... | 143 |
| 2.3.1 Математична модель для визначення енергетичних характеристик при термоімпульсному обробленні..... | 145 |
| 2.3.2 Верифікація математичної моделі для визначення енергетичних характеристик термоімпульсного обладнання..... | 150 |
| 2.3.3 Метод еквівалентної камери для розрахунку енергетичних характеристик..... | 163 |
| 2.3.4 Вплив похибок компонентного складу суміші на точність завдання питомих теплових потоків..... | 167 |

| | |
|--|-----|
| 2.4 Розробка математичної моделі випуску продуктів згоряння | 170 |
| 2.4.1 Особливості керованого випуску продуктів згоряння в термоімпульсному обладнанні..... | 171 |
| 2.4.2 Формулювання математичної моделі випуску продуктів згоряння..... | 174 |
| 2.4.3 Числова реалізація та верифікація математичної моделі випуску продуктів згоряння..... | 178 |
| 2.5 Висновки за розділом 2..... | 184 |

Розділ 3

РОЗРОБКА МЕТОДУ ВИЗНАЧЕННЯ ПОЗИЦІЮВАННЯ ДЕТАЛЕЙ

| | |
|---------------------------------------|-----|
| ПРИ ТЕРМОІМПУЛЬСНОМУ ОБРОБЛЕННІ | 186 |
|---------------------------------------|-----|

| | |
|--|-----|
| 3.1 Визначення форми еквівалентної деталі для задач розрахунку питомих теплових потоків та позиціювання..... | 186 |
| 3.1.1 Постановка задачі оптимального розташування деталі при термоімпульсному обробленні | 186 |
| 3.1.2 Задача найрозрідженого балансного пакування | 188 |
| 3.1.3 Методика та результати числового експерименту | 193 |
| 3.2 Методика визначення позиціювання деталей при розробці пристосувань для групового термоімпульсного оброблення..... | 199 |
| 3.2.1 Постановка задачі найрозріженого балансного компонування при груповому термоімпульсному обробленні..... | 199 |
| 3.2.2 Засоби математичного моделювання та розв'язання задач позиціювання..... | 204 |
| 3.2.3 Результати числових експериментів для задачі найрозріженого балансного компонування..... | 212 |
| 3.3 Найрозріджене балансне компонування з урахуванням дії ударних хвиль | 215 |
| 3.3.1 Найрозріджене балансне компонування із забороненою зоною | 215 |

| | | |
|--|--|-----|
| 3.3.2 | Балансне компонування 2D об'єктів з урахуванням дії ударних хвиль | 220 |
| 3.3.3 | Балансне компонування 3D об'єктів з урахуванням дії ударних хвиль | 228 |
| 3.4 | Висновки за розділом 3..... | 230 |
| Розділ 4 | | |
| РОЗРОБКА МЕТОДУ ВИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМІВ ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ..... | | |
| | | 232 |
| 4.1 | Принципи моделювання термоімпульсного оброблення..... | 232 |
| 4.1.1 | Класифікація задирок, що утворюються під час розмірного оброблення..... | 232 |
| 4.1.2 | Особливості моделювання термоімпульсного оброблення крайок | 237 |
| 4.2 | Числове моделювання термоімпульсного оброблення крайок..... | 249 |
| 4.2.1 | Вплив геометричних параметрів крайок на час оплавлення задирок..... | 249 |
| 4.2.2 | Відносна енергоємність термоімпульсного оброблення | 258 |
| 4.3 | Методика призначення режиму термоімпульсного оброблення..... | 263 |
| 4.3.1 | Призначення режимів за кваліметричними показниками крайок | 264 |
| 4.3.2 | Призначення режимів термоімпульсного зачищення деталей із пластмас | 268 |
| 4.4 | Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного оброблення..... | 273 |
| 4.4.1 | Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного оброблення деталей з неоднорідними теплофізичними властивостями | 274 |
| 4.4.2 | Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного оброблення деталей зі структурними неоднорідностями | 284 |

| | |
|---|-----|
| 4.5 Автоматизація призначення режимів термоімпульсного оброблення | 290 |
| 4.5.1 Вимоги до точності завдання режимів термоімпульсного оброблення..... | 290 |
| 4.5.2 Алгоритм призначення режимів термоімпульсного оброблення..... | 293 |
| 4.6 Висновки за розділом 4..... | 297 |

Розділ 5

| | |
|---|-----|
| СТВОРЕННЯ АВТОМАТИЗОВАНОГО ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ..... | 300 |
| 5.1 Технічні рішення щодо підсистем автоматизованого обладнання для прецизійного термоімпульсного оброблення | 300 |
| 5.1.1 Принцип дії системи генерації паливної суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення..... | 300 |
| 5.1.2 Опис конструкції та роботи системи високоенергетичної ініціації згорання | 305 |
| 5.1.3 Особливості керованого випуску продуктів згорання в процесах термоімпульсного оброблення | 315 |
| 5.2 Технічне забезпечення побудови цифрових близнюків процесів термоімпульсного оброблення | 321 |
| 5.2.1 Розробка модульного автономного автоматичного реєстратора параметрів термоімпульсного оброблення | 322 |
| 5.2.2 Програмно-апаратний комплекс реєстрації експериментальних даних | 325 |
| 5.2.3 Синхронізація реєстрації даних с процесами термоімпульсного оброблення..... | 332 |
| 5.3 Програмне забезпечення створення цифрових близнюків автоматизованого термоімпульсного обладнання..... | 337 |
| 5.3.1 Методика побудови імітаційних моделей виконавчих елементів систем термоімпульсного обладнання | 339 |

| | |
|--|-----|
| 5.3.2 Побудова цифрових близнюків термоімпульсного обладнання на базі комбінованих моделей | 344 |
| 5.3.3 Застосування цифрових близнюків для управління автоматизованим термоімпульсним обладнанням | 353 |
| 5.4 Висновки за розділом 5..... | 359 |
| ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ | 362 |
| СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ..... | 366 |
| ДОДАТКИ..... | 396 |
| ДОДАТОК А Базові інструменти методу <i>phi</i> -функцій | 397 |
| ДОДАТОК Б Акти про використання результатів | 407 |
| ДОДАТОК В Список публікацій здобувача за темою дисертації | 409 |

ВСТУП

Обґрунтування вибору теми дослідження. Четверта індустріальна революція, так звана Індустрія 4.0, яка відноситься до другого десятиліття 21 століття, ініційована низкою факторів соціально-економічного й технологічного аспектів, зокрема гнучкістю, продуктивністю, короткими термінами підготовки виробництва, автоматизацією й цифровизацією процесів, та ін. Високотехнологічні підприємства за стратегією Індустрії 4.0 будуються на повністю автоматизованих виробничих комплексах, які входять до складу кіберфізичних систем (CPS).

У той же час трендом наукомісткої техніки, наприклад високоточних механізмів, є безперервне підвищення вимог до надійності і ресурсу, переважно за рахунок забезпечення промислової чистоти поверхонь й якості оброблення крайок. Технології фінішного очищення та опоряджання крайок і поверхонь є одним з найважливіших елементів технологічних систем прецизійного виробництва, у тому числі для виробництва озброєнь, військової техніки, агрегатів літальних апаратів, для яких характерним є поєднання складної форми та високої точності деталей, використання високоміцних і спеціальних матеріалів та максимальних вимог до безвідмовності та ресурсу виробів.

На сьогодні сформувалася стала тенденція до випереджувального розвитку бездеформаційних методів фінішного опоряджання, які, на відміну від традиційних лезвійних та абразивних методів, не призводять до вторинного забруднення поверхонь прецизійних деталей. Серед цих методів виділяють методи оброблення продуктами згоряння газових паливних сумішей, перевагою яких є можливість обробляти деталі довільної форми, у тому числі таких, що мають складні внутрішні порожнини, наприклад, корпусні деталі агрегатів військової й авіаційної техніки. Основною перешкодою інтеграції до кола сучасного виробництва фінішних технологій, які реалізують термоенергетичні методи оброблення, є відсутність достовірних методів і методик автоматизованого призначення технологічних режимів оброблення, що мають точно враховувати закономірності стану складного об'єкта (або групи об'єктів) оброблення під дією ланцюга пов'язаних й взаємовпливових швидкоп-

линних процесів газодинамічної течії хімічно-реагуювальних газових сумішей, а визначення таких закономірностей, своєю чергою, є актуальною проблемою фізико-технічного оброблення.

Суттєвим недоліком наявного обладнання, що використовує термоенергетичний метод, є необхідність проведення численних експериментів для вибору налаштувань обладнання, розроблення технологічного оснащення та відсутність контрольованого переналагодження режимів оброблення, особливо для різних груп матеріалів. Зважаючи на велику кількість параметрів, що впливають на процеси фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами, суто експериментальний підхід для встановлення робочих режимів не дозволяє забезпечити стабільну й прогнозовану якість оброблення. Комплексна автоматизація проектування технології й обладнання фінішного прецизійного оброблення продуктами згоряння газових сумішей на основі математичного моделювання процесів фізико-технічного оброблення матеріалів і науково обґрунтованих технічних рішень виконавчих систем обладнання є важливою науково-технічною проблемою, на вирішення якої сфокусована дисертаційна робота.

Мета і завдання дослідження. Метою дисертаційної роботи є створення науково обґрунтованих методів, моделей, методик і нових технічних рішень, спрямованих на автоматизацію призначення режимів і обладнання для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити такі **завдання**:

- розробити, дослідити та верифікувати комплекс математичних моделей, що описують робочі процеси систем термоімпульсного обладнання, урахувавши вимоги до прецизійності їхньої роботи;
- розробити метод визначення розташування деталей під час термоімпульсного оброблення, який забезпечує умови для стабільної якості оброблення за рахунок найбільш рівномірного розподілу оброблювального середовища;
- розробити метод призначення режимів термоімпульсного зачищення крайок прецизійних деталей за кваліметричними показниками, урахувавши міцнісні обмеження;

– запропонувати принципові технічні рішення для забезпечення науково обґрунтованих характеристик основних систем автоматизованого обладнання для прецизійної термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами;

– розробити технічне й програмне забезпечення побудови цифрових близнюків для керування та моніторингу роботи автоматизованого обладнання термоімпульсного оброблення газовими сумішами.

Об’єкт дослідження – системи автоматизованого проєктування технологічних процесів та обладнання термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами.

Предмет дослідження – математичні моделі технологічних й робочих процесів термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами.

Методи дослідження. Для вирішення поставлених завдань і отримання основних результатів дисертаційної роботи застосовувалися класичні методи механіки деформованого твердого тіла й механіки руйнування, обчислювальної газодинаміки, включно з методами дослідження багатокомпонентних і багатофазних течій, у тому числі з рухомими границями; моделювання турбулентних течій реактивних речовин з урахуванням стискуваності, теплообміну, фазових переходів, емпіричні методи дослідження газодинамічних процесів із плануванням факторного експерименту, методи аналітичної й обчислювальної геометрії та метод *phi*-функцій. Експериментальні дослідження газодинамічних процесів та процесів генерації самостабілізованої високовольтної імпульсної дуги та системи ініціювання детонації з плануванням факторного експерименту проведені на спеціально розробленому і виготовленому обладнанні. Як інструмент числових досліджень застосовувалися сучасні обчислювальні пакети на основі методу скінчених елементів та об’ємів.

Наукова новизна отриманих результатів. У дисертаційній роботі проведено комплекс прикладних досліджень, спрямованих на вирішення важливої науково-технічної проблеми – автоматизації прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами. Наукова новизна отриманих результатів полягає в такому:

– уперше розроблено комплекс математичних моделей, що описують робочі процеси систем термоімпульсного обладнання, зважаючи на вимоги до прецизійності їхньої роботи, а саме генерації паливної суміші, ініціації горіння, згорання паливної суміші, беручи до уваги теплообмін і випускання продуктів згорання, який урахує особливості, притаманні робочим процесам систем термоімпульсного обладнання й охоплює комплекс цільових функцій, спрямованих на забезпечення прецизійності їхньої роботи;

– для розв’язання задачі просторового розташування деталей під час термоімпульсного оброблення вперше сформульовано задачу найбільш розрідженої балансної компоновки й розроблено метод її розв’язання, використовуючи апарат *phi*-функцій. Показано, що в разі оброблення одиничної деталі така задача може бути розв’язана суміщенням центрів ваги й головних центральних осей інерції тонких оболонок, які збігаються із зовнішньою поверхнею деталі та внутрішньою поверхнею робочої камери;

– отримав подальший розвиток метод еквівалентної камери щодо задач термоімпульсного оброблення деталей складної форми. На відміну від раніше відомих підходів показано, що для застосування методу необхідно забезпечити суміщення центрів ваги й головних центральних осей інерції тонких оболонок, що збігаються з поверхнями оригінальної й еквівалентної деталей, а розміри еквівалентної деталі визначати з умови зменшення головних центральних моментів інерції вказаних оболонок відносно головних центральних моментів інерції оригінальної деталі зі зворотним пропорційним відношенням їхніх площ;

– уперше розроблено метод призначення режимів термоімпульсного оброблення крайок на підставі сумісного розв’язання задач про визначення енергетичних характеристик устаткування й стану крайки під впливом питомого теплового потоку з відомою інтенсивністю, який дозволяє призначати технологічні параметри оброблення крайок за значеннями кваліметричного показника, ураховуючи граничні величини питомого теплового потоку;

– уперше на основі числового моделювання встановлено міцнісні обмеження

під час термоімпульсного оброблення деталей з литва й деталей після хіміко-термічного оброблення, що дозволило встановити обмеження з часу їхнього оброблення, виходячи з величини осередненого питомого теплового потоку.

Особистий внесок здобувача полягає в тому, що авторкою самостійно було створено новий інструментарій вирішення науково-технічної проблеми комплексної автоматизації обладнання фінішного прецизійного оброблення – наукові основи прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами, сформульовано мету й завдання дослідження, обґрунтовано загальну концепцію роботи, узагальнено результати дослідження, отримано нові наукові результати й положення, винесені на захист.

Результати дисертаційної роботи опубліковані у 21 статті, у *наукових виданнях, включених до Переліку наукових фахових видань України*, 1 статті у *наукових періодичних виданнях інших держав*, 9 статтях у *наукових періодичних виданнях включених до категорії «А» Переліку наукових фахових видань України*, або у *закордонних виданнях, проіндексованих у базах даних Web of Science Core Collection та/або Scopus*, з них 4 статті Q1/Q2, 4 статті Q3, 1 стаття Q4; 6 монографіях (розділах монографій), з них 2 *проіндексовано у базі даних Scopus*; отримано 2 патенти України на винахід й 4 патенти на корисну модель, а також представлено у 17 матеріалах конференцій, з них 10 матеріалів *проіндексовано у базі даних Scopus*, 3 доповіді в Угорщині, Мексиці й Словаччині.

Роботи [282, 283], у яких на базі аналізу стану прецизійного виробництва й сучасних методів фінішного оброблення сформульовано тенденції їхнього розвитку й обґрунтовано перспективність методів фінішного оброблення інтенсивними потоками енергії, у тому числі продуктами згоряння газових сумішей як таких, що володіють унікальними перевагами з погляду продуктивності і технологічних можливостей, виконано без співавторів.

У всіх роботах, що виконані в співавторстві, авторці належать формулювання мети досліджень, розроблення інструментарію дослідження, оброблення результатів, обговорення й формулювання висновків, й додатково: визначено пріоритетні

напрямки та завдання досліджень щодо вдосконалення термоімпульсного обладнання урахувуючи вимоги сучасного виробництва [244, 273]; розроблено математичні моделі нагрівання деталей та оплавлення задирок і облою під час термоімпульсного оброблення [153, 234, 236, 238, 246]; проведено аналіз особливостей сумішоутворення в камерах термоімпульсних машин і запропоновано технічні рішення щодо їхнього вдосконалення [272, 280]; розроблено методику розрахунку питомих теплових потоків під час термоімпульсного оброблення, в тому числі для камер з еквівалентною деталлю [46, 235, 237, 254]; розроблено методику вибору геометричних параметрів форкамери, яка забезпечує заданий ступінь рівномірності температур для термоімпульсного оброблення пластмас [233]; досліджено задачі оцінювання міцності деталей під час термоімпульсного оброблення та розроблено алгоритм призначення режимів термоімпульсного оброблення деталей, урахувуючи міцнісні обмеження [7, 152, 200, 212, 225, 249]; запропоновано методику призначення режимів термоімпульсного оброблення крайок, що ґрунтується на вимогах до якості крайки [284]; запропоновано концепцію реєстрації параметрів термоімпульсного оброблення за допомогою модульного автономного пристрою [239]; розроблено математичну модель генерації паливної суміші й методику побудови цифрового близнюка системи генерації газової суміші на базі комбінованих моделей й верифіковано на базі натурних експериментів [48, 53, 281]; введено поняття найбільш розрідженої упаковки для задачі визначення просторового розташування деталей під час термоімпульсного оброблення, сформульовано відповідну математичну модель та проведено аналіз результатів розрахунків [159, 160, 210]; розроблено математичну модель ініціації горіння під час термоімпульсного оброблення та проведено дослідження енергоефективності розробленої високоенергетичної системи іскрового запалювання [128, 133]; розроблено числову модель роботи системи керованого випуску продуктів згорання термоімпульсного обладнання [40].

Апробація матеріалів дисертації. Основні положення, розділи й результати роботи викладено й обговорено на наукових семінарах кафедри технології виробництва літальних апаратів Національного аерокосмічного університету ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут», на всеукраїнських і

міжнародних науково-технічних конференціях, зокрема на Всеукраїнській науково-технічній конференції «Інтегровані комп'ютерні технології в машинобудуванні ІКТМ'2017» (м. Харків, Україна, 2017 р.), VII Міжнародній конференції «Космічні технології: сучасне та майбутнє» (м. Дніпро, Україна, 2019 р.); XXIX Міжнародній конференції «Нові технології в машинобудуванні» (с. Коблеве, Україна, 2019 р.); XXIV Міжнародному конгресі двигунобудівників (с. Коблеве, Україна, 2019 р.); XVII Міжнародній науково-технічній конференції «Удосконалювання енергоустановок методами математичного і фізичного моделювання» (м. Харків, Україна, 2019 р.); International Engineering Symposium at Bánki-2018 (м. Будапешт, Угорщина, 2018 р.); 9th Central European Symposium on Plasma Chemistry (CESPC9) joint with COST Action CA19110 Plasma Applications for Smart and Sustainable Agriculture (PLAgri) (Високі Татри, Словаччина, 2022 р.). Доповіді на міжнародних конференціях, *матеріали яких індексуються базою Scopus*: 3rd EAI International Conference on Computer Science and Engineering and Health Services COMPSE'2019 (м. Мехіко, Мексика, 2019 р.); International Scientific and Technical Conferences on Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering – Synergetic Engineering ICTM'2020, ICTM'2021, ICTM'2022 (м. Харків, Україна, 2020, 2021, 2022 рр.); 3rd International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange DSMIE'2020 (м. Харків, Україна, 2020 р.); 15th, 17th International Conferences on Mathematical Modeling and Simulation of Systems MODS'2020, MODS'2022 (м. Чернігів, Україна, 2020, 2022 рр.); International Conference on Advanced Mechanical and Power Engineering CAMPE'2021 (м. Харків, Україна, 2021 р.); International Conferences on Smart Technologies in Urban Engineering STUE'2022, STUE'2023 (м. Харків, Україна, 2022, 2023 рр.).

Структура та обсяг дисертації. Дисертація містить анотацію, вступ, п'ять розділів, висновки, список використаних джерел і додатки. Повний обсяг дисертації становить 417 сторінок, у тому числі основного тексту 279 сторінок, 220 рисунків, 25 таблиць, список використаних джерел зі 285 найменування на 30 сторінках, 3 додатки на 21 сторінці.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дослідження виконувались у Національному аерокосмічному університеті ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут» за планами НДР університету. В основу підготовки й подання дисертації покладені матеріали досліджень, виконані авторкою в рамках реалізації держбюджетних тем Міністерства освіти і науки України, у яких авторка брала участь у ролі відповідальної виконавиці: «Розробка та дослідження технологій фінішної обробки деталей аерокосмічної техніки інтенсивними тепловими потоками» (№ ДР 0113U001059); «Розробка автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення детонуючими газовими сумішами» (№ ДР 0117U002500); «Розробка технологій та технічних рішень для автоматизованих промислових установок прецизійної обробки деталей агрегатів ГТД детонуючими газовими сумішами» (№ ДР 0119U100943); «Розробка програмного та технічного забезпечення цифрових близнюків процесів обробки деталей літальних апаратів детонуючими газовими сумішами» (№ ДР 0121U109601).

Практичне значення отриманих результатів. Практичну цінність дисертаційної роботи становлять такі основні результати:

– для забезпечення науково обґрунтованих вимог щодо точності дозування компонент паливної суміші на рівні 0,1% під час прецизійного термоімпульсного оброблення запропоновано використовувати спосіб генерації, за якого здійснюють одночасне подання компонентів через отвори із критичним перерізом. При цьому компоненти суміші подають із попередньо наповнених проміжних посудин регульованого об'єму із забезпеченням рівної температури газів у проміжних посудинах протягом витікання. Розроблено й виготовлено генератор паливної суміші, який реалізує запропонований спосіб;

– спроектовано та виготовлено систему ініціації керованого згоряння, яка містить блок високоенергетичного іскрового запалювання з регульованою енергією іскрового розряду й спеціальні свічки запалювання, завдяки яким ефективно реалізуються режими прямої ініціації детонації паливної суміші;

– удосконалено конструкцію клапана керованого випускання продуктів згоряння з робочої камери термоімпульсної установки. На відміну від раніше використовуваної конструкції, запропоновано здійснювати попереднє подання тиску на відкриття клапана з його утриманням електромагнітом. Це дозволяє досягти необхідних показників як за швидкістю спрацьовування (на рівні 0,01 с), так і за його стабільністю. Окрім цього, на вимогу забезпечити потрібний час оброблення деталі, для узгодження роботи систем ініціації згоряння й керованого випускання клапан обладнано засобами контролю положення (енкодерами);

– уперше для калібрування числових моделей розроблено й виготовлено модульний автономний автоматичний реєстратор експериментальних даних, який не потребує з'єднання із зовнішньою вимірювальною апаратурою. Пристрій розміщується безпосередньо в камері термоімпульсного обладнання, має на собі необхідну кількість датчиків, а також енергонезалежну систему зчитування, перетворення та зберігання інформації. Апаратне й програмне забезпечення реєстратора в поєднанні з розробленими числовими моделями робочих процесів термоімпульсного оброблення є базою для повної автоматизації проектування процесів фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами з гарантованим рівнем якості деталей;

– уперше щодо автоматизації технології термоімпульсного оброблення, зокрема для визначення відповідних налаштувань обладнання й прогнозування параметрів якості оброблення, розроблено методику побудови цифрових близнюків на основі комбінації моделей зниженого порядку (ROM) робочих процесів оброблення й одновимірних моделей для стандартних елементів газового тракту, яка дозволяє із забезпеченням високої точності отримуваних результатів суттєво скоротити час їхнього визначення за рахунок використання моделей процесів зниженого порядку й використання стандартних елементів бібліотек Twin Builder та Modelica, які імітують роботу елементів керування (клапанів) й моніторингу (сенсорів). Розроблені моделі, алгоритми й технічні рішення для систем термоімпульсного обладнання й системи ЧПК дозволяють забезпечити встановлені вимоги щодо точності

генерації суміші, часу оброблення й стабільності цих параметрів за циклічної роботи.

Результати дисертаційної роботи прийняті для впровадження у виробництво на ДП «ХМЗ «ФЕД». Створена науково-технічна база, яка використовується для виконання науково-дослідних робіт і підготовки фахівців в Національному аерокосмічному університеті ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут» (ХАІ). Наукові здобутки, отримані під час виконання дисертаційної роботи, стали базою для діючої колаборації в наукових дослідженнях між ХАІ, Варшавським політехнічним університетом (Warsaw University of Technology, Poland) й Університетом Паннонії (Pannon Egyetem, Hungary).

Розділ 1

ПРОБЛЕМА АВТОМАТИЗАЦІЇ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОЕНЕРГЕТИЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ

1.1 Тенденції розвитку прецизійного виробництва

Одним з основних трендів розвитку машинобудування є підвищення точності виготовлення деталей [223]. Такий напрям багато в чому формувався під впливом крупних наукових програм. Розвиток науки незмінно зв'язувався зі все більшою точністю експериментальної техніки. Згодом досягнення у виробництві високоточної техніки, спочатку розроблені для задоволення вимог наукових проєктів, ставали ключовими елементами технологій для створення нових зразків озброєнь, автомобільної і аерокосмічної техніки. Цей процес значно прискорився з початком масового виробництва виробів мікроелектроніки, телекомунікацій, а згодом медичної техніки, механотроніки [283].

Тенденція підвищення точності оброблення відзначалася в роботах Еванса [56], МакКеуна [112], проте кількісно була вперше описана в роботах Танігучі [170, 171] і модифікована для випадку розмірного оброблення Бірном та Дорнфельдом [34]. Танігучі розділив всі процеси розмірного оброблення на звичайне оброблення, прецизійне і ультра прецизійне оброблення. Його графіки, що описують змінення точності цих видів оброблення за часом (рис. 1.1), згодом приводилися практично у всіх аналітичних статтях, присвячених прогнозуванню розвитку високоточних технологій, і стали для них свого роду аналогом закону Мура. Розділення за видами оброблення, прийняте Танігучі, багато в чому є умовним. З часом точність, колись досяжна лише в унікальних процесах, стає звичайною в технологіях масового виробництва.

Танігучі визначав ультра прецизійне оброблення як максимально досяжний рівень точності забезпечення розміру для свого часу. Межі кожного наступного виду визначалися, по суті, збільшенням граничної величини точності попереднього виду на порядок. МакКеун як основні причини підвищення точності оброблення вказував наступні [112]:

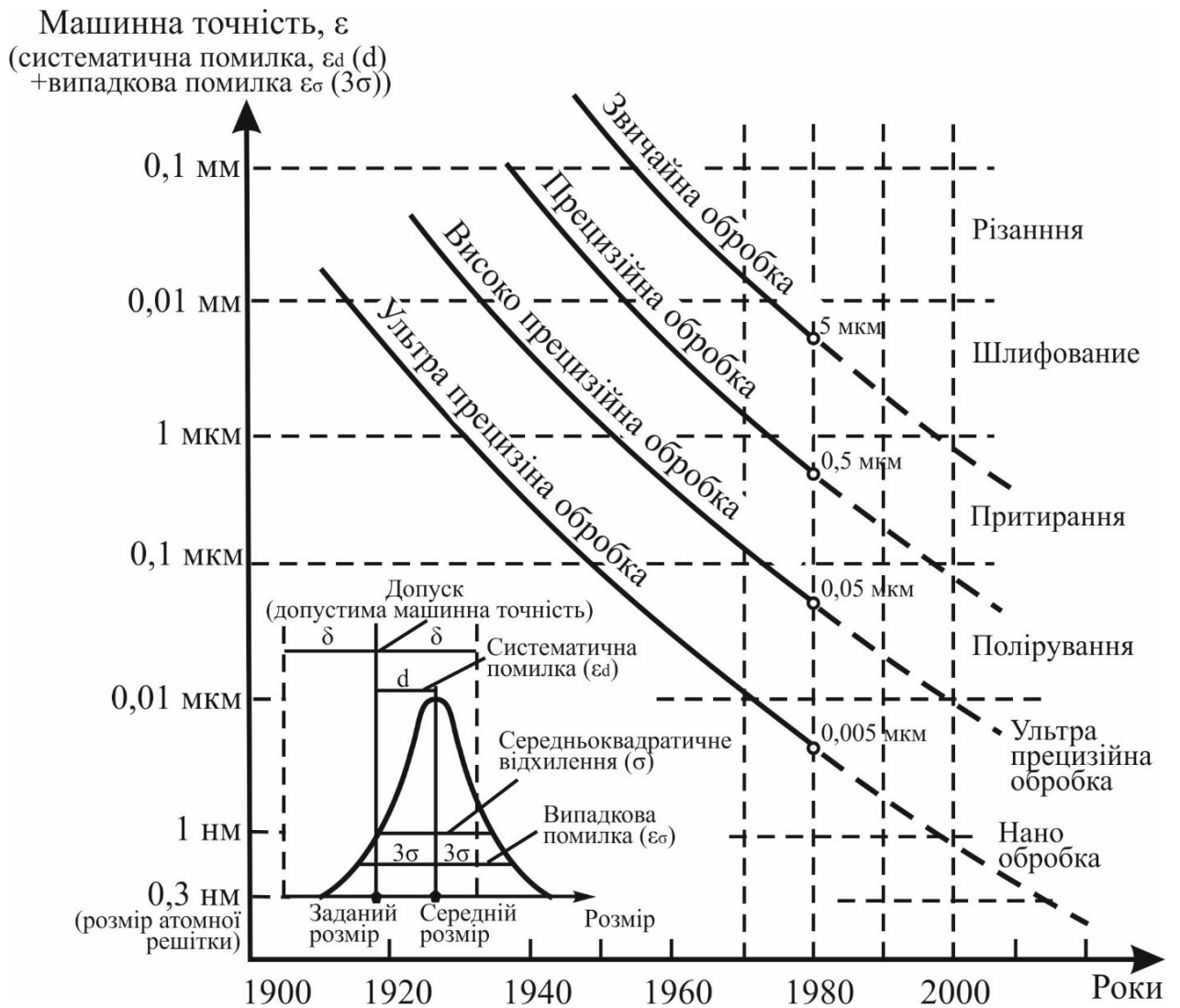


Рисунок 1.1 – Змінення точності оброблення за часом [170]

- прагнення до усунення підгонки для полегшення складання;
- прагнення до поліпшення взаємозамінюваності компонентів;
- спрощення контролю якості за рахунок можливостей високоточного устаткування, скорочення браку і доопрацювання;
- зменшення зносу і підвищення втомної довговічності деталей;
- прагнення до мініатюризації, зростання щільності в розміщенні деталей;
- прагнення до подальшого прогресу в області науки і техніки.

Дані, наведені в табл. 1.1 показують, що для цілого ряду ключових виробів, що забезпечують конкурентоспроможність в умовах глобалізації виробництва, є очевидною тенденція переходу технологій оброблення на мікро- і навіть нанорівень точності [111].

Таблиця 1.1 – Допуски на типові компоненти різних видів пристроїв за МакКеуном [111]

| Вид оброблення | Діапазон точності | Механічні | Електронні | Оптичні |
|------------------------------|-----------------------|--|---|---|
| Звичайне оброблення | 200 мкм | Побутова техніка, автомобільні фітинги тощо. | Деталі загального призначення, наприклад, вимикачі. | Побутові камери, телескопи і біноклі. |
| | 50 мкм | Деталі загального призначення для друкувальних машин, двигунів. | Транзистори, діоди, магнітні голівки для магнітофонів. | Затвори і лінзоутримувачі для камер і мікроскопів. |
| Прецизійне оброблення | 5 мкм | Деталі годинників, підшипників, шестерні і елементи компресорів, що обертаються. | Реле, резистори, конденсатори, кремнієві пластини. | Лінзи, призми, оптичне волокно і роз'єми. |
| | 0,5 мкм | Кульки і ролики підшипників, сервоклапани, газостатичні і газодинамічні підшипники, деталі гіроскопів. | Магнітні ваги, кварцові генератори, пам'ять на магнітних доменах, деталі магнетронів. плівкові датчики тиску. | Високоточні лінзи, оптичні шкали, лазерні і рентгенівські дзеркала, одноמודове оптоволокно і з'єднання. Пружні деформації дзеркала. |
| Ультра-прецизійне оброблення | 0,05 мкм 0,005 мкм | Калібрувальні блоки, діаметрові індентори прецизійні столи X-Y. | Мікросхеми пам'яті, відеодиски, ВІС (великі інтегральні схеми). НВІС(надвеликі інтегральні схеми), тонкоплівкові надграти. | Оптичні підкладки, лінзи Френеля, дифракційні грати. Ультрапрецизійні дифракційні грати. |

Паралельно з безперервним підвищенням точності виготовлення відбувається процес мініатюризації високоточних механізмів. Графік, наведений на рис. 1.2, ілюструє цю тенденцію на прикладі скорочення розмірів автомобільної системи АБС, для якої за 12 років сталося зниження маси майже в 3,5 рази. Цей процес безпосередньо пов'язаний з перетіканням технологій з області ультра прецизійного оброблення в область звичайних процесів розмірного оброблення.

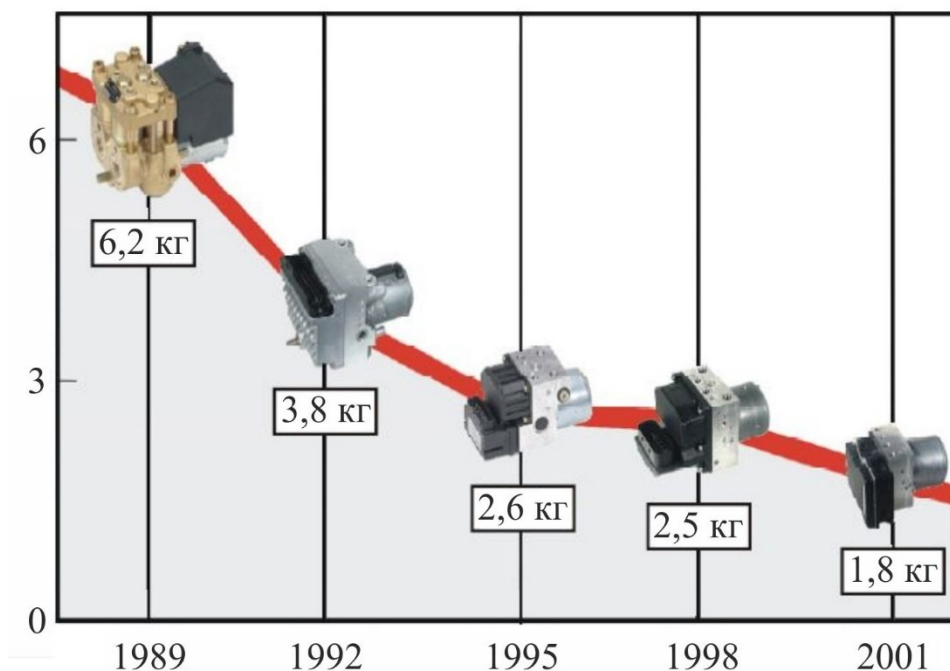


Рисунок 1.2 – Змінення маси систем АБС фірми BOSCH [34]

Мініатюризація і підвищення точності деталей приводять до істотного зменшення зазорів в прецизійних механізмах. Такі кількісні зміни неминуче приводять до якісних, вимагаючи враховувати чинники, які до цього не розглядалися під час проектування і виробництва. Так, наприклад, з підвищенням вимог по точності виготовлення деталей гіроскопів виникла задача стабілізації геометричних розмірів за рахунок зниження або усунення внутрішніх напружень в поверхневому шарі деталей. Частково ця задача може вирішуватися за рахунок застосування стабілізуючого відпалу [285] або обробленням ультразвуком [283]. Проте найбільш перспективним шляхом її розв'язання є перехід до бездеформаційних процесів формоутворення [285].

У таких процесах видалення матеріалу відбувається за рахунок фізичних, хімічних і комбінованих процесів. До таких процесів відносяться технології, засновані на плавленні, випарюванні і абляції матеріалу (електроерозійне і лазерне оброблення), хімічному розчиненні матеріалу (різного роду електрохімічні процеси), розпилення під дією високоенергетичних потоків часток (іонно-променеві технології). Ці процеси інтенсивно розвиваються. Еволюцію їх розвитку можна прослідити за аналітичними оглядами [11, 23, 73, 109, 114, 141, 271]. Деякі переваги і недоліки способів мікрооброблення наведено в табл. 1.2 [109].

Останнім часом з'явилися роботи, в яких досліджується можливість застосування біологічних процесів для оброблення поверхонь прецизійних деталей, хоча ці розробки знаходяться на ранній стадії розвитку [84].

Ще однією загальною проблемою процесів мікрооброблення є низька продуктивність. Це пов'язано з необхідністю зменшення шару матеріалу, що знімається, для забезпечення заданих параметрів (табл. 1.3) [30]. Для підвищення продуктивності застосовують комбіновані технології, з використанням прецизійних процесів на стадіях фінішних операцій.

Таблиця 1.2 – Переваги і недоліки процесів мікрооброблення з видаленням матеріалу [109]

| Параметри | | Способи оброблення | | | |
|--------------------------|----------------|--------------------|---------------------------|---------|------------|
| | | механічне | плавлення, випарювання | абляція | розчинення |
| шар, що видаляється | глибина | + | + | ++ | ++ |
| | ширина | + | + | - | - |
| матеріал | м'який | ++ | ++ | ++ | + |
| | твердий | - | ++ | ++ | + |
| | крихкий | + | + | ++ | + |
| деформації в системі ВПД | | - | ++ | ++ | ++ |
| поверхня | напруження | - | - | + | ++ |
| | перегрітий шар | ++ | - | + | ++ |

Таблиця 1.3 – Діапазон використання і досяжна точність процесів нано-, мікро- і макрооброблення [30]

| Параметри | Нанооброблення | Мікрооброблення | Макрооброблення |
|---------------------------------|--|---|---|
| Розмір зони оброблення | 1...10 мкм ² | 1...10 мм ² | 1...10 см ² |
| Об'єм, що видаляється за прохід | 10 ⁻³ ... 10 ² мкм ³ | 10 ⁻³ ... 10 ² мм ³ | 10 ⁻³ ... 10 ² см ³ |
| Швидкість знімання матеріалу | 10 ⁻⁵ ... 1мкм ³ с ⁻¹ | 10 ⁻⁵ ... 1мм ³ с ⁻¹ | 10 ⁻⁵ ... 1см ³ с ⁻¹ |
| Похибка форми | 10 ⁻⁵ ... 10 ⁻³ | 10 ⁻⁷ ... 10 ⁻⁵ | 10 ⁻⁵ ... 10 ⁻³ |
| Шорсткість поверхні | 1...100 А | 1...100 нм | 0,1...10 мкм |

У вже згадуваних роботах МакКеуна сформульовані основні правила проектування прецизійних механізмів [111, 112], основними з яких є:

- жорстка структура, демпфування і довготривала стабільність, високий баланс і низький рівень вібрації;
- кінематичний / напівкінематичний дизайн (елементи не повинні позбавлятися всіх ступенів вільності);
- вживання метрологічної системи координат, ізольованої від конструкції виробу;
- квазістатична або динамічна компенсація погрешностей, тощо.

Використання цих принципів забезпечує головну рису прецизійного механізму – повторюваність результатів при змінненні зовнішніх умов [45]. Ці принципи використовувалися і при створенні прецизійного оброблювального устаткування й надалі модифікуються для підвищення точності оброблення. Так, наприклад, вбудована система безперервного моніторингу розмірного оброблення вже зараз є звичайною опцією оброблювальних центрів, а за стратегією четвертої індустріальної революції Індустрії 4.0, оброблювальні комплекси мають бути повністю автоматизованими й входити до складу кіберфізичних систем (CPS).

В області звичайного оброблення відбувається перехід до адаптивних технологій, які є базовими для ультрапрецизійних процесів [101, 197].

Цей процес багато в чому пов'язаний з тим, що явища, які відбуваються при прецизійному обробленні, стають дуже складними для аналізу і залежать, у тому числі, від великої кількості випадкових чинників. Це робить практично неможливим оброблення із заданим рівнем точності при використанні жорстких алгоритмів, визначених за результатами моделювання.

Нарешті загальною ознакою для всіх видів розмірного оброблення на сьогоднішній день є вживання систем ЧПК, інтегрованих з CAD системами. Алгоритми ЧПК оброблення постійно удосконалюються, забезпечуючи все більшу точність позиціонування інструменту при обробленні поверхонь складної форми [97, 223].

Таким чином, основними тенденціями обробки із видаленням матеріалу на сьогоднішній день є:

- безперервне зростання точності оброблення;
- мініатюризація розмірів оброблюваних деталей;
- випереджаючий розвиток бездеформаційних і комбінованих способів оброблення;
- перехід до технологій адаптивного оброблення на основі вбудованих систем виміру і моніторингу;
- інтенсивне впровадження інформаційних технологій на основі передових досягнень в області CAD і багатокоординатних систем ЧПК.

1.1.1 Роль прецизійного виробництва у забезпеченні конкурентоспроможності

Виробництво прецизійних деталей не тільки внесло в економіку США майже 10 млрд. доларів за останні 10 років, а й очікується, що до 2024 року цей ринок продовжить зростати як мінімум на 12% [182]. Прецизійне виробництво є одним із найбільш затребуваних та найбільш значних досягнень у промисловому виробництві, дозволяє виготовляти деталі із підвищеними або жорсткими вимогами. Це найбільш важливо у галузях, де діють жорсткі допуски. Без прецизійного виробництва багато провідних галузей, які стимулюють економіку та покращують якість життя,

не змогли б задовольнити попит чи інновації, необхідні для виробництва конкурентоспроможної, якісної та безпечної продукції. Там, де виробники думають як збільшити можливості автоматизації за одночасного підвищення продуктивності та мінімізації похибок і витрат, життєздатним рішенням є прецизійне виробництво, завдяки притаманним йому перевагам.

Швидке обертання. На відміну від ручного виробництва, де навіть найдосвідченіший співробітник може припустити критичну помилку, яка уповільнить виробництво, прецизійне оброблення дозволяє виробникам виконувати завдання у більш прискореному темпі. Частково це пов'язано з передовими інженерними можливостями, які сучасні виробники використовують у автоматизованих прецизійних верстатах. Те, на що раніше йшли місяці, тепер можна виконати лише за кілька тижнів за допомогою прецизійного виробництва. По суті, це означає меншу кількість збоїв у ланцюжку поставок і швидший вихід на ринок, оскільки компанії масштабуються відповідно до постійного зростання попиту на деталі та продукти.

Низькі витрати. Оскільки бездоганна точність потрібна в багатьох строго регульованих галузях, неточне виробництво деталей може стати дорогим, особливо якщо врахувати, що деякі деталі з жорсткими допусками можуть бути неймовірно дорогими. Якщо, наприклад, допуск деталі відрізняється лише на один десятковий знак, це може збільшити вартість у два або три рази. Так само, як багато галузей, особливо ті, які вже відчувають фінансові збої, не можуть дозволити собі гаяти час через неточності у виробництві. Перевагою є те, що використання прецизійного виробництва, що забезпечує точне та швидке виробництво, дозволяє значно скоротити витрати, враховуючи вартість витрачених марно матеріалів та робочої сили через помилки.

Точність і надійність. У деяких галузях, наприклад, аерокосмічній чи медичній, забезпечення точності виготовлення агрегатів чи обладнання може граничити із життям та смертю, помилка у виробництві найдрібнішої деталі може призвести до руйнівних наслідків. Прецизійне виробництво гарантує виготовлення замовленням відповідно до потреб виробника, із забезпеченням наявності всіх заходів контролю якості.

Авторкою у роботі [283] було показано, що причини сталого і динамічного розвитку прецизійного виробництва, які названі в цитованій вище роботі МакКеуна [112], є вторинними наслідками впливу фундаментальних процесів природного, економічного і соціального характеру.

В першу чергу до таких процесів слід віднести зростання вартості всіх видів сировинних ресурсів, пов'язане з інтенсивним вичерпанням їх природних запасів. Роботи, присвячені розробці різних прогнозних моделей вичерпання ресурсів, досить широко відомі. Одним з таких досліджень є робота Рагнарсдоттіра та ін., яку присвячено розробці моделей альтернативного розвитку при різних стратегіях використання ресурсів [140]. У табл. 1.4 наведено деякі дані про прогнози вичерпання основних критично важливих для сучасного виробництва матеріалів [140]. Час «вигорання» ресурсу визначався як відношення величини розвіданих запасів до їх річного видобутку за умови його постійності. Час вироблення по Хубберту враховує експоненціальний характер зменшення видобутку при зменшенні об'єму ресурсу [74]. Результати цього прогнозу можна уточнювати. Проте незалежно від кількісних даних, його якісний результат виявиться незмінним – при збереженні сучасних тенденцій у вживанні ресурсів цивілізація в досяжному майбутньому зіткнеться із серйозною кризою. Альтернативним сценарієм є лише зниження вжитку ресурсів з одночасним різким підвищенням долі їх рециклінгу.

Розвиток прецизійних технологій безпосередньо пов'язаний з впливом ресурсного чинника. Так, наприклад, зростання точності обробки у виробництві двигунів і паливної апаратури було безпосередньо пов'язане із завданням підвищення паливної ефективності, яка стала серйозно розглядатися після нафтової кризи на початку 70-х років двадцятого століття. З впливом ресурсного чинника можна зв'язати також відмічене МакКеуна [112] прагнення до підвищення ресурсу деталей і мініатюризації механізмів.

Найбільшою мірою вимоги зниження вживання ресурсів можуть бути задоволені за рахунок переходу до адитивних технологій – нового напрямку прецизійного виробництва, заснованого на заміні принципу виготовлення деталей з видавлення матеріалу на його додавання.

Таблиця 1.4 – Прогнози по виробленню металів, критично важливих для виробництва [140]

| Елемент | Час «ви- горання», років | Час по Хубберту, років | Відомі запаси на 2008 р., млн. т. | Видобуток на 2008 р., млн. т. | Рециклінг, % |
|----------|--------------------------------|------------------------------|---|-------------------------------------|-----------------|
| Залізо | 79 | 176 | 150000 | 1900 | 20 |
| Алюміній | 132 | 286 | 25000 | 190 | 30 |
| Мідь | 31 | 71 | 490 | 15,6 | 50 |
| Нікель | 42 | 95 | 67 | 1,6 | 50 |
| Магній | 19 | 78 | 300 | 8,8 | 20 |
| Цинк | 20 | 38 | 180 | 10,5 | 10 |
| Вольфрам | 32 | 74 | 2,9 | 0,9 | 20 |
| Хром | 86 | 100 | 18 | 0,21 | 25 |
| Молибден | 48 | 120 | 8,6 | 0,18 | 25 |

Такі технології, що спочатку застосовувалися для швидкого прототипування (стереолітографія, 3d принтери), в даний час досягли рівня, що дозволяє виробляти складні конструктивні елементи для авіаційних і ракетних двигунів, механотронних систем [14, 55]. Очікується, що вживання таких технологій в авіабудуванні дозволить змінити коефіцієнт Buy-to-Fly з сучасних 10...15 до 1,5...2 [55].

У 2020 році світовий ринок адитивного металевого виробництва оцінюється в 2,03 млрд. євро, включаючи продажі постачальників систем, матеріалів та деталей, зі стабільним зростанням к 2025 року на 30% (рис. 1.3) [6, 55]. Споживання матеріалів для адитивного виробництва металів зростає з підвищенням ступеня індустріалізації. Очікується, що ринок матеріалів для адитивного виробництва металів зросте майже вчетверо з 2020 до 2025 року. Цей факт найбільшою мірою зумовлений високотехнологічними програмами в авіації та медицині [14].

З точки зору рушіїв соціального характеру, стимулюючих прискорений розвиток прецизійних технологій, слід виділити прагнення до підвищення якості життя, зокрема продовження активного періоду життя населення, збереження довкілля, розвиток систем масових комунікацій (інформації, зв'язку, розваг).

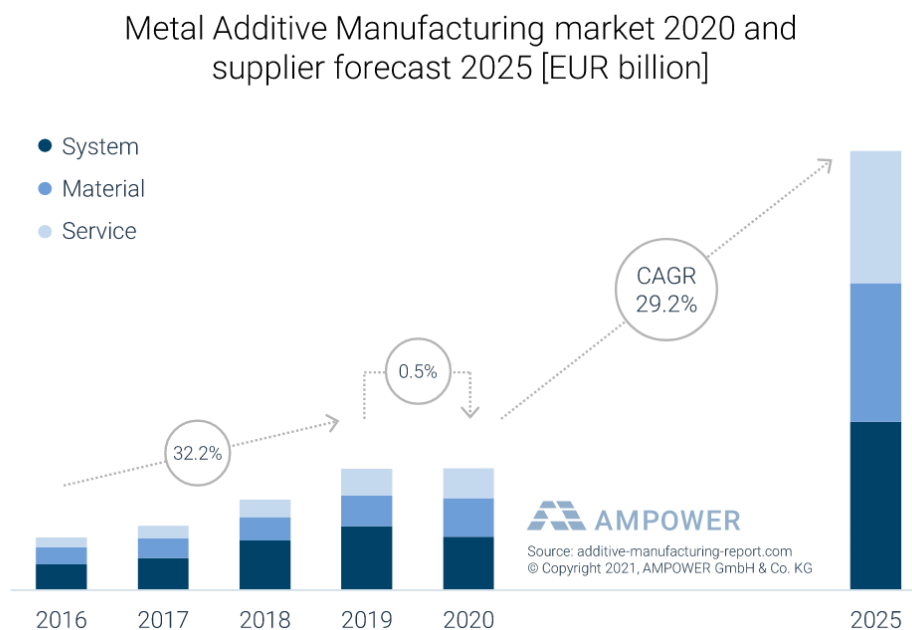


Рисунок 1.3 – Ринок адитивного металевого виробництва [6]

Розвиток йде як у технологій, що знаходяться на граничних рівнях звичайного оброблення (наприклад, створення великогабаритних об'єктів виробництва енергії з поновлюваних джерел), так і прецизійного (наприклад, виробництво штучних органів) та ультрапрецизійного (виробництво мікроелектроніки, медичних наномеханізмів та ін.).

Економічні чинники, які стимулюють розвиток прецизійного виробництва, пов'язані з необхідністю забезпечення тривалої конкурентоспроможності в умовах глобалізації. Основними центрами, що забезпечують рух по кривій Танігучі, є США, де зараз виготовляється й експлуатується 43% світового адитивного устаткування, країни ЄС (більше 30%) і країни Азіатсько-тихоокеанського регіону (23%), з яких доля Японії склала 10% [194]. Розвиток прецизійних виробничих технологій розглядається як основа домінуючої переваги в умовах глобалізації. Для реалізації цієї стратегії формуються комплексні державні і міждержавні програми, діють професійні об'єднання – American Society of Precision Engineering (ASPE), European Society for Precision Engineering and Nanotechnology (EUSPEN), Japan Society for Precision Engineering (JSPE), Singapore Precision Engineering & Tools Association (SPETA). У якості ілюстрації на рис. 1.4 наведено діаграму, що показує долю виробничого сектора у валовій доданій вартості 27 країн ЄС.



Рисунок 1.4 – Доля виробничого сектора у валовій доданій вартості по 27 країнам ЄС [195]

Метою реалізації вказаної стратегії заявляється повернення лідерства у виробництві, проте у виробництві нового типу – з мінімальними витратами ресурсів, енергії, практично безвідходного, не вимагаючого великої кількості робочої сили [55, 195], що базується на лідерстві в дослідженнях і кваліфікації кадрів, пріоритети в розвитку автоматизованого виробництва, включаючи технології складання і, як наслідок, відмічене МакКеуном як причина підвищення точності, прагнення до усунення підгонки [112].

Нарешті, ключовим економічним аргументом, стимулюючим гостру конкурентну боротьбу в області прецизійного виробництва, є світовий об'єм ринку прецизійних товарів і технологій, який на сьогоднішній день складає більше 750 млрд. доларів США і має тенденції до подальшого зростання [55, 74, 194].

Таким чином, наведені дані показують, що прискорений розвиток прецизійного виробництва рухається фундаментальними причинами природного, економічного і соціального характеру. Чисельні аналітичні дослідження показують, що цей процес в найближчому майбутньому може призвести до істотних змін в характері і структурі промислового виробництва [14, 45, 55, 74], а розвиток прецизійних технологій стане одним з основних чинників, що визначають конкурентоспроможність корпорацій і національних економік.

1.1.2 Прецизійні механізми в конструкції літальних апаратів

Не зважаючи на відмічені вище тенденції інтенсивного зростання ринків ультрапрецизійних технологій, традиційні сектори застосування високоточних механізмів зберігатимуть своє значення. Підтвердженням цього є наступний факт. Німеччина істотно поступається США в темпах впровадження нових прецизійних технологій (9% світової кількості адитивного устаткування проти 43% в США), проте випереджає США по об'ємах експорту промислової продукції. Це відбувається, у тому числі, завдяки високому рівню якості, що досягається при масовому виробництві високоточної техніки (промислової гідравліки, пневматики, двигунів і ін.).

Посилювання вимог до безвідмовності і ресурсу таких механізмів є одними з найважливіших тенденцій їх розвитку. Найбільш жорсткі технічні вимоги до характеристик і показників якості таких механізмів, що характеризують керованість, безвідмовність, енергетику, монтажний об'єм висуваються до прецизійних механізмів літальних апаратів. Тому, розглядаючи методи покращення характеристик прецизійних механізмів літальних апаратів, можна розповсюдити отримані результати і підходи на широкий клас виробів машинобудування [253].

До високоточних механізмів літальних апаратів можуть бути віднесені агрегати паливної, гідравлічної і пневматичної системи, прецизійні вироби систем інерціальної навігації (гіроскопи), виконавчі механізми системи управління, різного роду гідравлічні, електрогідравлічні і електромеханічні приводи (рис. 1.5). Це обладнання відноситься до категорії особливо відповідального. Нормативами встановлені надзвичайно високі вимоги по його безвідмовності.

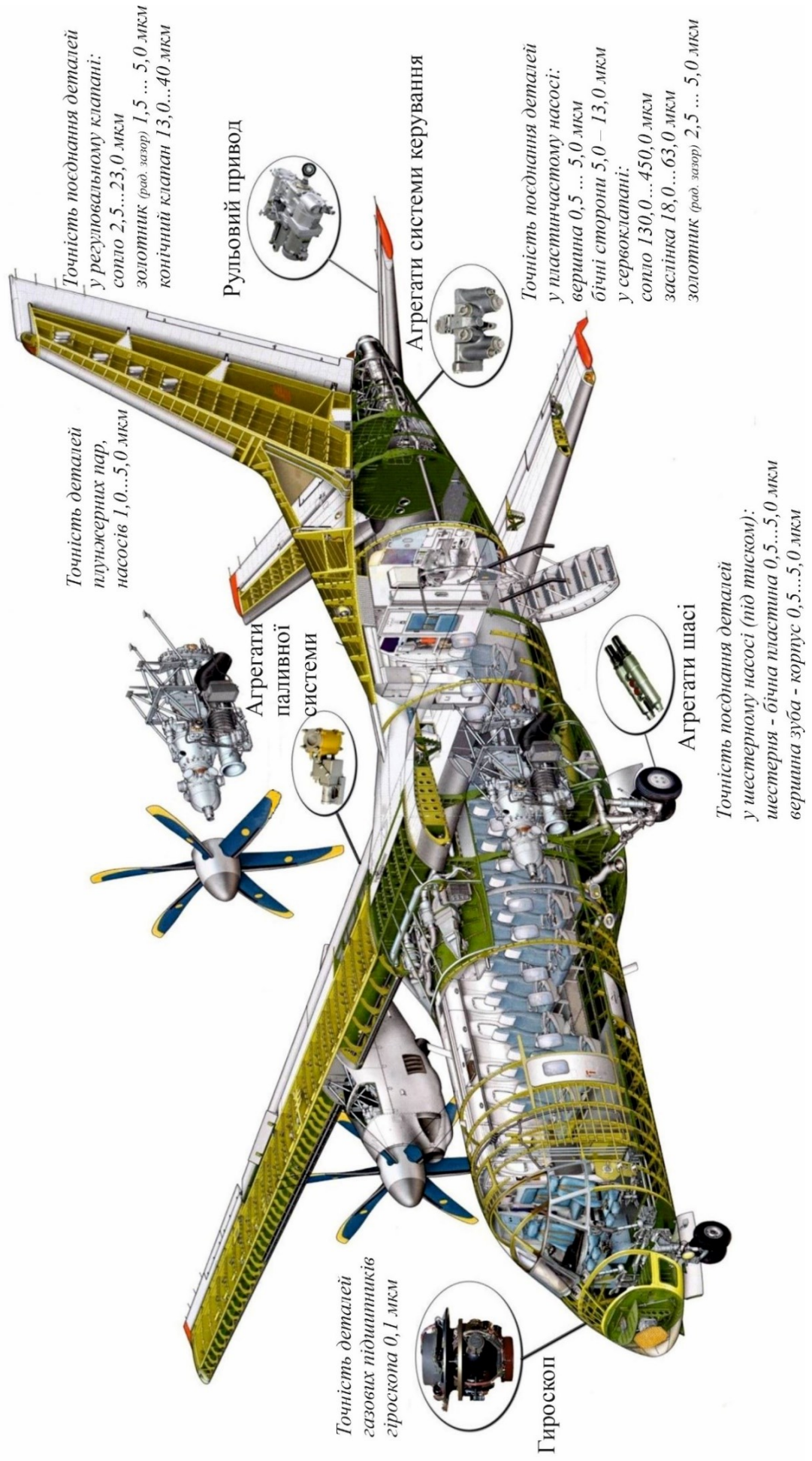


Рисунок 1.5 – Типи високоточних механізмів літальних апаратів, що містять прецизійні деталі

Авіаційні правила (АП25) вимагають, щоб літак був спроектований і побудований так, щоб в очікуваних умовах експлуатації при діях екіпажу кожен відмовний стан, що призводить до виникнення катастрофічної ситуації, оцінювався як практично неймовірна подія (вірогідність менше 10^{-9}) і не виникав унаслідок одиначної відмови одного з елементів системи [252].

На жаль, продукція вітчизняного авіаційного прецизійного виробництва часто не задовольняє цим вимогам. Так, наприклад, в табл. 1.5 приведені дані про інтенсивність відмов елементів електрогідравлічних стежачих приводів маневреного літака за даними роботи [253].

Таблиця 1.5 – Оцінки безвідмовності елементів, пристроїв і систем стежачого електрогідравлічного приводу [253]

| Елементи | Інтенсивність відмов |
|---|--------------------------------|
| Електрогідравлічний підсилювач потужності типа «сопло-заслінка» | $0,1...2 \times 10^{-6}$ 1/год |
| Гідравлічний силовий циліндр (заклинювання або руйнування) | $0,00329 \times 10^{-6}$ 1/год |
| Гідравлічне джерело живлення (один канал гідросистеми) | $3,5 \times 10^{-6}$ 1/год |
| Клапан електрогідравлічний (заїдання штовахальника) | $0,0869 \times 10^{-6}$ 1/год |
| Поршень зі штоком рульової машини (заклинювання) | $0,152 \times 10^{-6}$ 1/год |

З наведених в табл. 1.5 даних витікає, що максимальна оцінка появи відмови в простому одноконтурному електрогідравлічному приводі складає приблизно $5,72 \times 10^{-6}$ 1/год [253], що істотно перевищує норми льотної придатності [252]. Тому основним шляхом забезпечення безвідмовності таких приводів є загальне структурне резервування у поєднанні з роздільним резервуванням [253]. Точність виготовлення деталей високоточних механізмів літальних апаратів складає від 0,1 (деталі газових підшипників гіроскопів) до 1...5 мкм (деталі плунжерних пар, насосів і ін.).

Така висока точність виготовлення приводить до того, що зазори в парах тертя стають гранично малими. Деякі дані про характерні величини зазорів у високоточних механізмах літальних апаратів приведені в табл. 1.6 [221]. Це призводить до того, що при проектуванні і виготовленні високоточних механізмів доводиться враховувати правила проектування прецизійних виробів, зокрема необхідність компенсації температурного дрейфу, оскільки зміни зазорів при нерівномірному нагріванні, зважаючи на їх розмір, можуть призвести до заклинювання контактуючих пар і відмови систем літальних апаратів.

Таблиця 1.6 – Характеристики точності агрегатів гідравлічної системи [221]

| Агрегат | Деталь | Типовий критичний зазор, мкм |
|---------------------------------|----------------------------|------------------------------|
| Шестерний насос (під тиском) | Шестерня – бічна пластина | 0,5 – 5 |
| | Вершина зуба - корпус | 0,5 – 5 |
| Пластинчастий насос | Вершина | 0,5 – 5 |
| | Бічні сторони | 5,0 – 13 |
| Поршневий насос | Поршень – внутрішній зазор | 5,0 – 40 |
| | Пластина клапана (циліндр) | 1,5 – 10 |
| Сервоклапан | Сопло | 130,0 – 450 |
| | Заслінка | 18,0 – 63 |
| | Золотник (рад. зазор) | 2,5 – 5 |
| Регульовальний клапан | Сопло | 2,5 – 23 |
| | Золотник (рад. зазор) | 1,5 – 5 |
| | Конічний клапан | 13,0 – 40 |

Найбільш відомим випадками є серія з 7 катастроф, що сталася у 1991–1996 роках з літаками Boeing-737. Як показало розслідування, проведене в 1996 р., вони були викликані тим, що коли в промерзлий після польоту на висоті механізм гідроприводу керма на пряму на посадці поступала гідравлічна рідина, його заклинювало в крайньому положенні, що приводило до реверсу керуючої дії [33]. Проте згідно із статистичними даними 70...80% несправностей гідравлічних, паливних і масляних систем літальних апаратів пов'язане з порушенням працездатності прецизійних

пар [227] – плунжерних, поршневих і пластинчастих, які виконують функції витіснювальних або силових елементів.

Тенденції до мініатюризації, зв'язані в аерокосмічній галузі з прагненням до зниження маси, призводить до підвищення робочого тиску в гідросистемах (з 21 МПа для літака Іл-86 до 35 МПа для літаків сучасних пасажирських літаків Airbus A380 і Boeing 787). Проте потреби в резервуванні приводять до того, що із зростанням енергоспоживання зростає маса рульових приводів і гідросистеми в цілому. Відбори потужності від авіадвигунів для централізованої гідросистеми літаків 4-го покоління на керування кермовими поверхнями набули критичного значення (на деяких режимах польоту до 20%) [250].

Через відсутність електромеханічних приводів необхідного рівня надійності, як проміжний етап на сьогоднішній день упроваджується концепція електрифікованого літака (МЕА – More Electric Aircraft), в якій передбачається використання систем, що містять як електричну, так і гідравлічну компоненту [20, 123]. У таких системах використовуються електрогідравлічні приводи з автономною гідравлічною частиною [123, 253].

Не зважаючи на значну кількість чинників, що впливають на ресурс і надійність прецизійних пар високоточних механізмів літальних апаратів, у якості головного більшість авторів вважає чистоту робочих рідин від абразивних мікрочасток [240, 276]. При експлуатації літальних апаратів чистота робочих рідин забезпечується вбудованими фільтрами.

Проте відмічені вище тенденції – перехід до електрогідравлічних систем – істотно знижує ефективність фільтрів, оскільки такі системи є практично безвитратними. Крім того, існуючі фільтри не забезпечують видалення з робочих рідин часток із розмірами, меншими, ніж 5 мкм. В той же час, частки такого розміру можуть бути небезпечними при попаданні в зазори золотникових і плунжерних пар. Навіть частки субмікронного розміру можуть викликати проблеми після коагуляції. Тому особливе значення для забезпечення безвідмовності прецизійних механізмів літальних апаратів набуває вихідна чистота вхідних деталей, що забезпечується на етапі їх виробництва.

1.2 Промислова чистота прецизійних механізмів

1.2.1 Джерела технологічних забруднень й дефектів у прецизійному виробництві

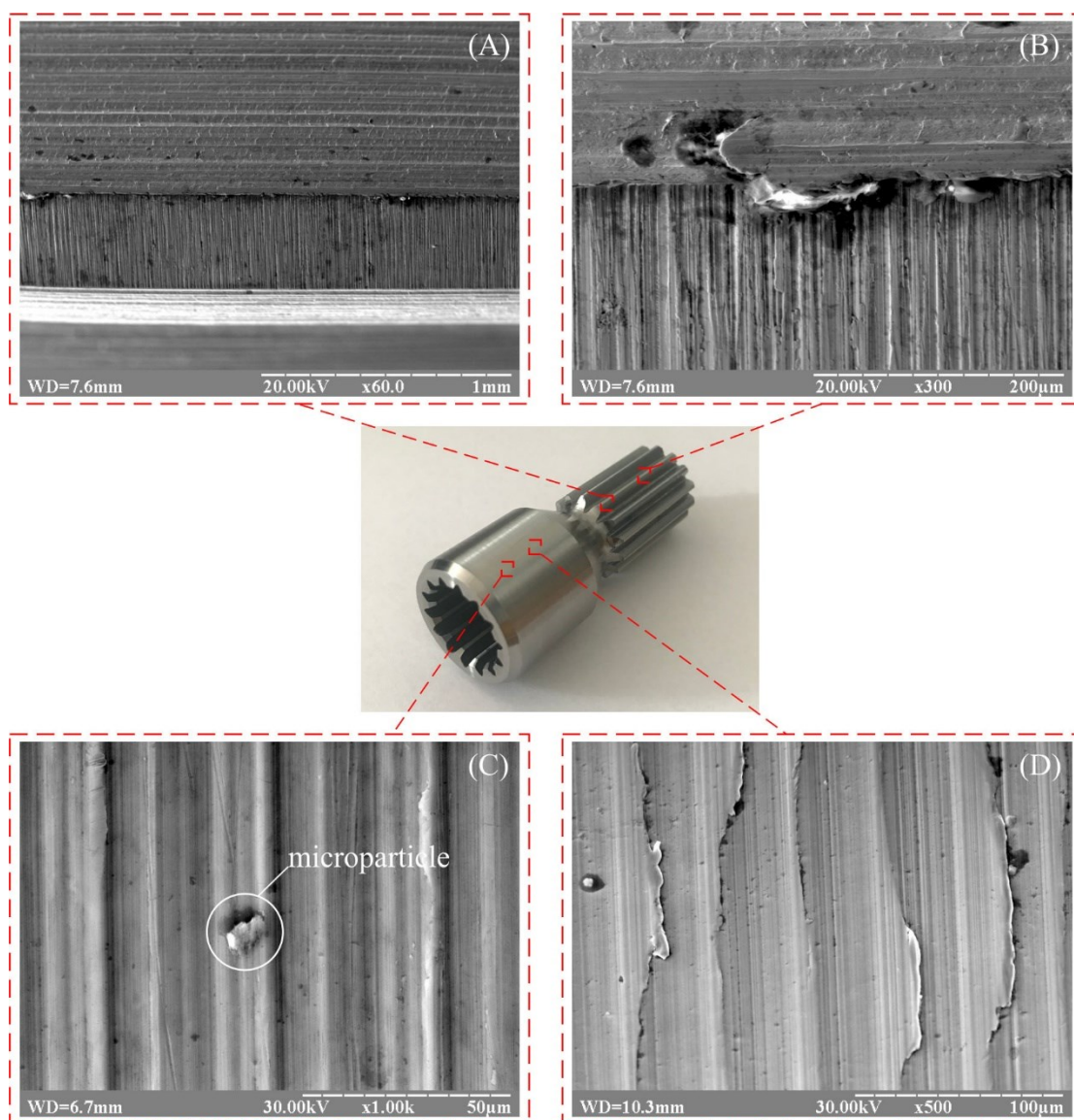
В процесі виробництва, транспортування і зберігання деталей на їх поверхнях неминує утворюються забруднення. Серед різноманітних механічних домішок, які необхідно видаляти з поверхонь точних деталей, є металеві частинки, уламки ріжучого інструменту, покриття або абразиви. Технологічні забруднення зазвичай класифікують за фізико-хімічними властивостями оскільки вони визначають вибір методів їх видалення.

Найбільш поширеними є наступні забруднення:

- фізичні забруднення – мікроліквіди, що утворюються при розмірному обробленні і частинки, що осідають на поверхні з довкілля;
- забруднення, хімічно пов'язані з поверхнею деталей, – оксиди, нітриди, карбідні та інші з'єднання;
- органічні забруднення – жири, мастила;
- розчинні у воді забруднення – солі, кислоти, залишки травильників.

Найбільш небезпечними з точки зору експлуатаційних характеристик прецизійних механізмів є фізичні забруднення. Тому процес виготовлення прецизійних деталей має бути побудований так, щоб виключити або мінімізувати їх утворення. До мікроліквідів, що підлягають видаленню в ході фінішних операцій, відносяться як механічно незв'язані з поверхнями мікрочастинки, що утворюються при розмірному обробленні [126] (частинки абразиву, матеріалу деталі або інструменту), так і пов'язані з поверхнями і крайками (задирки, грат, плени). На рис. 1.6 наведено мікрошліфи з поверхонь деталі після розмірного оброблення з характерними мікроліквідами [7].

Центральне місце у формоутворенні прецизійних деталей до теперішнього часу займає оброблення різанням, доля якої в авіа- та агрегатобудуванні складає більш ніж 60% [214].



A, B – задирки після формуванні шліців (при $V = 1600$ об/хв, $f = 0,04$ мм/об);
C – металеві уламки; *D* – нахили / плени та прилиплі частинки матеріалу після формування шпонки (при $V = 260$ об/хв, $f = 0,1$ мм/об)

Рисунок 1.6 – Поверхневі пошкодження при механічному обробленні жароміцної сталі [7]

Проте розмірне оброблення є не лише засобом забезпечення точності розмірів. Вона ж є і причиною викривлення геометрії крайок і поверхонь. Уникнути цих явищ при обробленні різанням неможливо. Так, наприклад, навіть при обробленні на найсучаснішому устаткуванні при різанні утворюються задирки на крайках (рис. 1.7).

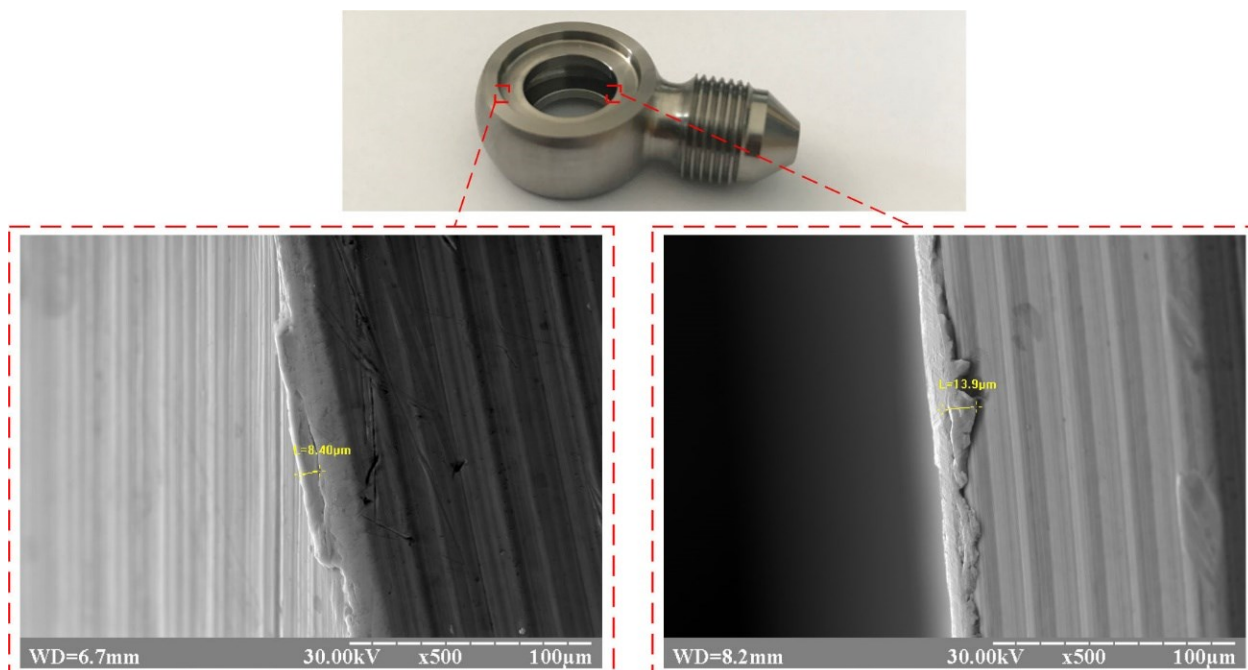


Рисунок 1.7 – Мікрозадирки на крайках фітинга після розточування сплаву Ti-6Al-4V при $V = 2000$ об/хв, $f = 0,03$ мм/об, DoC = 0,1 мм, $R_{інстр} = 0,3$ мм [7]

Взагалі повне видалення задилок лезвійним інструментом неможливе – його застосування веде до утворення вторинних задилок, але меншого розміру [184]. Задирки на прецизійних деталях мають бути видалені, це пов'язане з функціональними вимогами до них, зокрема для виключення випадку відриву задилок під час перетікання робочої рідини, що може викликати заклинювання пар тертя, підвищене зношення, пошкодження ущільнень. З врахуванням малих розмірів зазорів прецизійних механізмів наявність навіть мінімальних задилок призводить до труднощів при складанні.

Окрім утворення задилок розмірне оброблення призводить до викривлення профілю крайки на перетині оброблюваних поверхонь. В результаті крайка приймає форму складної кривої з подовжньою шорсткістю, яка може на порядок перевищувати шорсткість утворюючих її поверхонь (рис. 1.8). У свою чергу підвищена шорсткість крайок істотно знижує їх міцність. Як наслідок, виступи мікро нерівностей на різальних крайках інструменту із-за малої міцності руйнуються в перші секунди різання, а западини є місцем зародження тріщини.

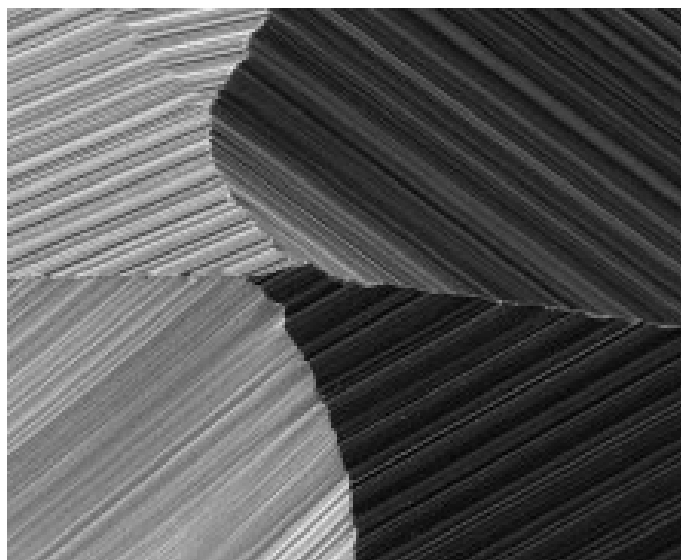


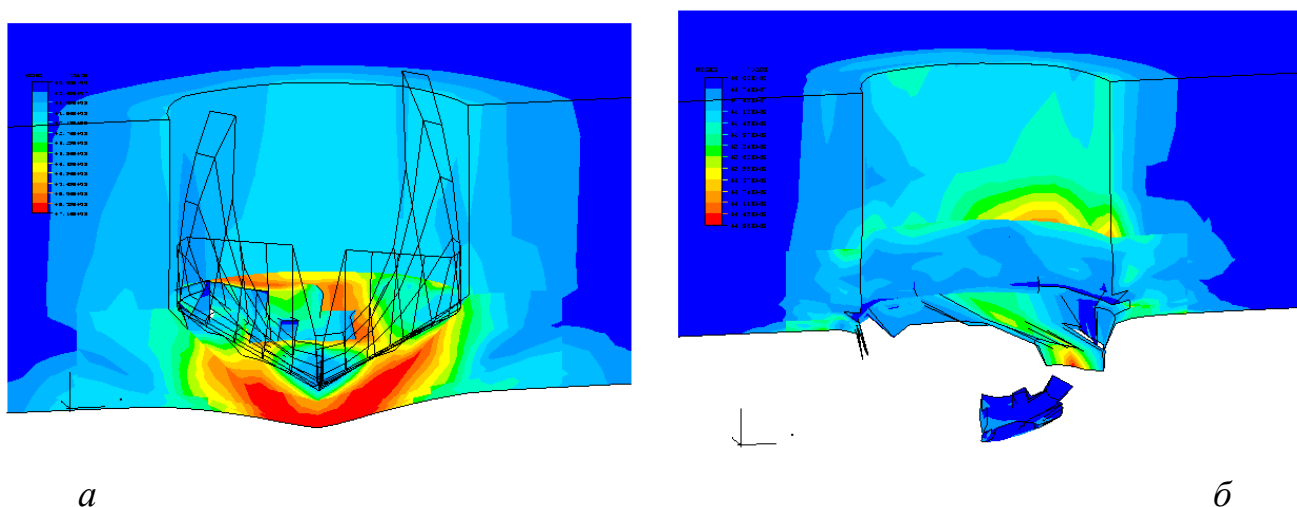
Рисунок 1.8 – Подовжня шорсткість ріжучих крайок свердла [275]

Крім того, в наслідок руйнування різальної крайки утворюються найбільш небезпечні мікрочастинки з високою твердістю. Тому профілювання крайки є важливим етапом при виробництві прецизійних деталей. Наприклад, в проспектах фірми Extrude Hone [63] (США) наводяться результати випробувань паливних форсунок з отворами без обробки крайок і після їх профілювання. Форма крайок частин, що впливають на потік рідини – золотникових клапанів, поршнів, форсунок – має великий вплив на загальну ефективність. Профілювання крайок отвору підвищує точність забезпечення масової витрати через жиклер з $\pm 6\%$ до $\pm 1\%$, що безпосередньо впливає на паливну ефективність двигуна [63, 275]. Додаткове фінішне оброблення крайок інструменту (наприклад, магнітообразівна) вирівнює шорсткість поверхонь і крайок. Одне це дозволяє підвищити ресурс інструменту в 1,5 рази. Додаткове профілювання крайок дозволяє підвищити її ще в 3...4 рази [201].

В роботі [273] проаналізовано деякі тенденції розвитку досліджень в області оброблення крайок прецизійних деталей. Показано, що одним з шляхів розв'язання цієї задачі є аналіз механізмів утворення ліквідів на крайках за допомогою моделювання. Дослідження механізмів утворення задирок і можливостей їх мінімізації були розпочаті ще у 70-х роках в США (Гіллеспі [69]), Німеччині (Шефер [148]) и Японії (Такадзава [167]).

На рис.1.9 наведено результати моделювання утворення задирки при свердлінні [32]. З'ясування механізмів утворення задирок дало можливість керувати процесом їх утворення для запобігання їх виникнення у важкодоступних для їх видалення місцях, або для перенесення їх в процесі оброблення на зовнішні крайки, з яких вони можуть бути видалені легко.

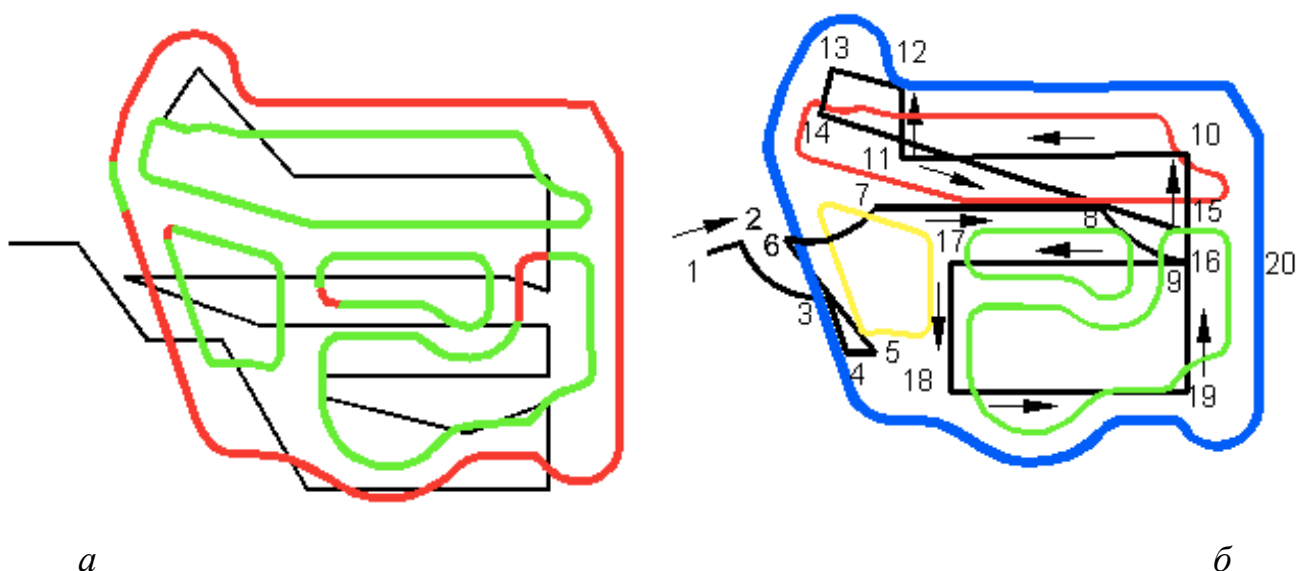
Як приклад, на рис. 1.10 наведено результати досліджень, отримані для оптимізації траєкторії інструменту з метою зменшення величини задирок на крайках при торцевому високошвидкісному фрезеруванні за алгоритмом, запропонованим в роботі [142].



a – початок виходу свердла; *б* – остаточний вигляд задирки

Рисунок 1.9 – Стадії формування задирки при свердлінні за скінченно-елементним моделюванням [32]

На рис. 1.11 показано фотографії крайок деталі для траєкторій обробки, представлених на рис. 1.10. Результати було отримано при однакових режимах різання однаковими фрезами. Оптимізація дозволила зменшити задирки на крайках при збільшенні часу обробки з 4,7 до 5,3 с [18]. На сьогоднішній день виконана чимала кількість досліджень, присвячених утворенню шорсткості на поверхнях при механічному обробленні (наприклад, [209, 218]).



a – вихідна траєкторія фрези; *б* – траєкторія після оптимізації
 Рисунок 1.10 – Результати оптимізації траєкторії інструменту
 за критерієм розміру задирок [142]

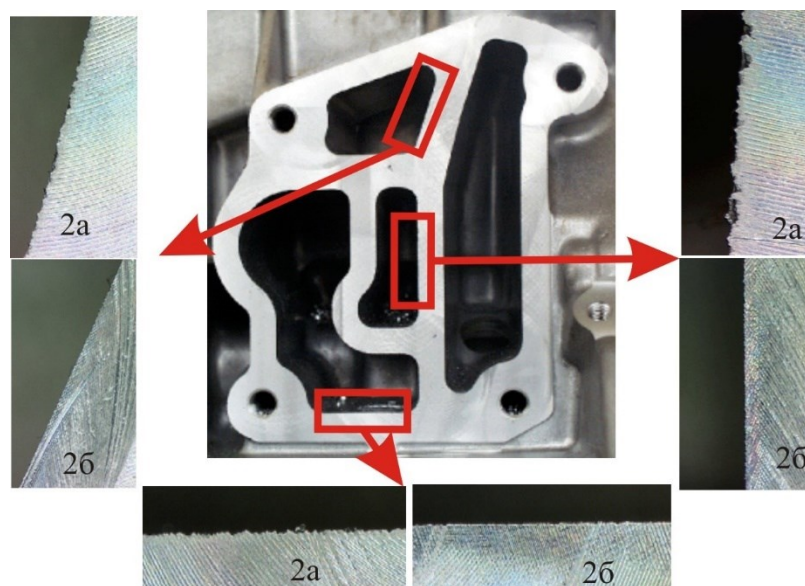


Рисунок 1.11 – Вигляд крайок деталі після оптимізації траєкторії фрези [142]

На відміну від методів моделювання процесів утворення задирок і формування шорсткості, які інтенсивно розвиваються вже більше сорока років, дослідження в області вивчення механізмів формування ліквідів на поверхнях при розмірному обробленні знаходяться на початкових стадіях і недостатньо висвітлені в літературі. Механізм формування плени мікронної і субмікронної товщини ілюструють рис. 1.12, 1.13 [274, 275]. При обробленні залежно від радіусу округлення

ріжучої крайки інструменту і властивостей оброблюваного матеріалу можливий перехід до режимів, коли на поверхні утворюються щільно притиснуті мікрозадирки (рис. 1.13). При подальших операціях доведення поверхонь притирами, такі ліквіди не віддаляються, а розмазуються по поверхні у вигляді тонкої плівки.

Виявлення таких дефектів засобами візуального і неруйнівного контролю практично неможливе. Наявність деталей з такими ліквідами в прецизійних механізмах в ході експлуатації неминуче призводить до відриву плени з утворенням пластівчастих частинок.

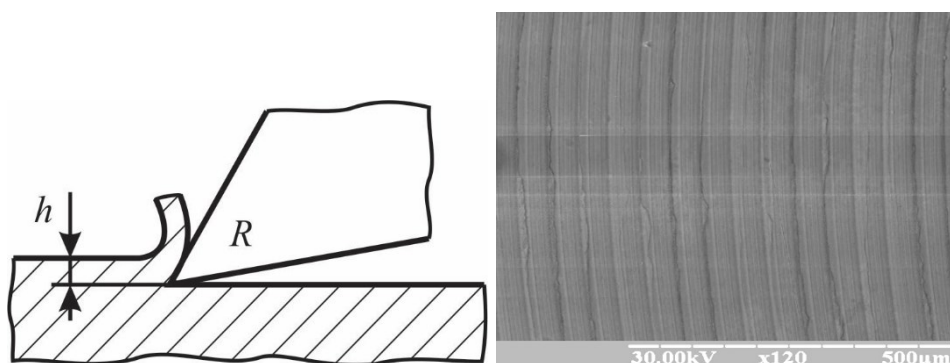


Рисунок 1.12– Поверхня, оброблена інструментом з гострою крайкою [274]

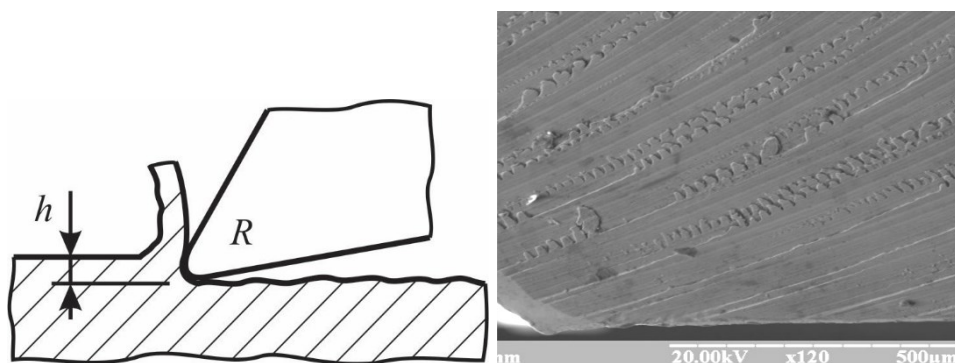


Рисунок 1.13 – Поверхня, оброблена різцем з притупленою крайкою [274]

Утворенню мікрочасток при механічній обробці довгий час не приділялося належної уваги. Активність в цій області істотно зросла в результаті досліджень, які довели, що дія високих концентрацій інгаляційних металевих часток може привести до захворювань операторів верстатів [10, 41]. Це викликало появу цілого ряду досліджень, в яких вивчалось питання утворення мікрочастинок при різанні. Огляд цих робіт наведено в монографії [274]. Перші з цих робіт мали виключно експериментальний характер [90, 91, 92, 156, 157]. Був встановлений зв'язок інтенсивності

утворення мікрочастинок від способу формування стружки [91], матеріалу, швидкості різання, подачі і форми різця [92]. На рис. 1.14 наведено типовий графік, що ілюструє вплив форми різця на інтенсивність утворення мікрочастинок. Величина $D_u = m_{\text{частинки}} / m_{\text{стружки}}$ є відносною масою мікрочастинок.

Інтенсивність утворення мікрочастинок істотно залежить від швидкості різання (рис. 1.15). Зміна інтенсивності їх утворення викликана зміною умов деформації стружки. Рис. 1.16 показує, що найбільш інтенсивне утворення мікрочастинок пов'язане з крихким зломом або зсувом стружки.

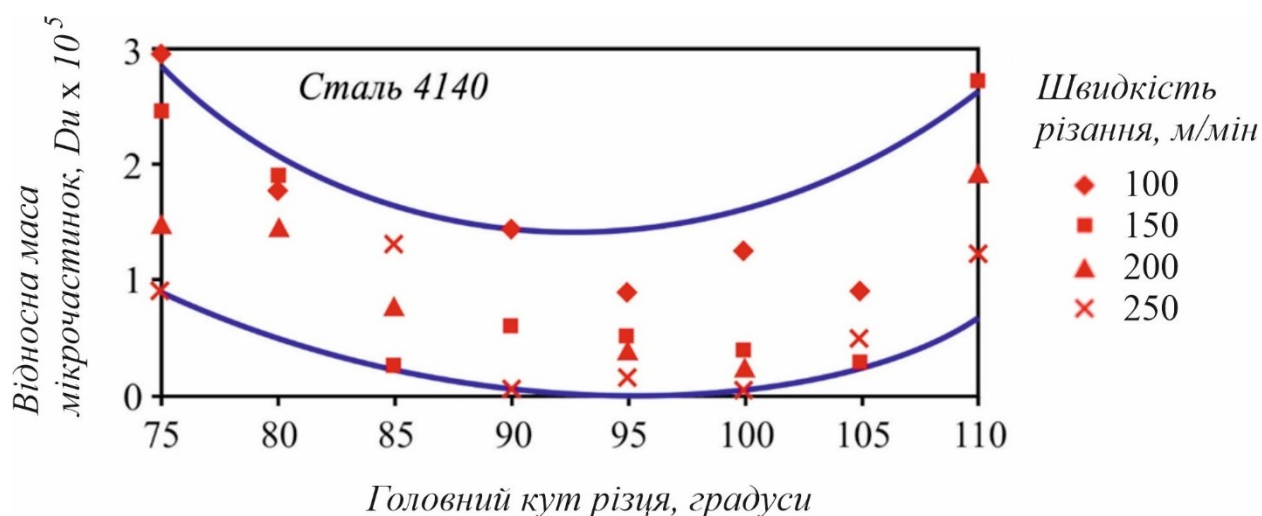


Рисунок 1.14 – Типова залежність відносної маси мікрочастинок від кута різця [91]

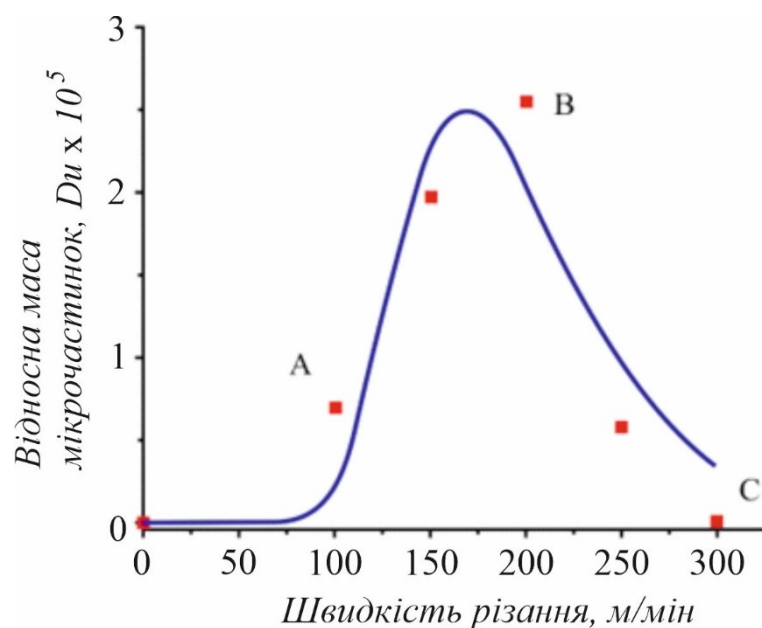
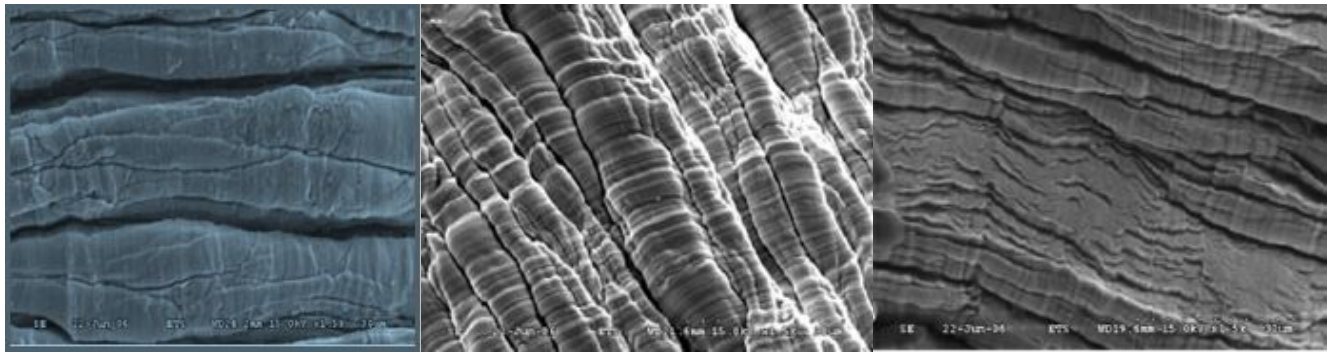


Рисунок 1.15 – Типова залежність відносної маси мікрочастинок від швидкості [184]



зона А

зона В

зона С

Рисунок 1.16 – Поверхня стружки при різних швидкостях різання [184]

Хеттабі [184] виділяє чотири зони, в яких відбувається утворення мікрочастинок що розрізняються за характером напруженого стану (рис. 1.17). У місці утворення стружки утворюється зона первинного зрушення. Для цієї зони характерна дуже велика стискаюча напружка, яка викликає розтріскування металу. Зовнішня поверхня стружки стискається в обмеженому просторі. Додатково деталь і стружка піддаються періодичним ударам. Це приводить до зіткнень виступаючих частин мікрорельєфу і генерації мікро і наночастинок.

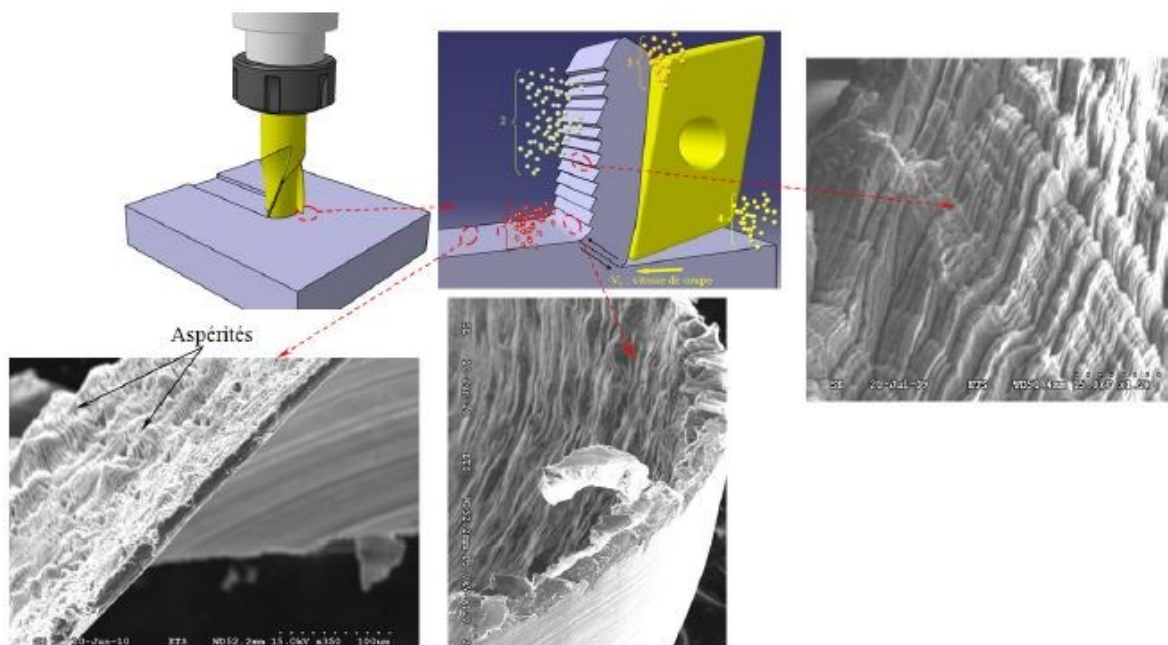
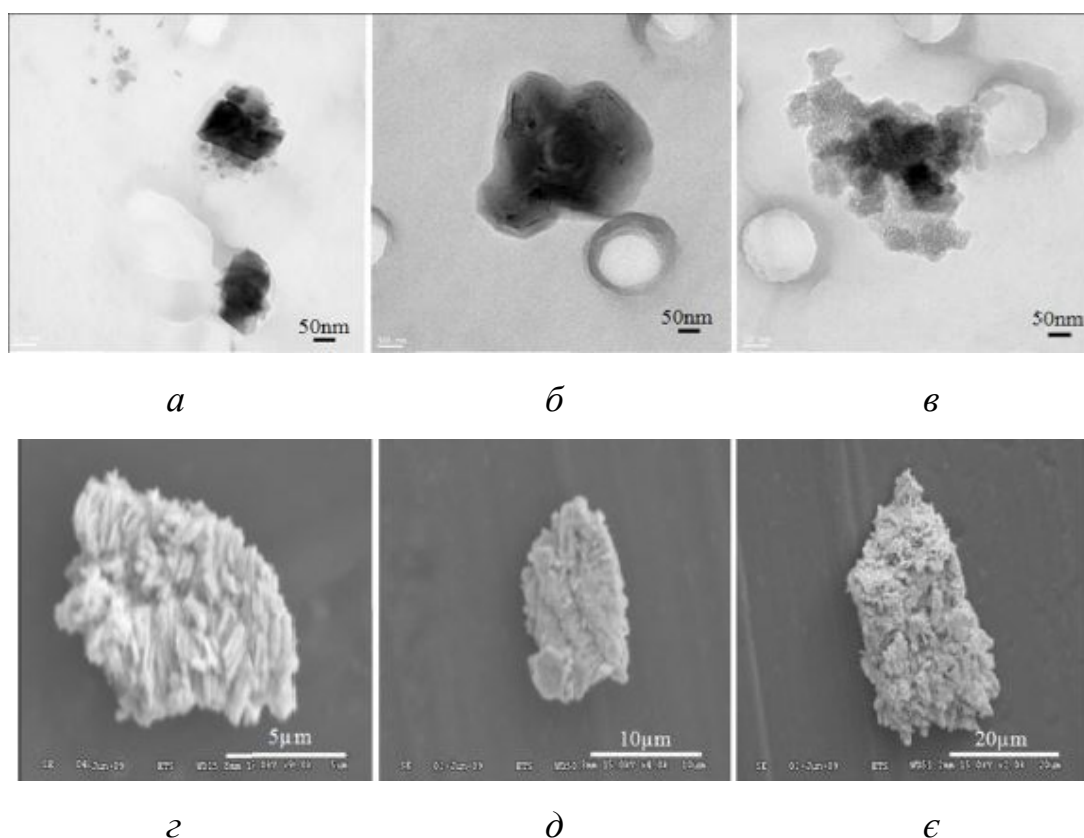


Рисунок 1.17 – Зони утворення мікрочастинок при різанні [184]

В області різальної крайки інструменту створюється зона, в якій оброблюваний матеріал застоюється. Інтенсивні механічні і термічні пружно-пластичності деформації є причиною викиду мікрочастинок з цієї зони. У цій зоні утворюються

як мікрочастинки матеріалу деталі, так і мікрочастинки матеріалу інструменту, що утворюються в результаті зношення. Форма і розміри частинок, що утворюються при різанні, є різними. На рис. 1.18 наведено фотографії nano і мікрочастинок отриманих для одного режиму різання. Наночастинки мають форму, близьку до сферичної, тоді як форма частинок мікронного розміру близька до пластинчастої. Розподіл частинок за розмірами істотно залежить від матеріалу деталі і умов різання, проте для узагальнень в цій області в даний час отримано недостатній обсяг експериментальних результатів.

Таким чином, в даний час експериментально підтверджений факт утворення мікрочастинок при різанні і отримані перші результати, що дозволяють встановити закономірності їх появи.



a, б, в – нанорозмірні частинки; *г, д, е* – мікрочастинки

Рисунок 1.18 – Характерні форми частинок, що утворюються при різанні

Імплементация адитивних технологій у виробничі процеси не усуває проблем з поверхневою чистотою й не відповідає у повній мірі вимогам до прецизійності отримуваних деталей. По-перше, це стосується точності адитивного виробництва

деталей, яка часто є недостатньою [2, 62] і потребує доопрацювання із застосуванням традиційних технологій [161]. По-друге, за допомогою деяких методів, таких як селективне лазерне спікання і плавлення (рис. 1.19), порошок спекається навколо деталі через гарячі умови. При цьому зерна порошку поверхнево розплавляються і злипаються, ніби вони частково зварені у всіх зонах контакту між зернами. Такий стан порошку, підданого термічній дії, називається «коржилом». Витягнути цей корж (рис. 1.20) зі внутрішніх порожнин деталі важко, а очищення вузьких глухих каналів взагалі є серйозною проблемою [120].

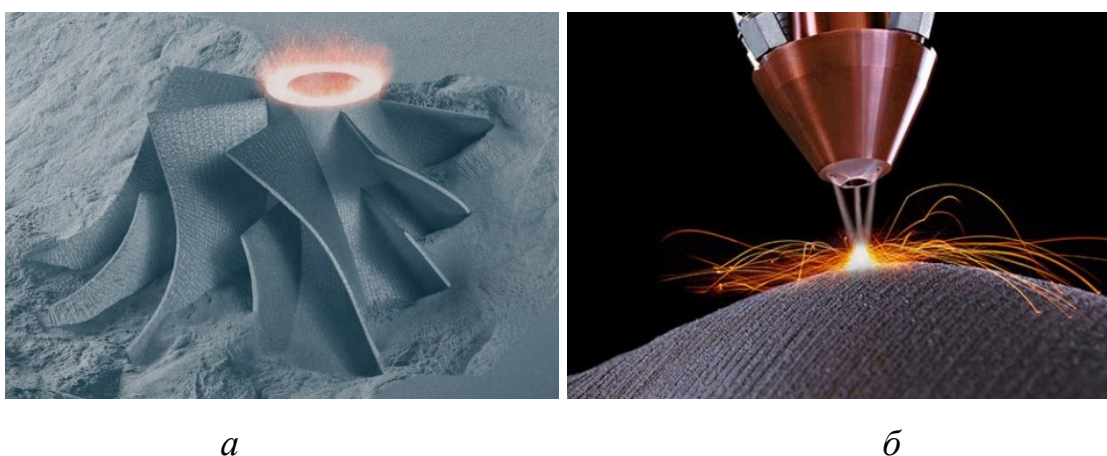


Рисунок 1.19 – Селективне лазерне спікання (а) та сплавлення (б)



Рисунок 1.20 – Залишки порошкового матеріалу в порожнинах деталі

Неповне видалення мікрочастинок з поверхонь деталей порушує зчеплення покриттів рис. 1.21 [7], що неминуче призведе до його швидкого відшарування з можливим порушенням функціональності деталей в процесі експлуатації. Очевидно, що якісне виконання фінішного оброблення крайок і поверхонь сьогодні є критичним для надійної роботи високоточних механізмів і буде актуальним протягом тривалого періоду.

Задачі видалення задирок та облою є актуальними і при обробленні термопластичних матеріалів. Так, наприклад, Heraeus Noblelight Ltd розробляє для цього спосіб інфрачервоного нагрівання [15]. Було виявлено, що інфрачервоне нагрівання може розплавити задирки і втягувати їх всередину деталі, не капаючи та не загоряючись. Проблеми були виявлені при видаленні великих задирок. Для їх усунення пропонується проводити комбіноване оброблення з початковим зменшенням задирки механічними методами. Відзначається, що не всі термопласти добре піддаються обробленню цим методом.

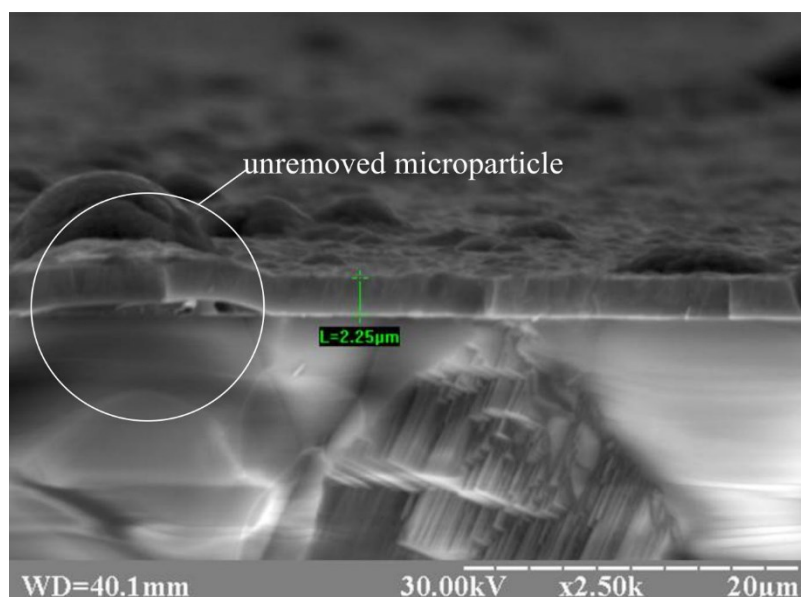
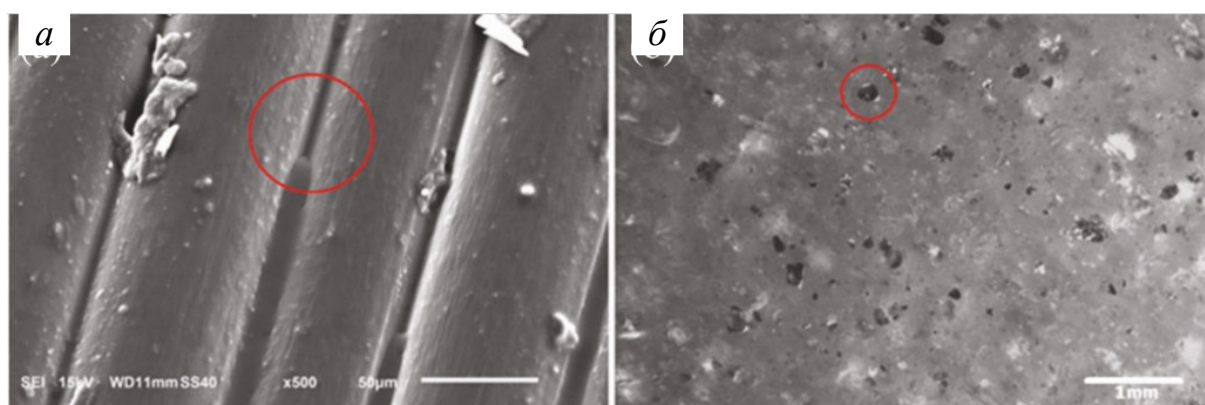


Рисунок 1.21 – Дефект покриття (товщина 2.25 мкм через наявність невилучених мікрочастинок [7])

Найкращі результати були досягнуті для поліпропілену (ПП), акринітрилбу-тадієнстиролу (АБС), поліметилметакрилату (ПММА) і синтетичного каучуку. У той же час при обробленні деяких інших матеріалів відомі випадки, коли задирки не видалялися, але пошкоджувалася поверхня деталі. Для цього методу потрібні спеціальні інфрачервоні випромінювачі, особливо при обробленні деталей складної форми. Для деталей з термопластичних матеріалів, виготовлених в класичні способи, розглядаються два типи фінішних операцій: зняття задирок і зняття луцення. Проте в останні роки, з поширенням адитивного виробництва, все більше уваги привертається до полірування поверхні. [25]. Це оброблення зазвичай розглядалося

як метод декоративного оздоблення і лише в окремих випадках відносилось до виготовлення високоточних деталей і розглядалося як один з основних етапів виробничого процесу. Одним із найпоширеніших методів адитивного виробництва термопластичних деталей є моделювання наплавлення (FDM). Відповідно до [194] понад 70% пов'язаних з адитивним виробництвом компаній, використовують метод FDM. Цей спосіб не тільки широко використовується для виготовлення деталей з монолітного пластику, але також вважається основним способом виробництва деталей з армованих волокон термопластів [8, 72, 154, 193]. Деякі автори зазначають, що одним із обмежуючих аспектів цієї технології є достатня шорсткість поверхні [72, 77]. Для зменшення шорсткості та підвищення точності розмірів деталей виробництва FDM необхідно проводити чистові операції [172]. Можна використовувати традиційне оброблення з ЧПК [28], галтування [27] або абразивний потік [4]. Крім того, хімічні методи показують хороші результати в плані зменшення шорсткості [78, 121]. Однак, як зазначено в роботах [118, 193, 198], на поверхнях деталей, отриманих методом FDM, крім нерівностей, можуть з'явитися інші дефекти поверхні.

На рис. 1.22 показана шорсткість поверхні, де нейлонові нитки розділені в рядках, і між цими лініями видно проміжки. На рис. 1.22, б показано мікропори на поверхні друкованих деталей із PLA пластику [193].



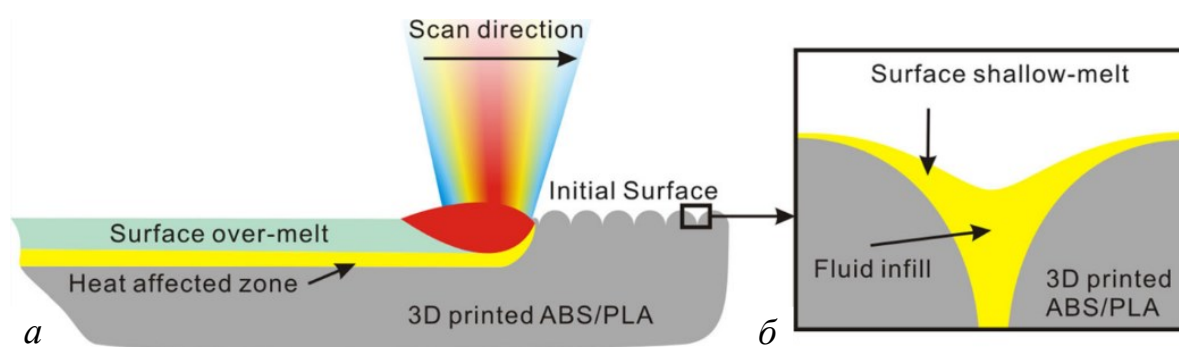
a – шорсткість поверхні зразка нейлону;

б – мікропори на поверхні зразка PLA пластику

Рисунок 1.22 – Поверхневі дефекти на деталях, надрукованих FDM [193]

Наявність поверхневих нерівностей істотно впливає на механічні характеристики деталей. Однак такі дефекти не можна лікувати методами, описаними раніше. Цю проблему можна вирішити методами термічного полірування.

В статті [98] розглядаються можливості термічного полірування деталей з термопластів, надрукованих методом FDM за допомогою лазера. Зокрема два випадки термічного полірування: поверхневе переплавлення і поверхневе дрібне розплавлення. Механізм поверхневого переплавлення відповідає випадку, коли глибина розплавленої ванни більша, ніж шорсткість поверхні, як показано на рис. 1.23,*а*. На рис. 1.23,*б* показано варіант поверхневого дрібного розплавлення, в якому глибина зони розплаву значно менша, ніж рельєфу поверхні.



а – оплавлена ділянка поверхневого переплаву значно глибша за поверхневий виступ; *б* – оплавлений шар поверхні тонший за поверхневий виступ

Рисунок 1.23 – Схема режимів лазерного оплавлення поверхні FDM об'єкта [98]

Результати, отримані в [98] підтвердили можливість зменшення шорсткості при контрольованому нагріванні термопластів, при цьому кінцева якість поверхні для різних матеріалів істотно відрізнялася. У сучасних дослідженнях автори не досліджували вплив термічного полірування на механічні характеристики термопластів, хоча слід очікувати, що воно (принаймні у спосіб поверхневого переплавлення) може видалити дефекти, такі як мікропори. Відповідно до проведеного огляду можна виділити наступні завдання оброблення термопластичних деталей:

- видалення задирок із збереженням рельєфу поверхні, характерного для оброблення деталей з декоративною текстурою, виготовлених методом лиття під тиском або пресуванням;

- видалення задирок і поверхневе полірування дрібним розплавом, типове

для акрилових деталей, виготовлених литтям і механічним обробленням;

– полірування поверхонь з розплавом матеріалу на задану товщину шару.

1.2.2 Зв'язок промислової чистоти з показниками якості прецизійних механізмів

Виробничі забруднення мають найбільший вплив на пошкодження прецизійних деталей на перших етапах їх роботи. Частки задирок і мікрочастинки потрапляючи в робочу рідину гідравлічних систем, переносяться по всьому об'єму й ушкоджують або порушують роботу найбільш чутливих елементів агрегатів літальних апаратів. Особливу небезпеку мають тверді мікрочастки, що утворюються при кришенні крайок ріжучого або абразивного інструменту. Вони здатні пошкодити загартовані поверхні золотників, утворюючи напливи, які можуть призвести до заклинювання прецизійних пар тертя. Крім того, забруднення робочої рідини металевими частками сприяє окисненню мастила. Висока кислотність мастила негативно впливає на ущільнення, може призводити до корозії і прискореного зношення прецизійних механізмів.

Переважаюча кількість забруднюючих часток має розміри менші за 5 мкм [276], але їхня кількість в робочих рідинах ніяк не нормується як вітчизняними [213], так і міжнародними стандартами [208]. В той же час доведено, що основна доля відмов прецизійних механізмів гідравлічних систем літальних апаратів пов'язана з перевищенням норм з масової концентрації, а не розмірів часток [276].

На рис. 1.24 показана залежність напрацювання на відмову золотникових агрегатів (криві 2,4) і гідронасосів літальних апаратів (криві 1,3). Криві 1 і 2 відповідають випадкам перевищення норм з масової концентрації часток менших 5 мкм; 3, 4 – з концентрацією згідно ДСТУ 17216-2004. У роботі [147] було проведено дослідження впливу коефіцієнта очищення фільтра на ресурс підшипників кочення. В ході випробувань мінявся лише один параметр – абсолютний коефіцієнт очищення мастила. Кожен підшипник випробовувався до появи пітингу. Результати випробувань показали, що при зменшенні максимального розміру мікрочасток

з 40 до 3 мкм ресурс підшипників збільшився більш ніж в 6 разів (рис. 1.25). Забрудненість робочих рідин мікрочастками змінює їх в'язкість і змащувальні властивості. Так, наприклад, за даними роботи [220] за наявності в робочій рідині часток розміром 2...5 мкм (у кількості 0,5 мг/дм³) у золотникових розподільниках гідравлічних підсилювачів БУ-10 зусилля зрушення плунжера зростало в 5 і більше разів порівняно з роботою на незабрудненій рідині.

Для розподільників інших марок (ГА-49, ГА-13) критичний розмір часток складає 7...13 мкм; за наявності в робочій рідині таких часток зусилля зрушення плунжера збільшувалося в 7–8 разів та інколи плунжер навіть заклинювало. В той же час дрібніші частки (розміром до 3 мкм) істотно не впливають на роботу розподільника.

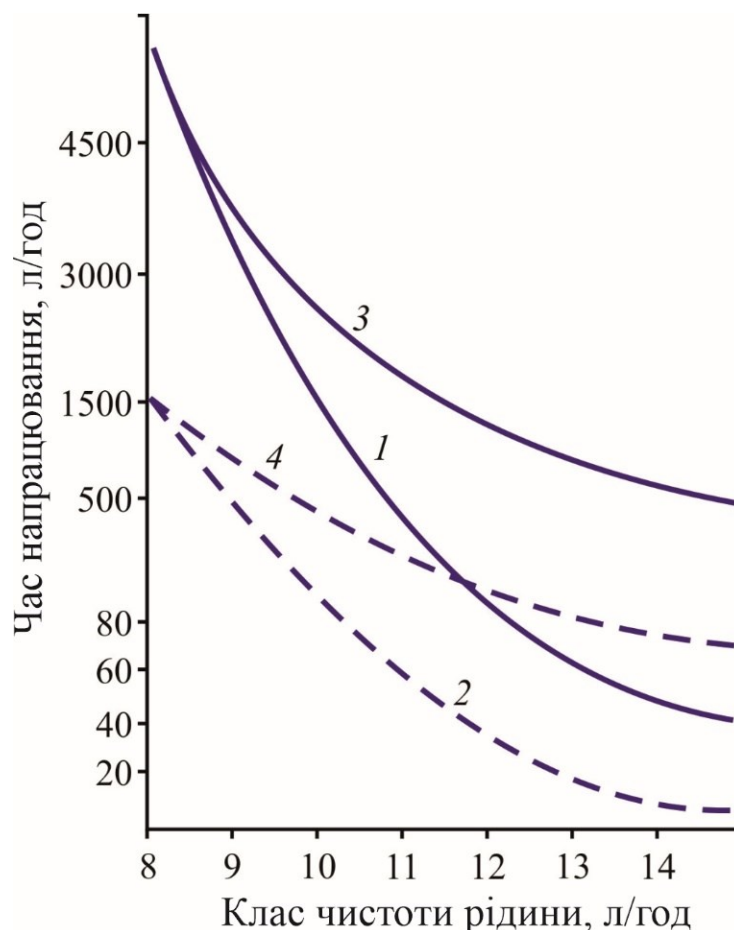


Рисунок 1.24 – Зміна часу напрацювання на відмову від класу чистоти рідин для прецизійних пар агрегатів гідравлічних систем літальних апаратів [276]

Такі дані, що є вірними для одиничних випробувань, можуть призвести до невірних висновків, які широко поширені в технічній літературі. А саме – більшість

авторів стверджують, що наявність в робочих рідинах частинок, розміри яких менше величини зазору між деталями пар тертя, не впливають на їх ресурс. Але це твердження є невірним.

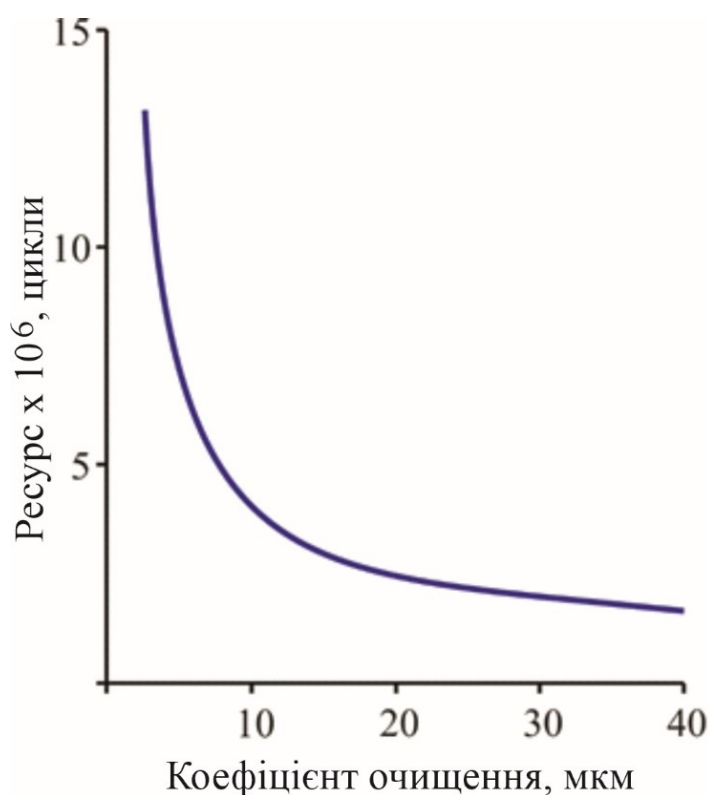


Рисунок 1.25 – Залежність ресурсу підшипників від чистоти мастила [147]

Величина зазору між контактуючими деталями не є рівномірною і в навантаженому стані може змінюватися від нуля до максимального значення. Тому навіть найдрібніші частки впливатимуть на зношення поверхонь прецизійних пар. Наявність численних дрібних часток веде до зашламлення робочих рідин. Під впливом тиску і вібрацій це призводить до їх коагуляції, утворюванню конгломерату, через який заклинюють пари тертя. Нарешті, швидкість реакції окиснення мастила, про яку вже згадувалося, безпосередньо пов'язана зі сумарною площею контакту рідини і частинок. При однаковому об'ємі, дрібні частинки, що мають більшу поверхню, з точки зору окиснення робочої рідини є небезпечнішими.

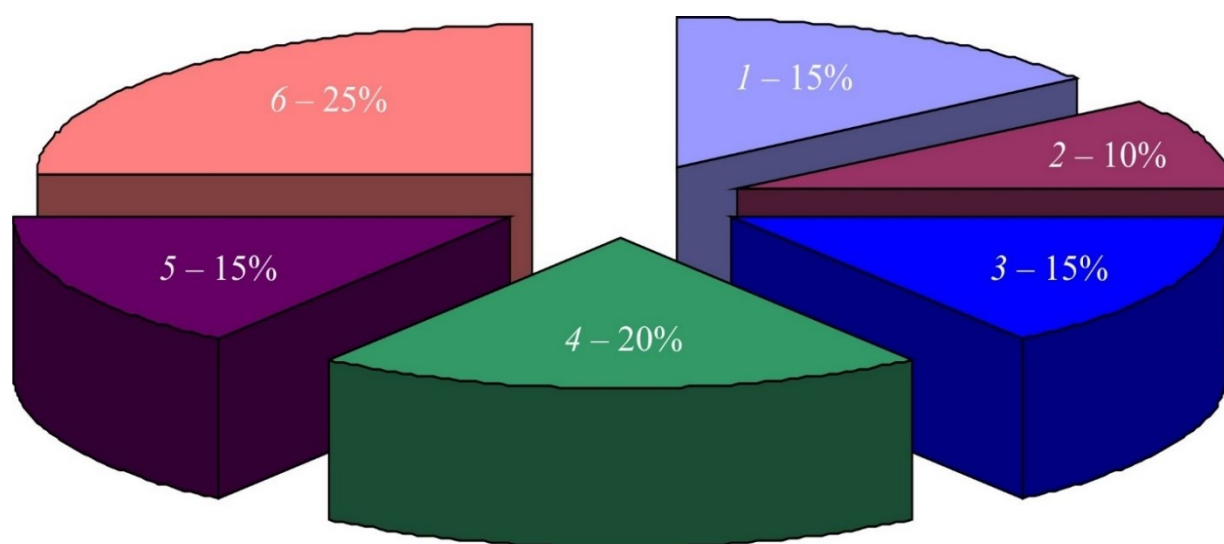
Тому, наявність навіть дрібних абразивних часток в робочих рідинах для систем, що знаходяться під високим тиском (наприклад, гідросистем ЛА) призводить до виникнення абразивного зношення відсічних крайок, пов'язаного з високими

швидкостями перетікання рідини. Для збільшення ресурсу прецизійних пар з поверхонь всіх деталей, які утворюють гідравлічний тракт, необхідно, принаймні, видаляти частинки таких розмірів, які перевершують товщину змащувальної плівки. Для гідравлічних систем літаків це веде до вимоги видалення з поверхонь і крайок мікроліквідів субмікронного розміру (табл. 1.7).

Таблиця 1.7 – Товщина змащувальної плівки елементів авіаційних гідравлічних систем [221]

| Елемент гідросистеми | Товщина плівки, мкм |
|------------------------------------|---------------------|
| Підшипник кочення | 0,1 – 1,0 |
| Гідростатичний підшипник ковзання | 0,5 – 10,0 |
| Гідродинамічний підшипник ковзання | 1,0 – 25,0 |
| Зубчаста пара | 0,1 – 1,0 |
| Ущільнення | 0,05 – 0,5 |

На рис. 1.26 приведені статистичні дані причин знімань авіаційних двигунів з випробувань в процесі виробництва [229].



1 – недотримання вимог по чистоті при складанні; 2 – забрудненість продуктами прироблення; 3 – нетехнологічність конструкцій двигунів; 4 – неякісне очищення робочих рідин; 5 – недостатній контроль якості очищення; 6 – недосконалість методів промивання

Рисунок 1.26 – Статистика відмов авіадвигунів на стендових випробуваннях

Переважна більшість знімачів двигунів пов'язана з технологічними забрудненнями, тому промислова чистота має основне значення для забезпечення якості прецизійних механізмів. Забезпечення промислової чистоти прецизійних механізмів у виробництві в значній мірі залежить від визначення джерел забруднення і їх усунення на ранніх стадіях процесу виготовлення.

1.2.3 Кваліметрія крайок прецизійних деталей

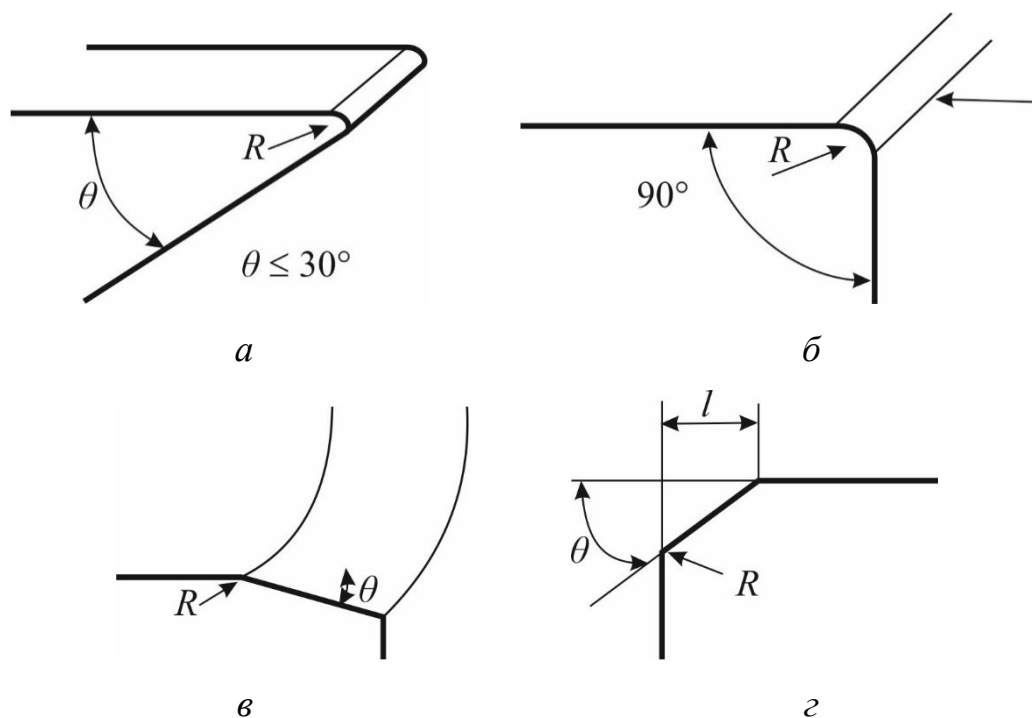
Створення стандартів, пов'язаних з якістю крайок, – ще одне завдання, яке вирішувалося спільними зусиллями дослідників і промисловості. На жаль, у вітчизняній практиці ці завдання стосовно обробки прецизійних деталей практично не розглядалися. Фактично в якості вимог до крайок позначалося «гострі крайки притупити визначеним радіусом», або «гострі крайки не тупити».

В найбільш промислово розвинутих країнах еволюція вимог до якості крайок і розширення кваліметричних показників, які враховувалися в стандартах їх якості, безпосередньо пов'язані з тенденціями підвищення точності оброблення, відміченими вище. Так, наприклад, проектом міжнародного стандарту оброблення крайок, розробленим в кінці 90-х років [192], передбачалося сім рівнів якості фінішного оброблення крайок.

За своєю суттю такий підхід був схожим на той, що використовувався у вітчизняному машинобудуванні і мав сім рівнів: зняття задирок не потрібне; притупити гострі крайки; видалити всі видимі задирки; видалити всі задирки, видимі в $\times 00$ збільшенні; зняти фаску (розмір і кут вказуються на кресленні); округляти крайку радіусом (радіус задається на кресленні); крайки не обробляти. Проте вже через 10 років стандарт якості крайок набуває істотних змін. Він включає розділення крайок за типами на гострокутні, згладжені, похилі і скошені (рис. 1.27) [174].

Стандартом вводяться три геометричні параметри, з яких форму поперечного перетину крайки задають два параметри: лінійний розмір (радіус) і кут. Встановлюються кількісні діапазони за розмірами і допусками для поперечного профілю зовнішніх і внутрішніх крайок (табл. 1.8, 1.9) та допуски на відхилення форми (табл. 1.10). Додатково стандарт включає цілий ряд кваліметричних показників, які

раніше не розглядалися, зокрема, вимоги до текстури і до поверхневого шару на крайках [174].



a – гострокутна; *б* – згладжена; *в* – похила; *г* – скошена

Рисунок 1.27 – Типи крайок прецизійних деталей згідно стандарту [174]

Таблиця 1.8 – Розміри й допуски зовнішніх крайок [174]

| Клас розмірів крайки, мм | | Допустимі відхилення форми крайки, мм | | | Позначення |
|--------------------------|-------|---------------------------------------|--------|--------|--------------------------|
| min | max | клас А | клас В | клас С | |
| 0.0003 | 0.002 | +0.0015 | +0.03 | +0.06 | Е-0 (ультра супергостра) |
| 0.002 | 0.02 | +0.0060 | +0.08 | +0.20 | Е-1 (супергостра) |
| 0.02 | 0.2 | +0.030 | +0.20 | +0.40 | Е-2 (гостра) |
| 0.2 | 2 | +0.060 | +0.40 | +0.80 | Е-3 (звичайна) |
| 2 | 6 | +0.20 | +0.10 | +2.00 | Е-4 (груба) |

Таблиця 1.9 – Розміри і допуски внутрішніх крайок [174]

| Клас розмірів крайки, мм | | Допустимі відхилення форми крайки, мм | | | Позначення |
|--------------------------|------|---------------------------------------|--------|--------|-------------------|
| min | max | клас А | клас В | клас С | |
| 0.01 | 0.05 | +0.001 | ±0.004 | ±0.01 | L-0 (супергостра) |
| 0.05 | 0.2 | +0.005 | ±0.01 | ±0.04 | L-1 (гостра) |
| 0.2 | 0.5 | +0.03 | ±0.05 | ±0.2 | L-2 (звичайна) |
| 0.5 | 1 | +0.1 | ±0.2 | ±0.5 | L-3 (груба) |

Таблиця 1.10 – Допуски на відхилення форми зовнішніх крайок [174]

| Розмірні класи деталей, мм | | Допуски прямолінійності і округлості величин, мм | | |
|----------------------------|-----|--|--------|--------|
| min | max | клас А | клас В | клас С |
| -- | 3 | 0.002 | 0.01 | 0.05 |
| 3 | 10 | 0.005 | 0.05 | 0.1 |
| 10 | 30 | 0.01 | 0.1 | 0.2 |
| 30 | 100 | 0.02 | 0.2 | 0.5 |
| 100 | 300 | 0.05 | 0.4 | 0.8 |

Наступним кроком формування вимог до форми крайок стало введення стандарту щодо профілю ріжучої крайки [34]. Згідно з ним форма поперечного профілю крайки задається кутом і додатковими 4 параметрами: Δr , φ , S_α й S_γ (рис. 1.28).



Рисунок 1.28 – Геометричні характеристики ріжучої крайки згідно [34]

Параметр φ у полярних координатах, прив'язаних до системи координат з центром на лінії перетину передньої і задньої поверхні, задає азимутне відхилення вістря крайки відносно бісектриси кута крайки в плані. Параметр Δr задає радіальну координату вістря крайки, параметри S_γ й S_α задають розмір крайки по передній і задній поверхні. Профіль крайки задається за координатами вістря і точках на передній і задній поверхні сплайном.

Забезпечення вимог якості крайок згідно [34, 174] можливо лише за наявності необхідних метрологічних засобів. На рис. 1.29 приведена класифікація сучасних методів вимірювання задирок і крайок згідно даним роботи [65].

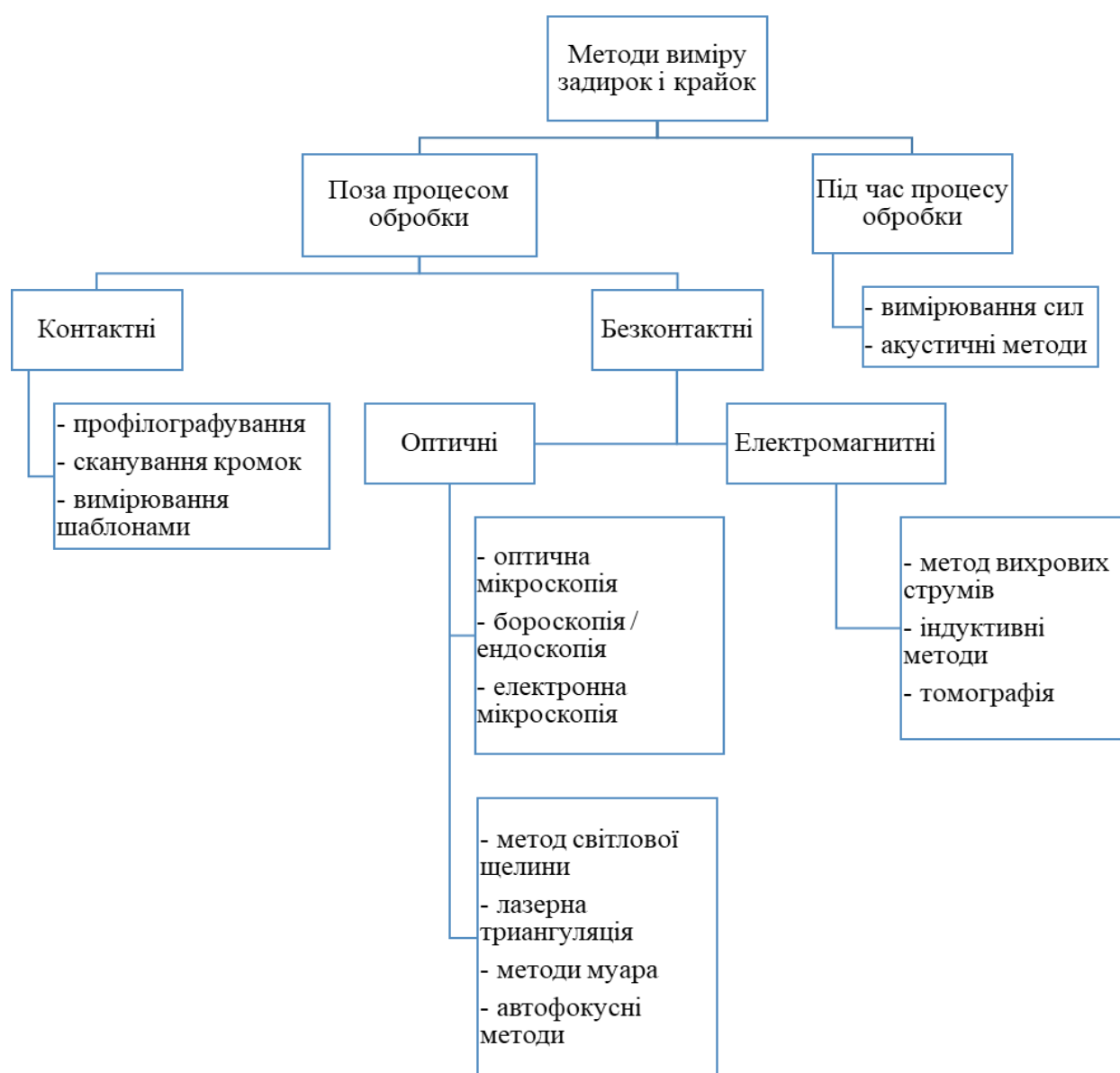


Рисунок 1.29 – Класифікація методів вимірювання задирок і крайок [65]

Найінтенсивніше розвиваються безконтактні методи, зокрема лазерні і електромагнітні, які на сьогоднішній день забезпечують найбільшу точність вимірів. На відміну від методу профілографування, яке досі широко використовується, безконтактні методи є набагато інформативнішими, дозволяють отримувати двовимірну і навіть тривимірну геометрію крайок (рис. 1.30), робити моніторинг як початковий стан крайок, так їх стан після фінішного оброблення.

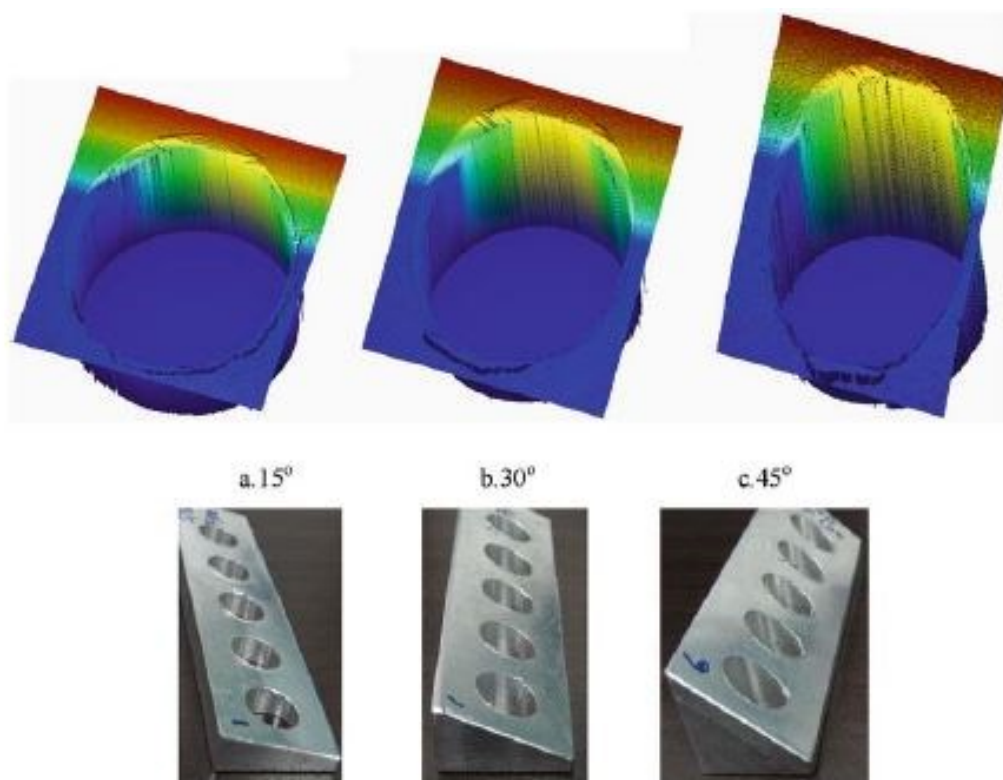


Рисунок 1.30 – Тривимірна побудова профілю крайок методом лазерної голографії [65]

Проте основна увага в області інженерії крайок прецизійних деталей, як і раніше, зосереджена на методах їх фінішного оброблення. Ці методи продовжують постійно розвиватися, як у напрямі вдосконалення традиційних технологій, так і у напрямі пошуку нових процесів, які могли б задовольняти зростаючим вимогам за якістю і точністю оброблення. Особлива увага приділяється методам, які мають потенціал автоматизації з перспективою повного витіснення ручної праці.

1.3 Методи фінішного оброблення прецизійних деталей

1.3.1 Класифікація методів фінішного оброблення

На сьогоднішній день відомо більше 150 методів фінішного оброблення крайок. У роботі [244] був запропонований підхід до їх класифікації на основі критерію визначальної дії. Такий підхід викликаний деякою невизначеністю в принципах класифікації, що пропонувалися іншими авторами. У деяких роботах (наприклад, [214, 228] та ін.) методи фінішного оброблення розділяють на п'ять груп: механічні, хіміко-механічні, хімічні, електрохімічні, фізичні. У інших роботах (наприклад, класичній роботі Гіллеспі [68]) запропонована класифікація з виділенням чотирьох груп: механічні, хімічні, електричні і термічні методи.

Оскільки на практиці в багатьох методах видалення ліквідів відбувається за рахунок комплексної дії, завдання їх класифікації вимагає вживання чітких критеріїв. Тому авторкою в [244] запропонований критерій визначальної дії, заснований на аналізі механізму видалення матеріалу ліквідів. Запропоновано встановити як основні механізми видалення ліквідів з поверхонь і крайок такі: *механічний*, при якому видалення відбувається в результаті взаємодії з інструментом, потоком або полем (лезове і абразивне оброблення, очищення потоком рідини, електромагнітними силами та ін.); *термічний* (енергетичний), при якому видалення відбувається при дії інтенсивних потоків енергії, як правило, в результаті змінення агрегатного стану або теплового руйнування (оплавлення, випарювання, абляції тощо); *хімічний*, при якому видалення відбувається в результаті реакцій матеріалу з навколишнім середовищем (горіння, розчинення тощо).

У реальних технологічних процесах найчастіше відбувається одночасна дія комбінації різних процесів. Тому віднесення конкретного методу до тієї або іншої групи доцільно вести на підставі міри переважання перерахованих механізмів в конкретному технологічному процесі.

Так, наприклад, лазерне видалення задирок за рахунок їх випарювання має бути віднесене до термічних методів, а видалення їх продуктами згорання паливних сумішей з надлишком кисню, при якому продукти згорання нагрівають задирки

до температури горіння – до термохімічних процесів, видалення задирки за рахунок розплавлення з подальшим відривом під дією електромагнітних або газодинамічних сил – до термомеханічних.

Додатковими ознаками процесу, що вводяться в його назву, можуть бути характеристики часу, наприклад імпульсний термохімічний, циклічний електротермомеханічний, і додаткових дій, що управляють, – імпульсний термохімічний з накладенням електричного поля.

Описаний підхід дозволяє чітко виділити групи комбінованих методів, на відмінність від підходу, запропонованому у роботі [264], у якій критерій визначальної дії системно не застосовувався, що привело до деякої громіздкості в запропонованій класифікації.

На сьогоднішній день в передових галузях машинобудування вимоги до якості і точності фінішного оброблення прецизійних деталей стають настільки жорсткими, що їх неможливо забезпечити з використанням традиційних технологічних процесів.

Наприклад, до таких завдань відноситься профілювання крайок каналів охолодження лопаток ГТД. Складність такого оброблення визначається не лише високими вимогами якості, але і масовістю виробництва (з річною програмою в десятки і навіть сотні тисяч деталей). Такі завдання можуть бути вирішені лише при використанні передових виробничих процесів.

На рис. 1.31 приведена класифікація технологічних процесів, які в даний час розглядаються як найбільш перспективні для застосування у виробництві прецизійних і ультрапрецизійних деталей [34, 85, 282].

Серед механічних методів прецизійного фінішного оброблення найчастіше застосовуються абразивні методи: фінішне оброблення абразивним потоком (AFF), магнітно-абразивне чистове оброблення (MAF), магнітореологічне чистове оброблення (MRF) та ультразвукове оброблення (USM) [5, 22, 134, 137].



Рисунок 1.31 – Класифікація перспективних методів фінішного оброблення прецизійних деталей [34, 85]

Серед хімічних методів найчастіше використовують електрохімічне оброблення (ECM) [134, 146]. Електроерозійне оброблення (EDM) [24, 43] та селективне лазерне видалення задирок (SLD) [75, 100, 153] є перспективними методами термічного оброблення крайок. Недоліками цих методів є необхідність використання спеціальних пристроїв для подачі абразивного матеріалу (AFF) або живлення (ECM), тривалий час обробки (AFF, MAF, MRF, USM), складність з автоматизацією та обмежені можливості для оброблення поверхонь, що мають складну геометричну форму.

Порівняльні характеристики деяких методів з точки зору точності оброблення приведені в табл. 1.13 [86]. Відмітимо, що для всіх приведених способів оброблення зберігається зазначена вище властивість – підвищення точності оброблення супроводжується зниженням її продуктивності. Розглянуті методи можуть забезпечити найжорсткіші вимоги по точності профілювання крайок, вони також в тій або іншій мірі можуть вирішувати завдання видалення швидкозношуваної частини шорсткості, ґрата і пленів. Проте видалення мікрочастинок ними здійснити неможливо. Більш того, лезові і абразивні методи самі є джерелами виникнення мікрочастинок на поверхні. Хімічними методами можна якоюсь мірою забезпечити видалення металевих мікрочасток. Але частинки абразиву та інші неметалеві частинки цими методами не видаляються. Тому при їх використанні потрібно додаткове очищення поверхні, яке зазвичай здійснюється промивкою.

Ще однією обставиною, яку необхідно враховувати, є структура технологічної системи прецизійного виробництва. Більшість з фінішних методів фінішного оздоблення крайок та поверхонь вимагає застосування спеціального інструменту і оснащення й добре вписується в технологічні ланцюжки вузько спеціалізованих виробництв. В той же час, для багатомономенклатурного дрібносерійного виробництва, такого, наприклад, як виробництво прецизійних авіаційних агрегатів, їх вживання ускладнене, оскільки для вирішення комплексу завдань фінішного оброблення і очищення може знадобитися велика кількість спеціалізованого устаткування. У таких випадках доцільно використовувати термічні методи фінішного оброблення, що дозволяють створювати більш універсальне устаткування. З точки

зору можливостей оброблення деталей довірній складності унікальними перевагами володіє оброблення продуктами згорання газових сумішей.

Таблиця 1.13 – Порівняння можливостей процесів фінішного оброблення [86]

| Метод оброблення | Матеріал деталі | Ra , нм |
|---|--------------------|-----------|
| Шліфування | Сталь | 25-6250 |
| Хонінгування | Сталь | 25-1500 |
| Притирання | Сталь | 13-750 |
| Екструзійно-абразівне оброблення (абразив SiC) | Сталь | 50 |
| Магніто-абразівне оброблення | Нержавіюча сталь | 7,6 |
| Магніто-флотаційне оброблення (абразив CeO_2) | Кераміка Si_3N_4 | 4,0 |
| Магніто-реологічне оброблення (абразив CeO_2) | Скло | 0,8 |
| Пружно-емісійне оброблення (абразив ZrO_2) | Кремній | < 0,5 |
| Іонно-променево оброблення | Твердий сплав | 0,1 |

1.3.2 Сучасний стан методів оброблення продуктами згорання газових сумішей

Методи оброблення енергією від продуктів згорання газових сумішей – це передові процеси оброблення крайок, зняття задирок і очищення поверхонь з деталей складної форми, які важко або неможливо обробити іншими процесами. Ці процеси є найбільш продуктивними серед методів оброблення крайок за рахунок одночасного оброблення всіх поверхонь, оточених продуктами згорання. Таким чином всі задирки, незалежно від їх розташування, можна видалити. Це, як правило, усуває необхідність у складних пристроях для утримання деталей і спрощує авто-

матизацію процесу. Оскільки в процесі не використовуються абразивні засоби, матеріал масиву деталі не зазнає впливу, що дуже важливо для точних деталей. Типове промислове застосування цих методів для оброблення точних деталей включає оброблення автомобільних деталей, електронних деталей, корпусів насосів, компонентів авіаційних двигунів, пневматичних клапанів тощо [68]. На сьогоднішній день відомі кілька способів фінішного оброблення, що використовують енергію згоряння газових сумішей. Вони відрізняються основним механізмом видалення матеріалу і контролем процесу оброблення. Першим і найбільш поширеним є термоенергетичний метод (ТЕМ). Особливістю ТЕМ є спалювання паливного газу з надлишком кисню [138]. Задирки, за винятком інших частин поверхні, що підлягають обробленню, вигорають, оскільки вони мають більше відношення площі поверхні до об'єму, завдяки чому тепло надходить до задирок швидше, ніж в інші частини оброблюваної деталі. З точки зору механізму оброблення, цей метод відноситься до категорії термохімічних процесів. ATL, Extrude Home і SGM є світовими провідними компаніями з виробництва обладнання для ТЕМ. Як приклад існуючого обладнання ТЕМ, на рис. 1.32, *а, б* показано ТЕМ апарати Extrude Home T350 з вертикальною камерою [180] та SGM New-Tem XPF 450 з горизонтальною камерою [76]. Схема оброблення крайок ТЕМ показана на рис. 1.32, *в*.

Відведення відпрацьованих газів відбувається, коли їх температура відповідає значенню процесу видалення. Зазвичай це займає від 15 до 40 секунд і може призвести до перегріву деталі та значного відкладення частинок оксидів металів на деталях після оброблення (рис. 1.33) [95]. Видалення оксидів металів проводять під час двостадійного ТЕМ процесу, коли на другому етапі проводять ще один цикл оброблення стехіометричною сумішшю та промиванням [104] або травленням [179]. ТЕМ має ряд обмежень з оброблюваних матеріалів. Він практично не використовується для матеріалів на основі нікелю, хрому і кобальту (наприклад, жароміцних сплавів), оскільки ці матеріали при достатній теплопровідності погано реагують з киснем.

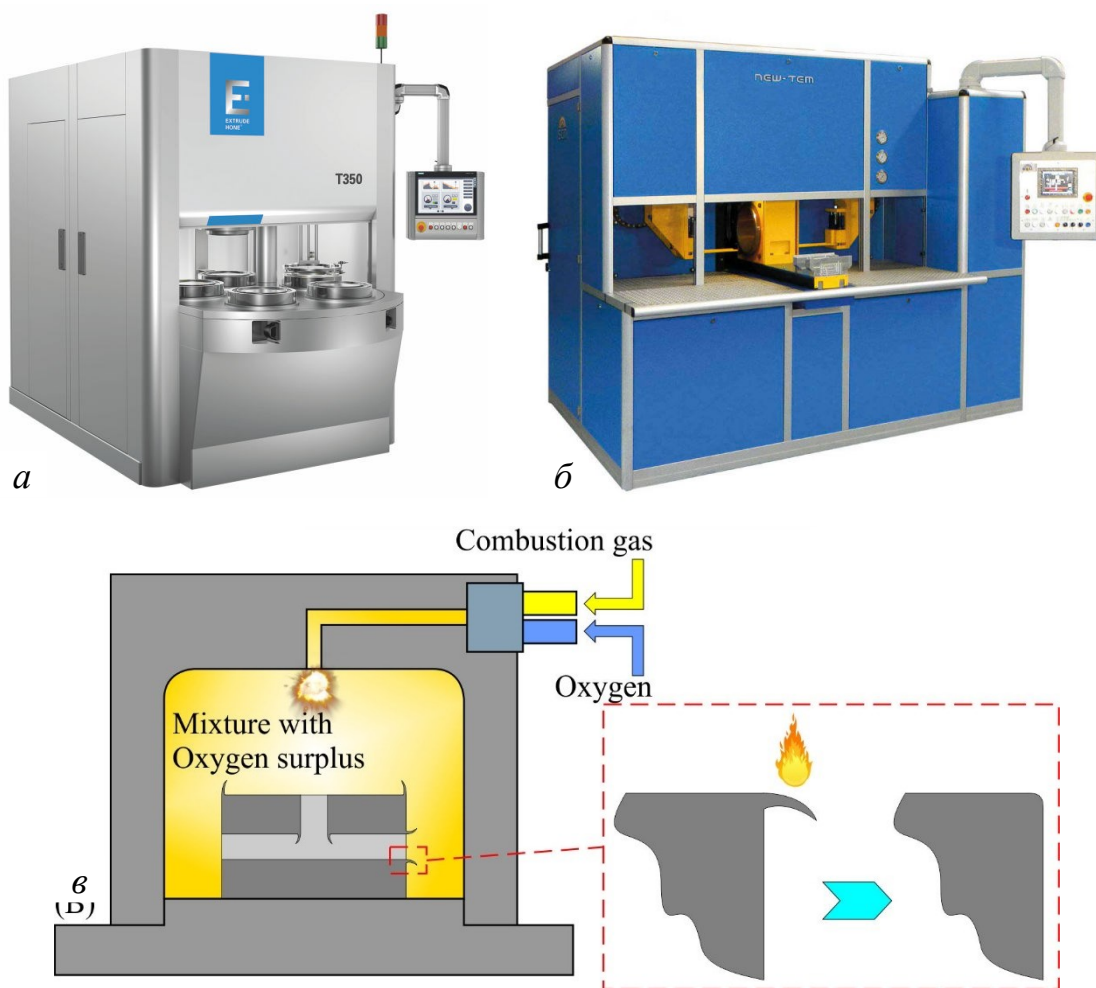


Рисунок 1.32 – Машини термічного видалення задирок Extrude Hone® T350 з верикальною камерою (а), SGM New-Tem XPF 450 з горизонтальною камерою (б) й схема оброблення крайок ТЕМ методом (в) [7, 76, 180]

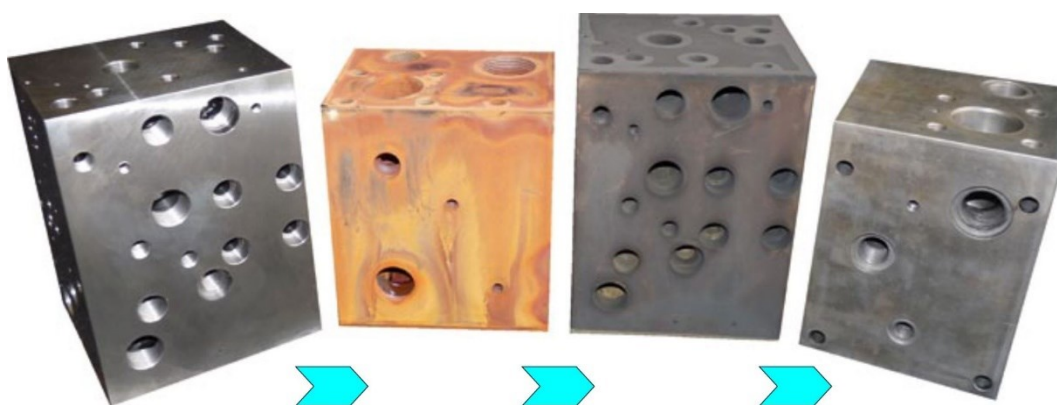


Рисунок 1.33 – Етапи процесу зняття задирок при ТЕМ: необроблена заготовка; видалення задирок при надлишку кисню; відновлення оксиду стехіометричною газовою сумішшю; вимита заготовка [95]

У ряді робіт [89, 155, 228] наголошується, що сталеві деталі з твердістю більше 40 HRC не рекомендується обробляти термоенергетичним методом, оскільки для таких матеріалів після ТЕМ оброблення можлива поява поверхневих тріщин. При обробленні деталей з неіржавіючих сплавів вуглець, що знаходиться в продуктах згорання, при взаємодії з матеріалом може утворювати карбіди по межах зерен і знижувати корозійну стійкість матеріалу [155, 228].

Багато в чому перераховані проблеми пов'язані з відсутністю керованого випуску продуктів згорання в ТЕМ устаткуванні, що приводить до перевищення часу контакту деталей з продуктами згорання. Через це виникають додаткові обмеження по конструктивних особливостях оброблюваних деталей – згідно з рекомендаціями робіт [89, 228] мінімальна товщина конструктивного елемента при ТЕМ обробленні має бути, принаймні, в 10 разів більше, ніж розмір задирки, що видаляється. Інакше може виникати перегрів і структурні зміни в матеріалі деталей. Очевидно, що також повинні існувати обмеження за абсолютним мінімальним розміром оброблюваних деталей, тобто для оброблення прецизійних і мініатюрних деталей термоенергетичний метод не підходить. Основними регульованими параметрами ТЕМ є тип палива, співвідношення палива та кисню та початковий тиск газової суміші. У роботі [68] повідомляється, що, направляючи теплову хвилю за спеціальним каналом, видалення задирок може значно посилюватися, але наукових результатів, що підтверджують це, немає. Зазвичай параметри ТЕМ призначаються на основі експериментального дослідження через планування експериментів [57].

Термоімпульсний, або імпульсний термоенергетичний метод (ІТЕМ) розроблено на основі ТЕМ. Його ключовими нововведеннями є: призначення режимів оброблення на основі аналітичних розв'язків задачі імпульсного розігріву задирки-пластини [222]; технічні рішення для регульованого швидкого випуску продуктів згорання [177]. Для аналітичного розв'язання задачі нагріву задирок було розглянуто лінійну нестационарну задачу теплопровідності у двовимірній постановці. Цей підхід виявився досить успішним. Відповідно до нього отримано ряд залежностей, що пов'язують геометричні та теплофізичні характеристики задирок з енергетичними параметрами обладнання ІТЕМ, необхідного для їх видалення.

ІТЕМ оброблення здійснюється паливними сумішами стехіометричного складу, а видалення задирок відбувається за рахунок розплавлення (рис. 1.34). На цьому ж рисунку зображена машина ІТЕМ Т-15 зі швидкісним випускним клапаном. Для цього обладнання час контакту гарячих газів із заготовками зазвичай становить близько 1 с. Випускний клапан встановлено в нижній частині робочої камери під шаром рідини, завдяки чому ущільнювальна поверхня клапана захищена від впливу високотемпературного потоку.

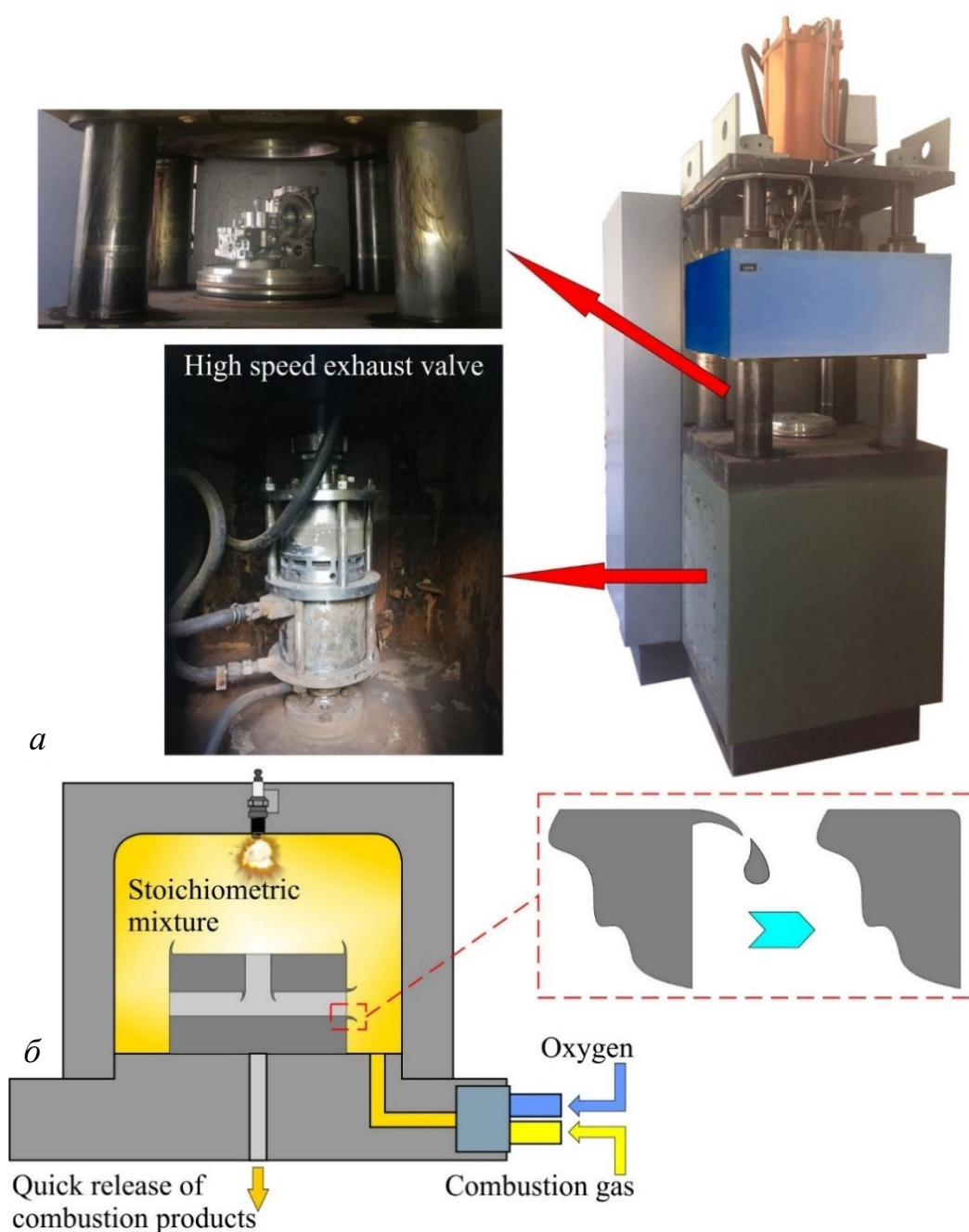


Рисунок 1.34 – ІТЕМ Т-15 машина з високошвидкісним випускним клапаном (а) й схема оброблення крайки ІТЕМ методом (б) [7]

Випуск продуктів згоряння при ІТЕМ обробленні відбувається при температурі, вищій за температуру конденсації парів металу. Це дозволяє уникнути необхідності травлення деталей після оброблення, тому можна обробляти деталі з точними поверхнями тертя.

Термоімпульсне оброблення практично не має обмежень щодо видів матеріалів, що обробляються, і набагато менш чутливий до конструктивних особливостей деталей. Деталі до та після оброблення ТЕМ та ІТЕМ показані на рис. 1.35 [149, 273]. Рис. 1.33, б ілюструє можливості ІТЕМ для оброблення термостійкого суперсплаву на основі нікелю. Зняття задирок проводили на крильчатці зі сплаву СГЛ-800 (GrNiCuAlTeVb) з вмістом нікелю 62%. У зв'язку зі зміною режимів попереднього механічного оброблення зняття задирок проводили при стехіометричному тиску паливної суміші лише 0,8 МПа. Крім того, на відміну від ТЕМ, мінімальна товщина елемента конструкції може бути перевищена по відношенню до товщини задирок, що видаляються, в 3–4 рази.

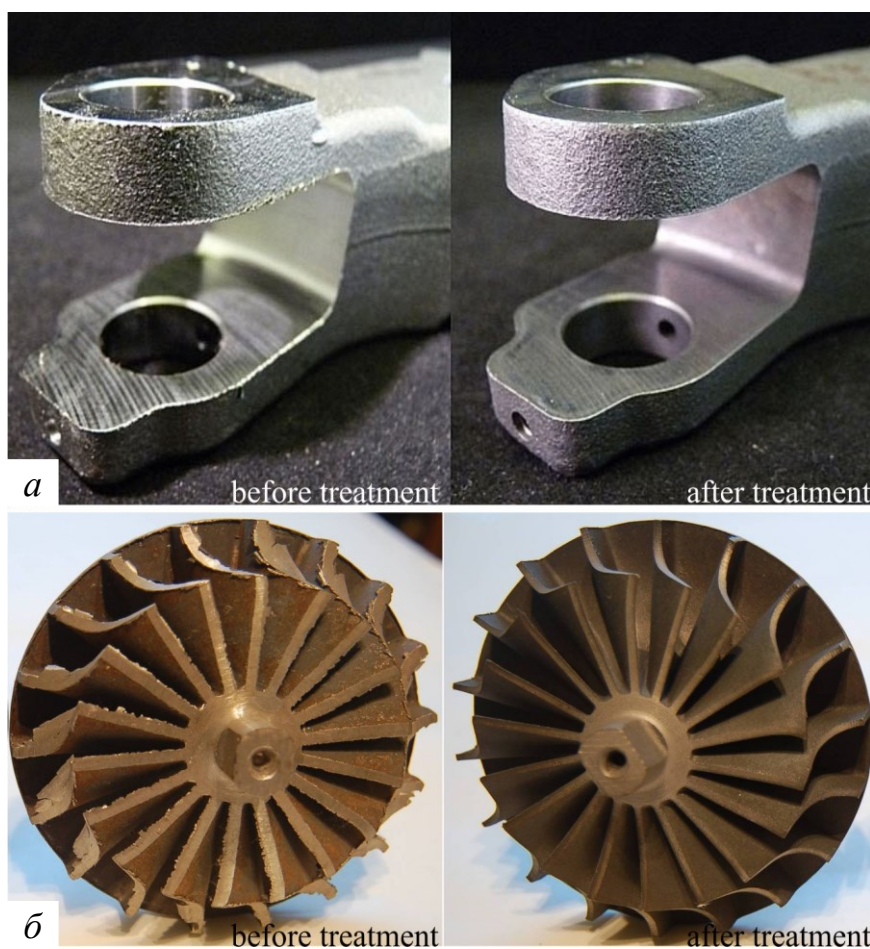


Рисунок 1.35 – Приклади зняття задирок за допомогою ТЕМ (а) та ІТЕМ (б) [7]

Для термоімпульсного оброблення час є додатковим керованим параметром оброблення. Це робить процес більш гнучким і дозволяє обробляти деталі з матеріалів з низькою температурою плавлення, таких як термопласти [232].

Іншим фактором, який суттєво впливає на інтенсивність тепловіддачі при обробленні тепловими енергетичними методами, є тип горіння паливної суміші [61]. Для дефлаграційного горіння величина теплового потоку визначається складом паливної суміші та її початковим тиском. Однак при утворенні ударних хвиль, викликаних детонацією або об'ємним вибухом суміші, швидкість продуктів горіння стає основним фактором, що визначає інтенсивність тепловіддачі. При цьому значення теплових потоків при однаковому складі суміші та початковому тиску можуть перевищувати їх значення при дефлаграційному горінні в 10–100 разів.

Цей ефект лежить в основі імпульсного термоенергетичного методу з генерацією ударних хвиль (ITEMSW). ITEMSW оброблення зазвичай проводять за стехіометричним складом сумішей. Під час інтенсивного тепловіддачі продукти горіння розплавляють задирки, а розплавлений матеріал віддаляється від кромки газодинамічними силами. З точки зору механізму оброблення цей метод є термомеханічним (рис. 1.36). Відведення відпрацьованих газів здійснюється у фіксований момент часу в гарячому стані. Час обробки може бути менше 10^{-1} с і завдяки цьому корпус деталі практично не нагрівається. Відомі застосування для чистового очищення точних деталей. Залежно від режимів оброблення його можна використовувати як для очищення від мікрочастинок [124, 151], так і для видалення пленів [263].

Якщо ITEMSW використовується для очищення, час оброблення не повинен перевищувати час загасання ударних хвиль, щоб видалені частинки не осідали знову на поверхні деталі. Таким чином, тривалість дії ударної хвилі є важливим параметром при використанні ITEMSW. Він може бути нерегульованим у випадках, коли при згорянні паливної суміші виникають ударні хвилі. У той же час ця тривалість може бути додатковим контрольованим параметром у разі примусової генерації ударних хвиль за допомогою спеціальних пристроїв. Деякі з цих пристроїв описані в огляді [124] і можуть утворювати ударні хвилі з частотою до 100 Гц.

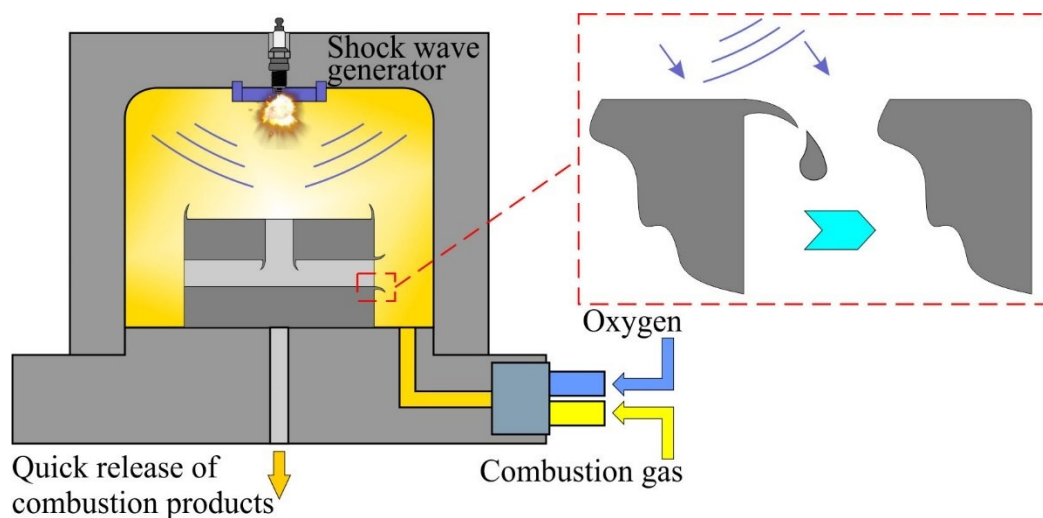


Рисунок 1.36 – Схема оброблення крайки ITEMSW методом [7]

Універсальність термоімпульсного устаткування робить його найбільш очевидним вибором для побудови автоматизованих технологій фінішного оброблення і очищення прецизійних деталей. Проте таке устаткування до теперішнього часу не набуло широкого поширення. Це пов'язано як з деякими конструктивними недоліками устаткування, так і з невирішеністю ряду завдань дослідницького характеру, що не дозволяло ефективно використовувати цей клас устаткування в умовах сучасного інформаційно-інтегрованого виробництва.

1.3.3 Розміщення деталей за групового оброблення детонувальними газовими сумішами

Для забезпечення стабільної якості під час оброблення декількох деталей за допомогою ТЕМ необхідно забезпечити максимально близькі значення питомих теплових потоків, що діють на поверхню оброблюваних деталей. Для ITEMSW це завдання є ще важливішим, оскільки інтенсивність питомих теплових потоків у цьому випадку визначається частотою дії ударних хвиль. За неоптимального компонування деталей в камері внаслідок ударних хвиль, які виникають під час вибухового згоряння газової суміші в камері, теплові потоки, що діють на поверхні деталей, можуть суттєво розрізнятися. Таким чином, забезпечення однакових умов оброблення є одним з головних завдань проектування технологічних пристроїв для термоімпульсного оброблення.

Для кращого видалення задирок з деталей, захисту чутливих ділянок і/або для підтримання допусків та посадок використовують пристрої, різні пристосування та кришки деталей. Пристрої забезпечують рівномірний розподіл енергії для кожної окремої деталі та рівноміре видалення задирок (рис. 1.37).

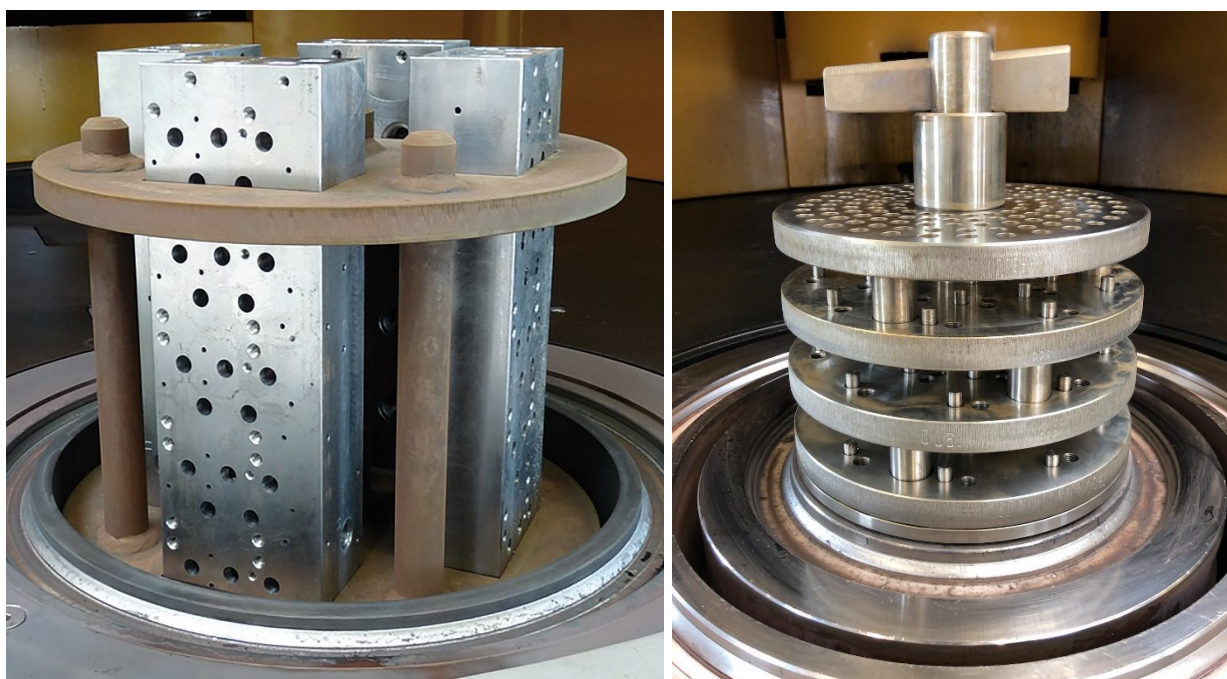
*a**б**в**г*

Рисунок 1.37 – Спеціальні пристосування для ТЕМ оброблення фірми ATL Anlagentechnik Luhden GmbH (*a, б, в, г*) [164]

Пристосування зазвичай складається з базової пластини, яка розміщена безпосередньо на закриваючій плиті. Базову плиту можна розширити відповідно до вимог як кошик для масового завантаження заготовок (рис. 1.37, *а*), оснащений фіксувальними штифтами та болтами (рис. 1.37, *б*), щоб забезпечити кращий потік для великих деталей (рис. 1.37, *в*), або фіксацію розпірками для подальших проміжних пластин, щоб мати можливість обробляти деталі на декількох рівнях (рис. 1.37, *г*) [31, 164]. Найпоширеніші пристосування, що використовуються для термоенергетичної обробки, складаються з декількох полиць для розміщення деталей, як зображено на рис. 1.37, *г* або [57, 183]. Перед обробленням деталі розташовують на спеціальному пристосуванні в циліндричній камері згоряння, яка в гідравлічний спосіб закривається плитою. Загальний робочий простір розділено на субконтейнери горизонтальними круглими полицями, жорстко закріпленими на тонкому циліндричному стрижні, що проходить через центр пристрою. Відстань між полицями залежить від висоти деталей, розміщених на конкретній полиці.

Під час групового оброблення деталей виникає задача забезпечення стабільної якості оброблення. Для випадку оброблення продуктами згоряння детонувальних газових сумішей це безпосередньо пов'язано з задачею забезпечення максимально рівномірного розподілу питомих теплових потоків по поверхнях деталей [68]. Така задача не розглядалася жодним дослідником, які вивчали процеси, пов'язані з ТЕМ чи ІТЕМ обробленням. За постановкою вона суттєво відрізняється від відомих задач оптимального компоновання, тому її розв'язування потребує розроблення нових підходів, які в рамках досліджень, пов'язаних з виконанням даної роботи, були вперше проведені авторкою дисертації.

1.4 Перспективи автоматизації прецизійного термоенергетичного оброблення

1.4.1 Можливості новітніх технологій в Індустрії 4.0

На сьогоднішній день три промислові революції призвели до зміни парадигми в галузі виробництва: механізація з допомогою води та пари, масове виробництво на

складальних лініях та автоматизація з використанням інформаційних технологій. Індустрія 4.0 є поточною тенденцією технологій автоматизації в обробній промисловості і в основному включає такі допоміжні технології, як кіберфізичні системи (CPS), Інтернет речей (IoT) та хмарні обчислення [196]. В Індустрії 4.0 вбудовані системи, семантичний між машинній зв'язок, технології IoT та CPS інтегрують віртуальний простір із фізичним світом; крім того, з'являється нове покоління промислових систем, таких як розумні фабрики, щоб упоратися зі складністю виробництва у кіберфізичному середовищі [82]. Дослідження показують, як Індустрія 4.0 є підходом Четвертої промислової революції, відповідно до якої інформаційні та комунікаційні технології формують інфраструктурну основу для інноваційних промислових технологій завтрашнього дня. У цій новій технологічній еволюції, керуваній CPS, важливу роль відіграють вбудовані системи, IoT, CPS, промислова інтеграція та промислова інформаційна інтеграція.

За останні кілька років Індустрія 4.0 перетворилася на перспективну технологічну основу, яка використовується для інтеграції та розширення виробничих процесів як на внутрішньо організаційному, так і на міжорганізаційному рівнях. Ця поява Індустрії 4.0 була спричинена недавнім розвитком CPS. Розробки та технологічні досягнення в Індустрії 4.0 забезпечать життєздатний набір рішень для потреб у інформатизації у виробничих галузях. Про цю життєздатність свідчить той факт, що дедалі більше підприємств у всьому світі вивчають переваги оцифрування горизонтальних та вертикальних ланцюжків підприємств та впроваджують Індустрію 4.0, стаючи провідними цифровими підприємствами у складних промислових екосистемах завтрашнього дня [130]. Запровадження надсучасних технологій й методів, які включають CPS, IoT, хмарні обчислення, блокчейн, та інші пов'язані технології забезпечує найбільш революційні зміни Четвертої промислової революції. Хоча Третя промислова революція також була зосереджена на автоматизації машин і процесів. Індустрія 4.0 більше зосереджена на наскрізній оцифровці та інтеграції цифрових промислових екосистем шляхом пошуку повністю інтегрованих рішень. CPS – це система взаємодіючих обчислювальних об'єктів, які знаходяться в інтенсивному зв'язку з навколишнім фізичним світом і процесами, що відбуваються в

ньому; крім того, ці системи надають і використовують послуги доступу та обробки даних, доступні в Інтернеті, для досягнення вищезазначених цілей. У CPS фізичні та програмні компоненти глибоко переплетені, кожен працює в різних просторових і часових масштабах і взаємодіє один з одним безліччю способів, які змінюються залежно від контексту. CPS представляє вищий рівень інтеграції та координації між фізичними та обчислювальними елементами (GTAI) [107], оскільки поточна тенденція розкриває технологічну еволюцію від вбудованих систем до CPS. Дослідження показують, що з впровадженням CPS машини зможуть спілкуватися одна з одною, а децентралізовані системи управління зможуть оптимізувати виробництво.

За сучасним визначенням «Інтернет речей» (IoT) є динамічною глобальною мережевою інфраструктурою з можливостями самоналаштування на основі стандартних і сумісних протоколів зв'язку, де фізичні та віртуальні «Речі» мають ідентифікації, фізичні атрибути та віртуальні персоналії, використовують інтелектуальні інтерфейси та бездоганно інтегровані в інформаційну мережу [186]. Основою IoT можна вважати глобальну мережеву інфраструктуру, що складається з багатьох підключених пристроїв, які покладаються на сенсорні, комунікаційні, мережеві технології та технології обробки інформації. У середовищі IoT є три рівні; а саме рівень платформи IoT, рівень додатків IoT і рівень галузевих рішень IoT. Рівень платформи IoT з'єднує різні пристрої для отримання та передачі даних, а потім передає інформацію з пристроїв на прикладний рівень. Прикладний рівень оцінює стан обладнання та інтегрує IoT з когнітивними методами, такими як аналіз даних, автоматизація та машинне навчання, щоб оцінити динамічні складні фактори, які сприяють виробництву.

Аналітика даних із використанням даних, зібраних через мережу IoT, допомагає прискорити своєчасне прийняття рішень. Рівень галузевих рішень додає знання домену до прикладного рівня. Специфічні галузеві вимоги, аналітичні процедури та досвід управління знаннями адаптовані до виробничого процесу [42]. Багаторівневу систему IoT можна націлити на досягнення оптимального балансу ефективності та гнучкості, що допоможе зменшити витрати та розширити налашту-

вання. Як приклад використання IoT у виробничих ланцюжках технологічних процесів можна зазначити обмін даними технологічної спадковості на відповідних етапах виробництва об'єктів, або, наприклад, дані про властивості оброблювальних матеріалів з різних установ.

Діяльність сучасного підприємства включає численні дії щодо прийняття рішень, що потребують великого обсягу інформації та інтенсивних обчислень. У якийсь момент виробничим підприємствам потрібно кілька обчислювальних ресурсів, таких як сервери для баз даних і блоки прийняття рішень. Це призвело до неефективного обміну та спільного використання даних, низької продуктивності та менш оптимального використання виробничих ресурсів. Хмарні обчислення забезпечують ефективне вирішення таких проблем. Всі дані можуть зберігатися на приватних або загальнодоступних серверах хмар, і, таким чином, складні завдання з прийняття рішень можуть підтримуватися хмарними обчисленнями. Особливого значення можливість хмарних обчислювань має на етапах проектування сучасних технологій, як то визначення оптимальних параметрів оброблення, аналізу й прогнозу перебігу складних фізичних процесів, моніторинг, оцінка й коригування критичних режимів роботи обладнання, тощо. Хмарні обчислення дозволяють уникати витрат на придбання й утримання надкоштовних розрахункових серверів відповідних програм систем CAE.

В Індустрії 4.0 складні інженерні проблеми повинні вирішуватися спільно багатопрофільними командами з великою кількістю обчислювальних програм і фізичних систем. Ефективність і результативність вирішення складних інженерних завдань багато в чому залежать від стратегічного партнерства, плавної інтеграції розрізнених CPS та інтеграції різнорідних даних. Як приклад можна привести роботу [190], в якій представлено середу міждисциплінарного проектування та аналізу (MDA) у поєднанні з її застосуванням для аналізу динаміки польоту літака. Інфраструктура MDA створила кібернетичну платформу, яка об'єднує аналіз конструкцій і розрахунок потоку із системами експериментальних систем в аеродинамічній трубі; крім того, це погоджує і взаємодіє з різними джерелами даних, генерованими CPS.

1.4.2 Задачі автоматизації технології термоімпульсного оброблення

Загально визнано, що технології та додатки Індустрії 4.0 все ще знаходяться в зародковому стані. Потенційні економічні переваги Індустрії 4.0 можуть бути зведені нанівець кількома серйозними проблемами, пов'язаними з науковими, технологічними та суспільними проблемами, включаючи виклики щодо технічних аспектів технологій, безпеки та конфіденційності, а також стандартизації.

На сьогодні й досі залишається проблемою автоматизація термоімпульсного фінішного оброблення прецизійних деталей через, з одного боку, відсутність алгоритмів, що дозволяють проводити визначення режимів оброблення на підставі інформації про об'єкт, у тому числі – доступною з баз даних систем CAD (рис. 1.38), а в перспективі – IoT, а з іншого боку, через складність прогнозування перебігу нестационарних фізико-хімічних процесів, притаманних цієї технології, зокрема газодинамічних процесів багатокомпонентних та багатозначних течій, тепломасопереносу з урахуванням теплопровідності, хімії згоряння, перехідних процесів в електричних ланцюгах, тощо.



Рисунок 1.38 – Схема вхідних й вихідних даних задачі визначення режимів термоімпульсного оброблення

Схема напрямів досліджень в області фінішного оброблення детонуючими газовими сумішами приведена на рис. 1.39. Серед цих напрямів особливе значення має розробка методів призначення режимів фінішного видалення різного роду ліквідів. На сьогоднішній день сформувався два основні напрями рішення даної задачі – експериментальне і розрахункове, яке використовує аналітичні або числові розв'язки задач, що моделюють різні процеси фінішного оброблення і очищення.



Рисунок 1.39 – Напрями досліджень в області фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами

В роботах [7,19] за участю авторки встановлено й доведено, що найвпливовішими на якість фінішного оброблення робочими процесами термоімпульсного обладнання є:

- процес генерації й наповнення робочої камери паливною сумішшю зі забезпеченням потрібного компонентного складу й ступеню гомогенності паливної суміші;
- процес підпалення газової суміші з ініціацією визначеного виду згорання

(або з пригніченням ударних хвиль, або, навпаки, з прямою ініціацією детонаційних хвиль);

– процес теплообміну продуктів згоряння з оброблювальними об'єктами з оптимізацією їх розміщення;

– керований за часом процес випуску продуктів згоряння.

Переліченим робочим процесам термоімпульсного обладнання притаманні різні фізико-хімічні процеси, зокрема газодинамічні процеси багатокомпонентних та багатофазних течій, тепломасоперенос з урахуванням теплопровідності, хімії згоряння, нерівноважна хімічна кінетика, перехідні процеси в електричних ланцюгах, тощо. Вочевидь створення єдиної комплексної числової моделі для замкнутого циклу термоімпульсного оброблення, більш того реалізація розрахунків на її основі, виявляється не виправдано складним завданням. Тому раціональною є побудова моделей для окремих робочих процесів, притаманних термоімпульсному обробленню, з подальшим складанням їх у взаємозв'язаний ланцюг. Процеси видалення ліквідів продуктами згорання газових сумішей складні для моделювання. Вони пов'язані з теплообміном між високотемпературними продуктами згорання і деталями доволі складної форми.

В разі виникнення ударних хвиль вони вимагають урахування нестационарних процесів термічного і динамічного характеру. Такі завдання в точній постановці можуть вирішуватися лише числово, причому процес рішення вимагає серйозних навиків роботи з розрахунковими пакетами і великих обчислювальних витрат. Такі особливості не відповідають умовам промислового підприємства, тому природною альтернативою, яку використовували багато дослідників, стало вживання експериментальних методів.

При використанні такого підходу режими оброблення призначають за емпіричними залежностями, отриманими в ході натурних експериментів. Такий підхід застосовувався як для термоенергетичного варіанту процесу [57, 89], так і для термоімпульсного [202]. З урахуванням того, що при призначенні режимів оброблення доводиться враховувати десятки чинників, такий підхід вимагає проведення дуже великої кількості експериментів. Спроби скоротити їх кількість можуть приводити

до здобуття емпіричних залежностей, що не забезпечують необхідну достовірність призначення режимів оброблення [228]. Тому призначення режимів на основі факторного експерименту виправдане в умовах багатосерійного виробництва, або при обробленні деталей малої номенклатури матеріалів.

Для призначення режимів термоімпульсного оброблення в роботах Лосева був запропонований підхід, що використовує аналітичні вирішення завдань нагріву задирки в спрощеній постановці [228]. Пізніше він був також перенесений на випадки очищення поверхонь від мікрочасток в роботі Жданова [214] і обробки поверхонь в роботі Сломінської [263]. Для забезпечення можливості аналітичного розв'язку задача розглядалася як лінійна нестационарна задача теплопровідності в двовимірній постановці. Крім того, були зроблені допущення про рівномірність теплового потоку по поверхні, форма і положення ліквідів вважалися незмінними, а величина теплового потоку визначалася виходячи із спрощеної (і неочевидною) залежності. Такий підхід виявився досить успішним. Завдяки його використанню удалося отримати ряд залежностей, що зв'язують геометричні і теплофізичні характеристики ліквідів з енергетичними параметрами термоімпульсного устаткування, необхідними для їх видалення.

Проте даний метод не дозволяє робити достатньо точні кількісні оцінки основних параметрів процесу для деталей з матеріалів з вираженою залежністю теплофізичних характеристик від температури. Тому завдання створення уточнених методик визначення режимів термоімпульсного оброблення, що базуються на числових розв'язках та враховують особливості, як самого процесу, так і поведінки матеріалу деталей при нагріві залишається актуальною.

Для вирішення даного завдання за участю авторки в роботах лабораторії термоімпульсних технологій Національного аерокосмічного університету була почата розробка методу, заснованого на припущенні про те, що первісна зв'язана задача про горіння газової суміші в камері з розташованими в ній деталями складної форми з врахуванням теплообміну між продуктами згорання і оброблюваними деталями, може бути розділена на дві більш прості.

Одна з них має бути пов'язана з визначенням стану ліквіду під впливом теплового потоку або ударної хвилі з відомою інтенсивністю. Друга – з визначенням таких величин на ході моделювання горіння в еквівалентній камері, яка має бути вибрана так, щоб дати можливість отримання даних, необхідних для призначення режимів оброблення, без того, щоб кожного разу вирішувати завдання теплообміну продуктів згорання з конкретними деталями, принаймні на етапі проєктувальних розрахунків. Це завдання вирішувалося в роботах, що проводилися за участю авторки, і авторів дисертаційних робіт Козлова [221], Трифонова [277] й Малашенко [232]. Результати цих робіт підтвердили правомочність прийнятих гіпотез. Проте отримані в цих роботах результати були зроблені при серйозних спрощеннях фізичних моделей видалення ліквідів. Це зажадало уточнення і узагальнення запропонованих методик, що з'явилося одному із завдань цієї роботи.

Для забезпечення стабільної якості оброблення прецизійних деталей не менш важливим є керування характеристиками устаткування. Зокрема вирішення трьох завдань – керування сумішоутворенням, згоранням і випуском продуктів згорання.

Вирішення цих завдань безпосередньо направлене на забезпечення точності дозування енергетичних характеристик і часу оброблення. За участю авторки питання сумішоутворення в камерах термоімпульсного устаткування досліджувалися в роботі Борисової [203], а управління згоранням – в роботі Малашенка [232]. Проте отримані в цих роботах результати також носять частковий характер і вимагають узагальнення.

Вирішення даних задач до рівня розробки практичних методик призначення режимів фінішного термоімпульсного оброблення та розробка технічних рішень, що забезпечують точність дозування енергії і часу, необхідних для оброблення високоточних деталей, дозволить створити умови для вирішення проблеми створення підсистеми автоматизованого і продуктивного фінішного очищення і оброблення прецизійного виробництва.

Системи автоматизованого керування такого устаткування мають бути сумісні по формату вхідних даних з існуючими системами CAD/CAM, що зробить можливою його інтеграцію в сучасне інформаційно інтегроване виробництво.

До теперішнього часу ця проблема залишається невирішеною і ручна кваліфікована праця продовжує використовуватися для фінішних операцій навіть на самих високотехнологічних підприємствах (рис. 1.40). Як показує проведений аналіз, термоімпульсний метод оброблення продуктами згорання детонуючих сумішей є найбільш перспективною основою для досягнення сформульованої мети.

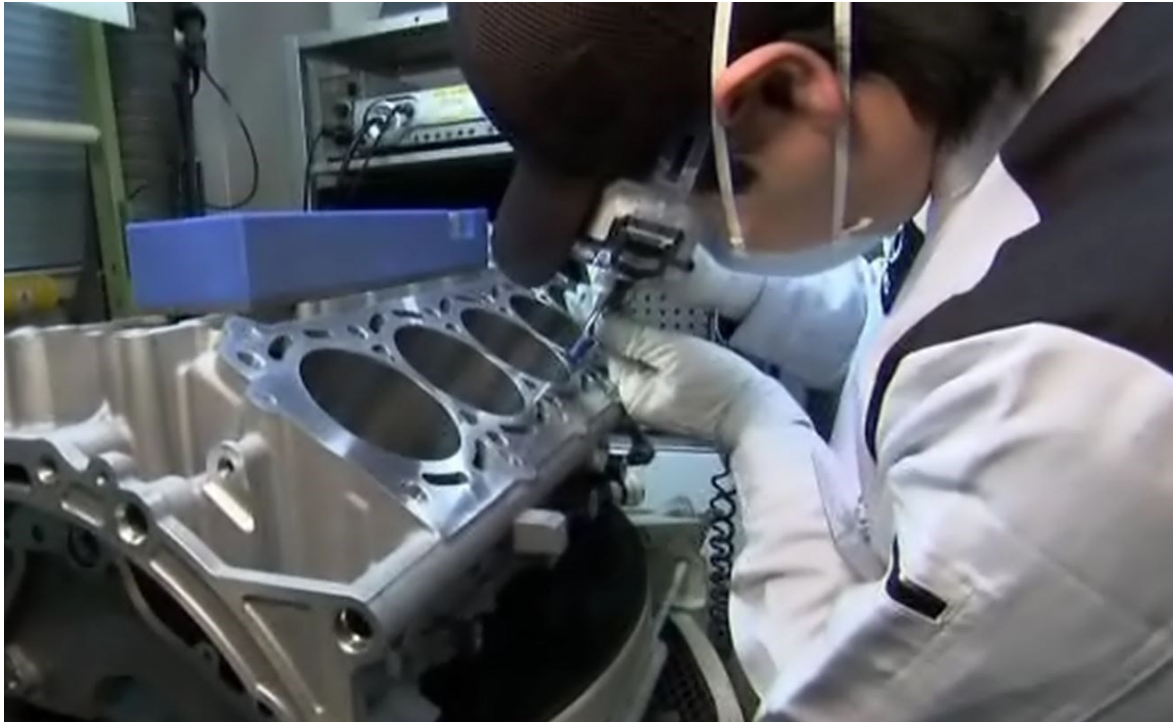


Рисунок 1.40 – Ручне оброблення крайок блоку циліндрів на підприємстві фірми TOYOTA (Японія)

1.5 Висновки за розділом 1

1. Прискорений розвиток прецизійного виробництва рухається фундаментальними причинами природного, економічного і соціального характеру. Цей процес приводить до істотних змін в характері і структурі промислового виробництва, а розвиток прецизійних технологій стає одним з основних чинників, що визначають конкурентоспроможність національних економік.

2. Основними тенденціями розвитку прецизійного оброблення є: безперервне зростання точності оброблення; мініатюризація оброблюваних деталей; випереждаючий розвиток бездеформаційних способів оброблення; перехід до технологій

адитивного виробництва; широке застосування автоматизованих систем при проектуванні технологій та обладнання; інтенсивне впровадження новітніх інформаційних технологій.

3. Утворення ліквідів різного вигляду є неминучим при будь-яких видах розмірної обробки прецизійних деталей, у тому числі виготовлених в адитивний спосіб. Фінішне зачищення крайок і очищення поверхонь є обов'язковими і ключовими елементами технологічних систем прецизійного виробництва, за рахунок яких забезпечуються такі найважливіші експлуатаційні характеристики як ресурс і безвідмовність. Технології для вирішення цих завдань повинні відповідати тенденціям розвитку прецизійного виробництва.

4. Методи фінішного оброблення крайок та очищення поверхонь прецизійних деталей інтенсивно розвиваються, проте часто вони мають вузькоспеціалізований характер, що обмежує можливості комплексної автоматизації технологічних систем. Ця проблема може бути вирішена за рахунок застосування термічних методів фінішного оброблення, які дозволяють створювати універсальне устаткування, серед яких найбільш продуктивними є методи оброблення детонувальними газовими сумішами.

5. Існуючі підходи до призначення режимів фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами не відповідають сучасним вимогам щодо автоматизації технологічних процесів прецизійного виробництва. Для усунення цього недоліку необхідне розроблення математичних моделей робочих й технологічних процесів, пов'язаних з методом термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами.

6. Невирішеною задачею при застосуванні методу термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами є науково обґрунтоване визначення просторового розташування деталей, особливо при груповому обробленні, що ускладнює розробку технологічних процесів та оснащення, які забезпечують стабільну якість обробки. Актуальною задачею, пов'язаною з розробкою підходів призначення режимів термоімпульсного оброблення детонуючими газовими сумішами є забезпе-

чення вимог щодо величини та допусків кваліметричних показників якості оброблення крайок та чистоти поверхонь, встановлених міжнародними стандартами.

7. Існуючі технічні рішення систем термоімпульсного обладнання не відповідають тенденціям розвитку прецизійного виробництва і потребують суттєвого удосконалення з урахуванням можливостей наскрізної автоматизації, дистанційного моніторингу та керування. Ця задача може бути вирішена за рахунок застосування технологій побудови цифрових близнюків робочих й технологічних процесів, підтримуваних інструментарієм нейронних мереж.

Зазначені задачі складають важливу науково-технічну проблему комплексної автоматизації прецизійного оброблення, на вирішення якої сфокусована дисертаційна робота, **метою** якої є створення науково обґрунтованих методів, моделей, методик і нових технічних рішень, спрямованих на автоматизацію призначення режимів і обладнання для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами.

Для досягнення поставленої мети слід вирішити такі **завдання** дослідження:

– розробити, дослідити та верифікувати комплекс математичних моделей що описують робочі процеси систем термоімпульсного обладнання з урахуванням вимог до прецизійності їх роботи;

– розробити метод визначення розташування деталей при термоімпульсному обробленні, який забезпечує умови для стабільної якості оброблення за рахунок найбільш рівномірного розподілу оброблюючого середовища;

– розробити метод призначення режимів термоімпульсного зачищення крайок прецизійних деталей за кваліметричними показниками з урахуванням міцнісних обмежень;

– запропонувати принципові технічні рішення для забезпечення науково обґрунтованих характеристик основних систем автоматизованого обладнання для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами;

– розробити технічне та програмне забезпечення побудови цифрових близнюків для керування та моніторингу роботи автоматизованого обладнання термоімпульсного оброблення газовими сумішами.

Розділ 2

РОЗРОБКА МАТЕМАТИЧНОГО ТА ПРОГРАМНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ МОДЕЛЮВАННЯ РОБОЧИХ ПРОЦЕСІВ У ОБЛАДНАННІ ДЛЯ ТЕРМОЕНЕРГЕТИЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ

2.1 Розробка математичної моделі генерації паливної суміші

2.1.1 Особливості сумішоутворення в термоімпульсному обладнанні

Обладнання для термоімпульсного фінішного оброблення є одним з видів імпульсних машин для оброблення тиском, в яких використовується енергія згорання газових паливних сумішей. До такого обладнання, зокрема, відносяться машини імпульсного різання, брикетування, об'ємного штампування тощо [216]. В такому обладнанні традиційно розглядалися три можливі варіанти наповнення камери згорання паливною сумішшю.

1) Одночасна подача газу та повітря. Цей метод передбачає досягнення рівноваги між тисками компонентів суміші та створення спеціальних дозувальних пристроїв для підтримки їхнього співвідношення.

2) Подача повітря з подальшим упорскуванням стисненого газу. Цей метод вимагав використання газових насосів високого тиску і пізніше був відкинутий через його високі витрати.

3) Подача газу низького тиску з подальшим упорскуванням стисненого повітря. У цьому випадку для введення газу необхідна лише звичайна апаратура, така як впускні клапани, і тиск повітря може бути забезпечений існуючою промисловою мережею.

Оскільки створення дозувальних пристроїв для першого методу було пов'язане з серйозними труднощами на початкових етапах розробки імпульсних машин для оброблення тиском, було прийнято рішення використовувати метод послідовного наповнення газом та окиснювачем. Цей метод пізніше знайшов застосування при створенні термоімпульсного обладнання для оброблення кромки і очищення поверхонь деталей [202, 214, 228].

Щодо самого процесу формування сумішей, більшість досліджень, присвячених проєктуванню систем генерації паливних сумішей для імпульсних машин для оброблення тиском, фокусувалися на таких показниках, як ефективність приводу, питома ефективна робота та повний ККД приводу. В найбільш розроблених дослідженнях для теоретичних викладок використовувались аналітичні розв'язки рівнянь Нав'є-Стокса в двовимірній постановці.

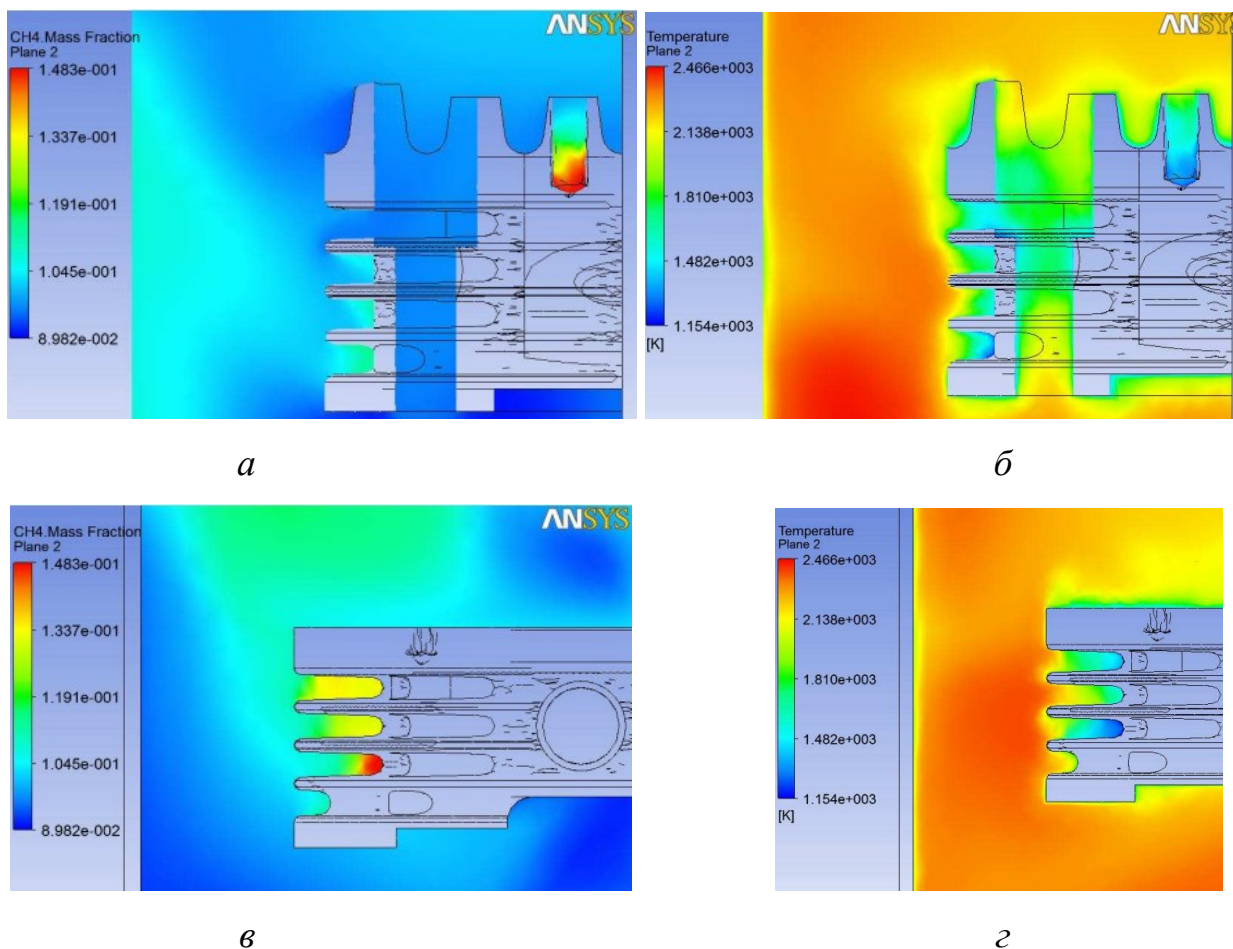
Як відзначалося в роботах [203, 231] та виконаних за участю авторки [238, 272], процеси генерації паливної суміші в термоімпульсному обладнанні є набагато складнішими порівняно з аналогічними процесами в двигунах внутрішнього згорання чи імпульсних машинах оброблення тиском.

Визначення параметрів суміші та побудова законів управління, які можуть бути використані в автоматизованих системах управління підсистемами сумішоутворення термоімпульсного обладнання, можливе лише на базі сучасних методів числового моделювання. Для цього необхідна побудова математичних моделей, які б враховували особливості процесу генерації паливних сумішей в термоімпульсному обладнанні.

По-перше, до таких особливостей відноситься наявність в робочій камері деталей складної форми і швидкоплинність процесу наповнення, який зазвичай здійснюється за декілька секунд. Це робить неможливим застосування двовимірних моделей для числового моделювання перемішування суміші у робочій камері і потребує застосування тривимірних нестационарних моделей.

По-друге, як показано в ряді робіт, в тому числі виконаних за участі авторки [129, 203, 238], компонентний склад суміші є фактором, який суттєво впливає на величину питомих теплових потоків на поверхнях деталей при термоімпульсному обробленні.

Це відноситься не тільки до випадку забезпечення загальної величини енергії заряду паливної суміші, але й для локальних значень питомих теплових потоків в зоні глибоких отворів чи внутрішніх порожнин складної геометричної форми. На рис. 2.1 наведено розподіл масової частки палива у суміші при послідовному способі наповнення камери та температури продуктів згорання.



a, в – розподіл масової частки палива; *б, г* – відповідний розподіл температури після згорання паливної суміші

Рисунок 2.1 – Вплив гомогенності паливної суміші на температуру продуктів згорання [238]

З аналізу результатів моделювання, наведених на рис. 2.1 очевидно, що в зонах, де масова частка палива суттєво відходила від стехіометричного значення, температура продуктів згорання суттєво відрізняється від середніх значень по об'єму камери.

В роботах [129, 203] проведено більш детальний аналіз зв'язку цих характеристик для випадку оброблення тестових деталей з глибокими глухими отворами для різних співвідношень глибини та діаметру. На рис. 2.2 наведено розподіл питомого теплового потоку та масової концентрації метану на поверхні для групи отворів $\varnothing 2 \times 8$ мм.

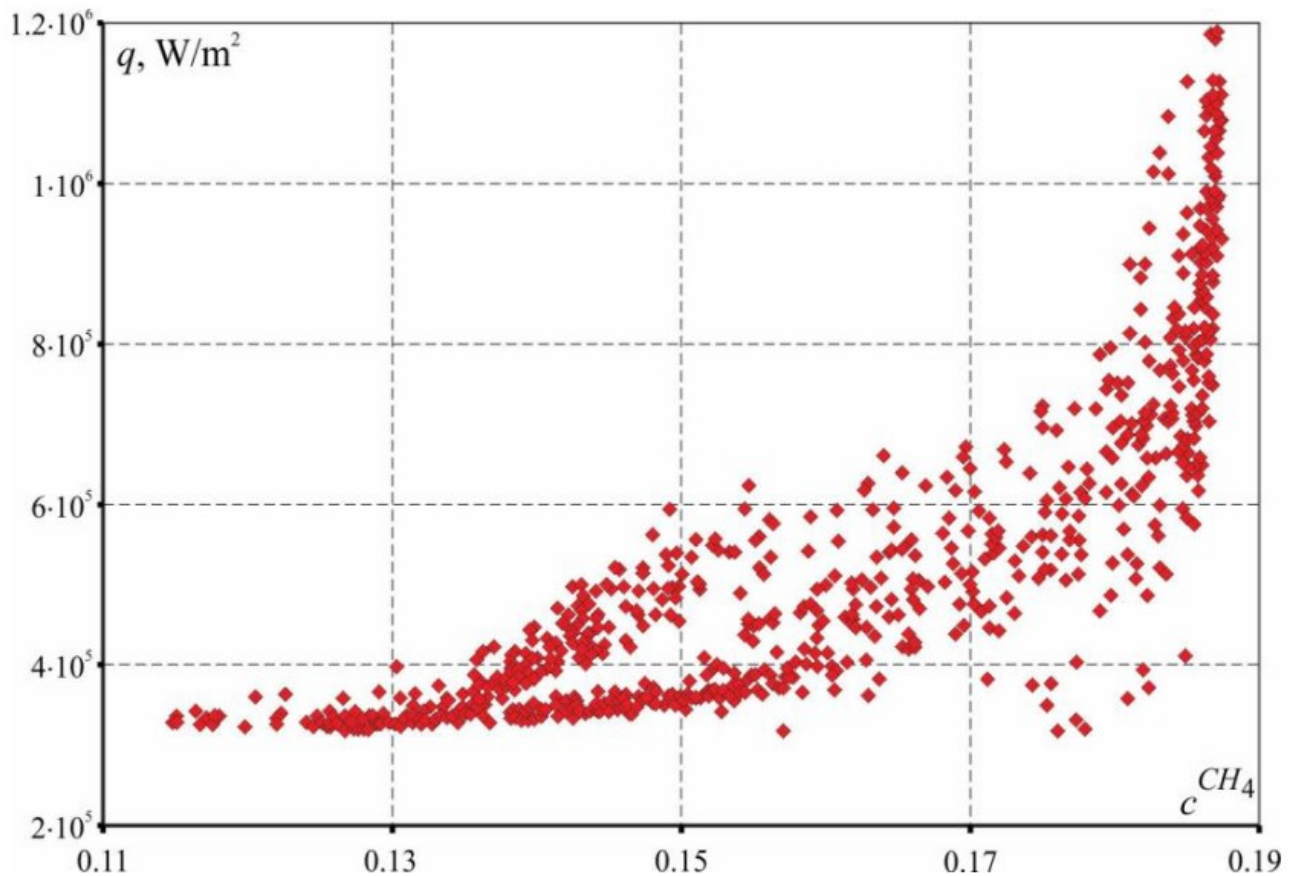


Рисунок 2.2 – Розподіл питомого теплового потоку та масової концентрації метану на поверхні для групи отворів $\text{Ø}2 \times 8$ мм [129]

Для глибоких отворів ($l/\text{Ø} \geq 3$) між цими параметрами спостерігалась майже лінійна залежність з коефіцієнтом кореляції Пірсона в межах $0,7622 \dots 0,8266$ зі стандартною похибкою $0,0004$. Таким чином стосовно до задач термоімпульсного оброблення критерії оцінювання якості паливної суміші мають бути включені до математичних моделей сумішоутворення.

По-третє, з рівнем гомогенності суміші безпосередньо пов'язаний такий параметр як час витримки суміші від закінчення подачі в робочу камеру до запалювання. Цей етап не є характерним для сумішоутворення в циліндрах двигунів внутрішнього згорання чи камерах імпульсних машин для оброблення тиском. Але при термоімпульсному обробленні він суттєво впливає на ступінь гомогенності суміші. При цьому, якщо під час подачі компонент паливної суміші в робочу камеру вона формується за рахунок турбулентного перемішування, то під час витримки необхідно враховувати і силу тяжіння, і дифузію компонент.

Це ілюструють графіки рис. 2.3 на яких показано результати утворення суміші у глибоких глухих отворах деталі після припинення подачі газу в робочу камеру шляхом взаємної дифузії компонентів і змішування із залишковою швидкістю руху газу [129]. Таким чином, моделювання витримки суміші є обов'язковим елементом моделювання системи генерації паливної суміші при термоімпульсному обробленні. Фактично воно є єдиним шляхом обґрунтованого призначення часу витримки між закінченням подачі компонент суміші у робочу камеру та запалюванням.

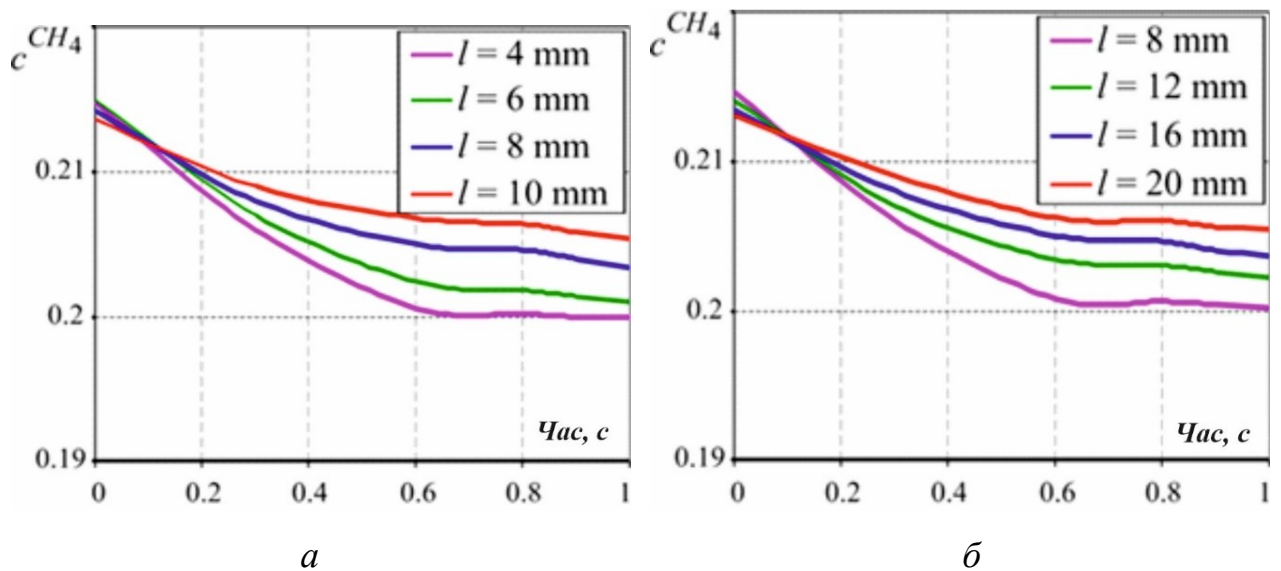
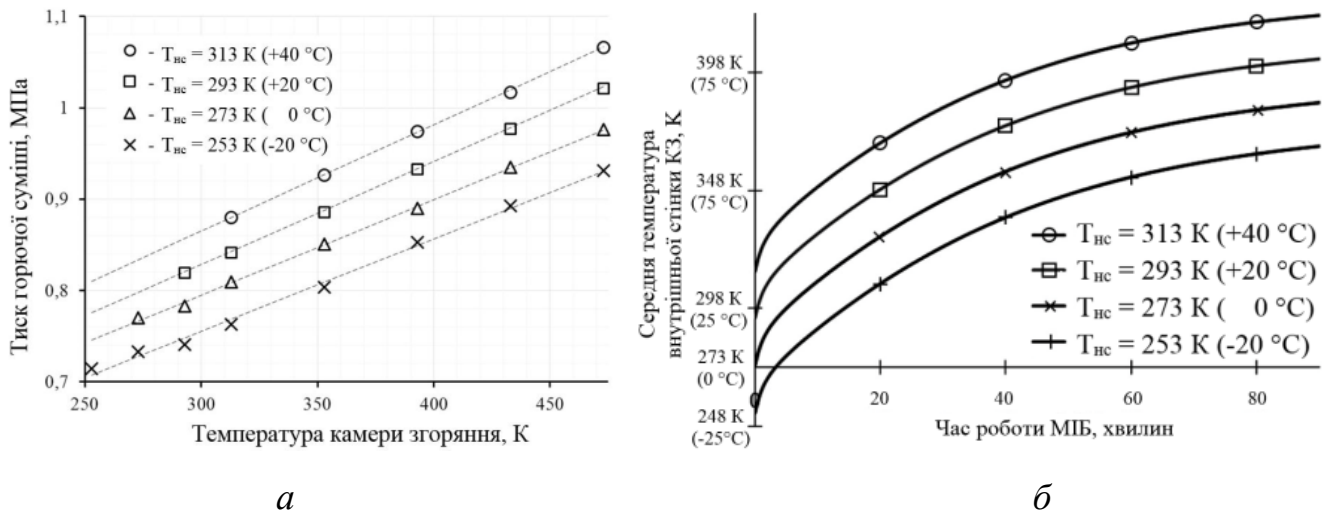


Рисунок 2.3 – Математичне очікування масової частки метану за час витримки для отворів діаметром 2 мм (а); отвори діаметром 4 мм (б)

По-четверте, особливістю сумішоутворення в робочих камерах термоімпульсного обладнання є яскраво виражена неізотермічність процесу. Наповнення камери компонентами паливної суміші здійснюється за декілька секунд і при цьому змінюється як тиск, так і температура газу. Це може призводити до похибок в дозуванні суміші при контролі наповнення за тиском, бо частково підвищення тиску газу пов'язане зі зміною його температури. Крім того при циклічній роботі може суттєво змінюватись температура стінок камери. Вплив цього змінення на енергетичні параметри досліджувався в роботі [242] (рис. 2.4). Таким чином, теплообмін газу зі стінками має враховуватись при математичному моделюванні системи генерації паливної суміші термоімпульсного обладнання.



а – залежність тиску від температури стінок при контролі наповнення за масою заряду; *б* – залежність температури стінок від часу при циклічній роботі

Рисунок 2.4 – Вплив температури стінок на параметри паливної суміші [242]

У-п'ятих, особливістю яка має враховуватись при побудові математичних моделей, є жорсткі допуски на відхилення кваліметричних показників кромки при обробленні прецизійних деталей, встановлені міжнародними стандартами (табл. 1.10). Такі умови трансформуються у високі вимоги до точності дозування заряду суміші, тобто і його маси і компонентного складу. Тому при дослідженні систем генерації паливної суміші термоімпульсного обладнання необхідно враховувати як процеси, що протікають безпосередньо у робочій камері, так і процеси у газових трактах поза нею.

Описані особливості було враховано при побудові комплексної математичної моделі системи генерації паливної суміші для термоімпульсного оброблення, яка була попередньо сформульована в роботі [231], а в подальшому удосконалена та розвинута в ряді робіт, виконаних за участю та під керівництвом авторки [47, 129, 238, 248, 255, 257, 259, 272, 280].

2.1.2 Формулювання математичної моделі генерації суміші при термоімпульсному обробленні

З урахуванням описаних вище особливостей математична модель генерації суміші в процесах термоімпульсного оброблення формулюється наступним чином.

Змішування газів в камері та елементах газового тракту описується системою тривимірних рівнянь однофазної багатоконпонентної течії, яка включає закони збереження маси, імпульсу і енергії в диференціальній формі. Для визначення розподілу компонентного складу суміші використовується рівняння концентрації. В загальному випадку система визначальних рівнянь для описання генерації паливної суміші має наступний вид.

На етапі подачі газів:

$$\rho \frac{\partial \rho}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \vec{u}) = 0;$$

$$\rho \frac{d\vec{u}}{dt} = \operatorname{div} \mathbf{P};$$

$$\rho \frac{de}{dt} = \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) + \mathbf{P} \operatorname{grad} \vec{u}; \quad \rho \frac{de}{dt} = \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) + \sum_{i=1}^N \vec{I}^i \vec{g} + \mathbf{P} \operatorname{grad} \vec{u}; \quad (2.3)$$

$$\rho \frac{\partial c^i}{\partial t} = -\operatorname{div} \vec{I}^i, \quad i = 1, \dots, N-1; \quad \rho \frac{\partial c^i}{\partial t} = -\operatorname{div} \vec{I}^i, \quad i = 1, \dots, N-1; \quad (2.4)$$

$$\vec{w}^i = -D^{iT} \operatorname{grad} c^i; \quad \vec{w}^i = -(D^i + D^{iT}) \operatorname{grad} c^i. \quad (2.5)$$

В рівняннях (2.1)–(2.5): $\rho(\rho^i)$, $p(p^i)$ – густина і тиск суміші та її i -тої компоненти; \mathbf{P} – тензор напруги; c^i – масова концентрація i -тої компоненти суміші; e – внутрішня енергія газу; N – кількість компонент у суміші; $\vec{I}^i = \rho^i \vec{w}^i$ – вектор потоку дифузії; D^i, D^{iT} – коефіцієнти молекулярної та турбулентної дифузії i -тої компоненти у суміші.

У виразі (2.3) останній доданок є доданком двох тензорів другого рангу по двох індексах: $\mathbf{P} \cdot \operatorname{grad} \vec{u} = -p \operatorname{div} \vec{u} + \mathbf{T} \cdot \operatorname{grad} \vec{u}$, де \mathbf{T} – тензор в'язкої напруги. Коефіцієнт молекулярної дифузії i -того компонента у суміші з N компонент може бути визначений за формулою:

$$D^i = \frac{1 - \chi^i}{\sum_{i=1, i \neq l}^N \chi^i},$$

де χ^i – молярна доля i -тої компоненти суміші; D^{il} – коефіцієнти бінарної дифузії i -тої компоненти в l -тій. Коефіцієнти бінарної дифузії можуть бути розраховані за відомими методиками або задані за даними експериментів [204].

Вигляд системи визначальних рівнянь (2.1)–(2.5) дещо різниться для етапу подачі компонент суміші та етапу витримки паливної суміші у робочій камері. Це викликано описаними вище особливостями сумішоутворення. В процесах перемішування газів при подачі їх в камеру чи елементи газового тракту основним чинником є швидкість газових струменів. Тому в рівняннях (2.2) та (2.3) можна нехтувати масовими силами, які задаються членами $\sum_{i=1}^N \rho^i \vec{g}$ та $\sum_{i=1}^N \vec{I}^i \vec{g}$. Швидкість термо- та бародифузії в процесах перемішування газів при утворенні паливної суміші є значно меншою, ніж швидкість молекулярної та турбулентної дифузії, що дозволяє нехтувати цими процесами при записі рівняння (2.5). Швидкість молекулярної дифузії є зневажливо малою порівняно зі швидкістю механічного перемішування газу, тому процеси молекулярної дифузії можна виключити з розгляду при моделюванні наповнення робочої камери компонентами газової суміші і враховувати їх лише для етапу витримки паливної суміші в робочій камері.

При обчисленні густини, тиску, ентальпії і газової постійної суміші с N компонентами використовуються правила змішення для ідеальних газів:

$$1/\rho = \sum_{i=1}^N c_i/\rho_i, p = \sum_{i=1}^N p_i, \mathfrak{R} = \sum_{i=1}^N c_i \mathfrak{R}_i, H = \sum_{i=1}^N c_i H_i. \quad (2.6)$$

Для визначення теплофізичних властивостей плинного середовища, тобто залежностей густини, в'язкості, теплопровідності, питомих теплоємностей, коефіцієнтів дифузії компонентів плинного середовища від тиску і температури використовуються рівняння стану і експериментальні дані. З урахуванням того, що течія при системах генерації паливної суміші термоімпульсних машин має виражений турбулентний характер, для замикання системи рівнянь (2.1)–(2.6) необхідно додатково використовувати одну з моделей турбулентності, які інтегровані в стандартні розрахункові пакети обчислювальної газодинаміки. При виборі моделі турбулентності, як і при формулюванні системи визначальних рівнянь, враховувались особливості, притаманні генерації паливної суміші в термоімпульсному обладнанні. Зважаючи на вимоги щодо обчислювальної ефективності при побудові розрахункової моделі до розгляду було взято напівемпіричні моделі турбулентності, що базуються на усереднених за Рейнольдсом рівняннях Нав'є-Стокса (RANS моделі).

При використанні усереднювання за Рейнольдсом вважається, що усереднені значення пульсаційних компонент швидкості дорівнюють нулю, проте усереднювання від добутку пульсаційних компонент одна на одну нулю не дорівнюють. У усереднених рівняннях руху з'являються додаткові члени (напряга Рейнольдса), рівні $-\overline{\rho v'_i v'_j}$, які описують зміну імпульсу, викликану взаємодією турбулентних пульсацій швидкості [99].

Для визначення напряга Рейнольдса зазвичай використовується гіпотеза Бусінеска, яка пов'язує їх з усередненими градієнтами швидкостей

$$-\overline{\rho v'_i v'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial v_i}{\partial x_i} \right) \delta_{ij},$$

і закон Фур'є для турбулентного теплового потоку:

$$\vec{q}_m = -\lambda_t \nabla T,$$

де коефіцієнт турбулентної теплопровідності визначається виразом

$$\lambda_t = \frac{c_p \mu_t}{Pr_T}, \quad (2.7)$$

а Pr_T – турбулентний аналог числа Прандтля.

Отримані за результатом осереднення за Рейнольдсом рівняння описують поведінку усереднених характеристик турбулентної течії, де за коефіцієнти в'язкості і теплопровідності беруться ефективні значення, рівні сумі ламінарної і турбулентної в'язкості і теплопровідності відповідно, тобто

$$\mu = \mu_l + \mu_t, \quad \lambda = \lambda_l + \lambda_t. \quad (2.8)$$

В дослідженнях, виконаних за участю та під керівництвом авторки [129, 255, 257, 259] для замикання системи визначальних рівнянь при моделюванні генерації суміші при термоімпульсному обробленні обґрунтовано використання SST моделі турбулентності [115, 117]. Такий вибір ґрунтувався на тому, що ця модель об'єднує дві найбільш застосовувані RANS моделі – $k - \epsilon$ та $k - \omega$ – і однаково гарно працює як при описанні розвинутих турбулентних течій, так і поблизу стінок. Останнє є особливо важливим при моделюванні формування суміші у вузьких порожнинах та внутрішніх каналах тіл складної форми при аналізі перемішування компонент

паливної суміші у камерах термоімпульсного обладнання з встановленими для оброблення деталями. Окрім об'єднання $k - \varepsilon$ та $k - \omega$ моделей у SST моделі (shear-stress transport – перенесення дотичної напруги) було додане ще одне принципова нововведення. Важливою її перевагою порівняно з іншими моделями турбулентності є адекватний облік турбулентної дотичної напруги $\tau = -\rho \overline{v'_i v'_j}$:

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{\partial \tau}{\partial t} + v_i \frac{\partial \tau}{\partial x_i}.$$

При цьому дотична напруга в пограничному шарі задається пропорційною до турбулентної кінетичної енергії $\tau = a_1 \rho k$, де a_1 – емпірична константа. Для точнішого урахування перенесення дотичної напруги Менгер запропонував наступний вираз:

$$\tau = \rho \sqrt{\frac{\text{Виробництво}_k}{\text{Дисипація}_k}} a_1 k.$$

Щоб задовольняти даному рівнянню значення турбулентної в'язкості задається виразом:

$$\mu_T = \frac{\rho a_1 k}{\max(a_1 \omega; \Omega F_2)}, \quad (2.9)$$

де $F_2 = \tanh(\arg_2^2)$; $\arg_2 = \max\left(2 \frac{\sqrt{k}}{0,09 \omega y}; \frac{500 v}{y^2 \omega}\right)$ – функція, яка дорівнює одиниці для граничного шару та нулю для вільних шарів; $\Omega = (\partial u / \partial n)$ – похідна швидкості течії у напрямку нормалі до стінки.

Для визначення кінетичної енергії та її дисипації в базовому варіанті SST моделі використовуються рівняння:

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i k) = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_i} \left((\mu_l + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right), \quad (2.10)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho \omega}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i \omega) &= \frac{\gamma \rho}{\mu_t} \tau_{ij} \frac{\partial v_i}{\partial x_j} - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_i} \left((\mu_l + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \right) + \\ &+ 2\rho(1 - F_1) \sigma_{\omega_2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, \end{aligned} \quad (2.11)$$

де $\beta, \beta^*, \sigma_k, \sigma_\omega$ – константи, що обчислюються за формулою $\varphi = F_1 \varphi_1 + (1 - F_1) \varphi_2$, а φ_1, φ_2 відповідні емпіричні коефіцієнти $k - \varepsilon$ та $k - \omega$ моделей турбулентності моделей турбулентності [117], F_1 – функція, що грає роль перемикача між моделями і побудована таким чином, щоб бути рівною одиниці поблизу стінок та 0 – на віддаленні від них.

Ментер, який вперше сформулював SST модель, з умови стійкості обчислень запропонував обирати функцію F_1 у вигляді:

$$F_1 = \tanh (arg_1^4), \quad (2.12)$$

де $arg_1 = \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{0,09\omega y}; \frac{500\nu}{y^2\omega} \right); \frac{4\rho\sigma_{\omega_2}k}{CD_{k\omega}y^2} \right]$; y – відстань до найближчої стінки;

$$CD_{k\omega} = \max \left(2\rho\sigma_{\omega_2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}; 10^{-20} \right).$$

Система рівнянь (2.1)–(2.12) повністю визначає характеристики багатоконпонентної газової суміші як в процесах перемішуванні при подачі в робочу камеру чи елементи газового тракту, так і при витримці після завершення подачі газу. Як було зазначено в попередньому розділі, виходячи зі специфічних вимог пов'язаних з особливостями термоімпульсного оброблення вона має бути доповнена критеріями оцінювання якості паливної суміші.

До таких критеріїв можуть бути віднесені:

– точність забезпечення компонентного складу

$$\frac{M(c_n) = \int_V c_n dV}{\int_V dV} \in [c_n] \pm \delta(c_n), \quad (2.13)$$

– гомогенність паливної суміші

$$\sigma(c_n) = \sqrt{\frac{\int_V \left(c_n - \frac{\int_V c_n dV}{\int_V dV} \right)^2 dV}{\int_V dV}} \leq [\sigma(c_n)]. \quad (2.14)$$

– точність дозування заряду

$$G_{nc} = \int_V \rho dV \in [G_{nc}] \pm \delta(G_{nc}). \quad (2.15)$$

Критерій (2.13) визначає точність забезпечення компонентного складу суміші і є особливо важливим в задачах сумішоутворення для термоімпульсного оброблення термопластів. Надлишок окиснювача в таких процесах може призвести до займання оброблюваних деталей, надлишок палива (у разі використання в якості палива вуглеводних сполук) може призвести до випадання на оброблюваних поверхнях сажі.

Критерій (2.14) являє собою середньоквадратичне відхилення масової концентрації палива в суміші у певному об'ємі в порівнянні з заданим значенням і є основним для проектування змішувальних пристроїв та визначення часу витримки суміші у робочій камері від моменту закінчення подачі газу до підпалення суміші.

Нарешті критерій (2.15) визначає точність дозування маси заряду і є визначальним для забезпечення стабільності якості оброблення.

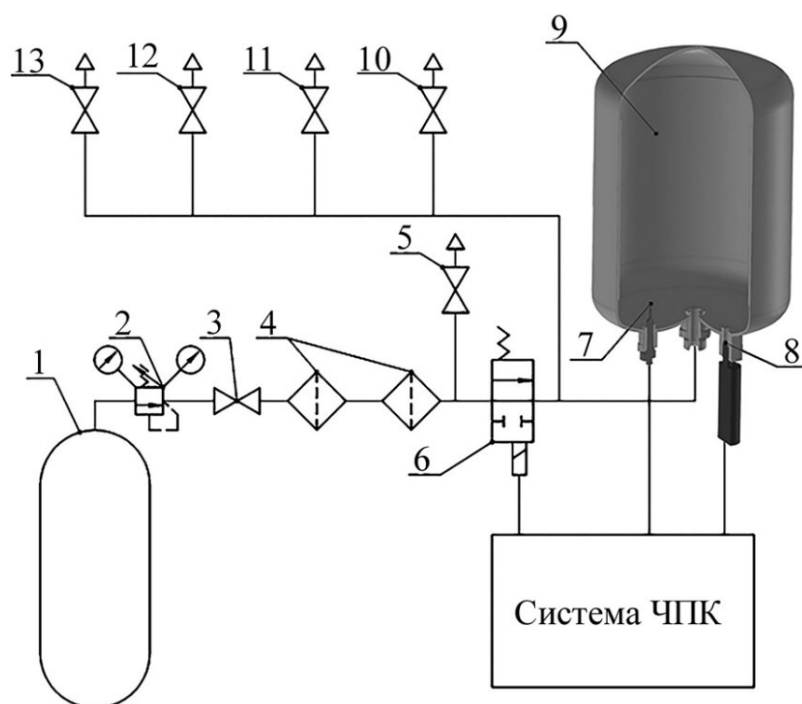
2.1.3 Особливості числової реалізації та верифікація математичної моделі генерації суміші

Верифікація описаної математичної моделі проводилась на задачі перетікання газу між двома посудинами, яка є традиційною для такого типу моделей [1, 54]. Експериментальні дослідження [49, 281], за участю авторки проводилося на розробленому генераторі газової суміші автоматизованого термоімпульсного комплексу [260], зокрема, використаний вузол наповнення проміжного резервуару одним компонентом газової суміші, а саме азотом.

Схема експериментального вузла генератора суміші, у який входить: лінія подачі компонента до генератора, магістраль подачі газу в резервуар із виконавчим клапаном показана на рис. 2.5.

До резервуару під'єднані датчики температури та тиску (тип TSZ-6002). Реєстрація показань датчиків температури та тиску 8 частотою 1 кГц та управління клапаном 6 здійснювалось із використанням системи ЧПК.

Для видалення залишків інших газів із порожнини резервуару й гарантованої присутності в ньому лише досліджуваного газу азоту проводилося попереднє п'ятиразове продування системи [166].



- 1 – балон високого тиску; 2 – редуктор; 3, 5, 10, 11, 12, 13 – крани; 4 – фільтри;
 6 – електроклапан Burkert; 7 – сенсор температури (термопара);
 8 – сенсор тиску типу TSZ-6002; 9 – резервуар

Рисунок 2.5 – Схема експериментальної установки [281]

Натурні експерименти проведено із початковими умовами, що вказані в табл. 2.1, і за такою послідовністю: запуск реєстрації показань та сигналів управління на системі ЧПК; встановлення початкового тиску наповнення через редуктор 2; відкриття крану 3; встановлення часу наповнення резервуару; відкриття клапану 6 через інтерфейс системи ЧПК; наповнення резервуару газом; завершення наповнення резервуару газом за вказаним часом; закриття клапану 6 через систему ЧПК; закриття крану 3; продовження реєстрації даних упродовж 40 с із метою вирівнювання температури газу в резервуарі.

Реєстрація експериментальних даних упродовж 40 с після завершення наповнення проводилася з метою зменшення похибки визначення кінцевої маси й середньої витрати через значне відхилення поточної температури від середньої в резервуарі. Було проведено серію натурних і числових експериментів та отримано залежності середньої температури в резервуарі, температури в контрольній точці, тиску й маси газу за часом наповнення.

Таблиця 2.1 – Початкові умови експериментів [281]

| Параметр | Варіант експерименту | |
|--|----------------------|-----------|
| | 1 | 2 |
| Початковий тиск у резервуарі, Па | 476569,32 | 455444,58 |
| Тиск через редуктор, атм | 11 | 11 |
| Середня витрата через редуктор, г/с | 15,6 | 12,4 |
| Температура в резервуарі, К | 289,21 | 288,78 |
| Об'єм резервуару, м ³ | 0,009605 | 0,009605 |
| Проміжний об'єм, м ³ | 0,002 | 0,002 |
| Початкова маса компоненту у резервуарі (азот), г | 53,333 | 51,045 |
| Час наповнення, с | 2 | 2,8 |

Розрахункову модель розбито на 1671 тис. скінчених елементів із максимальним лінійним розміром 3 мм (рис. 2.6), що забезпечує значення числа Куранта $C < 5$. Просторові похідні апроксимувалися з використанням неявних різницевих операторів другого порядку точності. У пристінковій області створено п'ять шарів скінчених елементів для коректного відображення турбулентного спектру.

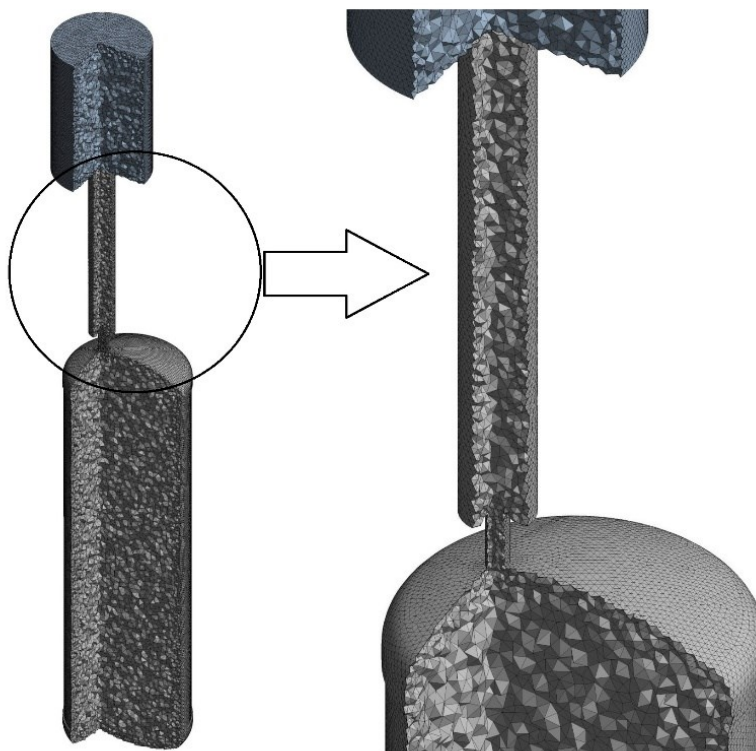


Рисунок 2.6 – Скінчено-елементна розрахункова модель задачі [281]

Відповідно до натурального експерименту в розрахунковій моделі визначено вхід, де задані умови постійної витрати за часом наповнення, напрямок потоку – по нормалі до входу, режим потоку – дозвуковий, теплообмін – статична температура. З урахуванням відхилення від реальних умов роботи редуктора, умова постійності витрати корегувалась під час аналізу результатів. Значення витрати для кожної серії натурних експериментів розраховувалися як відношення додатку маси газу до часу наповнення [47, 280].

Моделювання теплообміну між газом і стінкою є дуже важливою параметризацією моделі наповнення, але розрахунок цього процесу критично збільшує вимоги до ресурсів вирішувача. Застосовувались дві розрахункові моделі: адіабатична стінка (АС) і стінка резервуару має постійну температуру (ПТС). Це дало змогу визначити вплив зазначених умов у кількісному вираженні похибки розрахунку маси компоненти в резервуарі.

На рис. 2.7 наведено графіки змінення температури в резервуарі за даними експериментів № 1 і № 2 відповідно, а також результати розрахунків за моделями із двома типами граничних умов. Аналіз результатів виявляє таке. По-перше, значення осередненої за об'ємом температури значно відрізняється від температури в контрольній точці (місці установлення датчика температури).

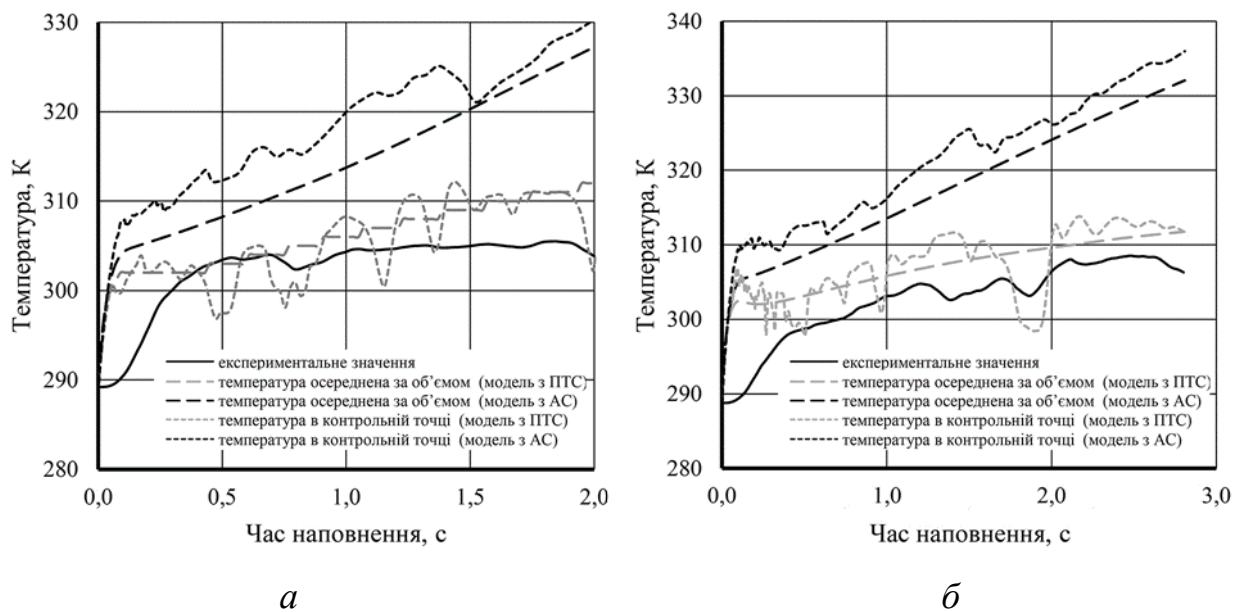


Рисунок 2.7 – Залежності температури газу в резервуарі під час наповнення витратою $G = 15,6$ г/с (а); $G = 12,4$ г/с (б) [281]

На рис. 2.8 наведено поле температури і вектори швидкості в проміжній стадії наповнення. Безсумнівно, що розрахована в експерименті маса газу за температурою в точці матиме певну похибку [47, 280].

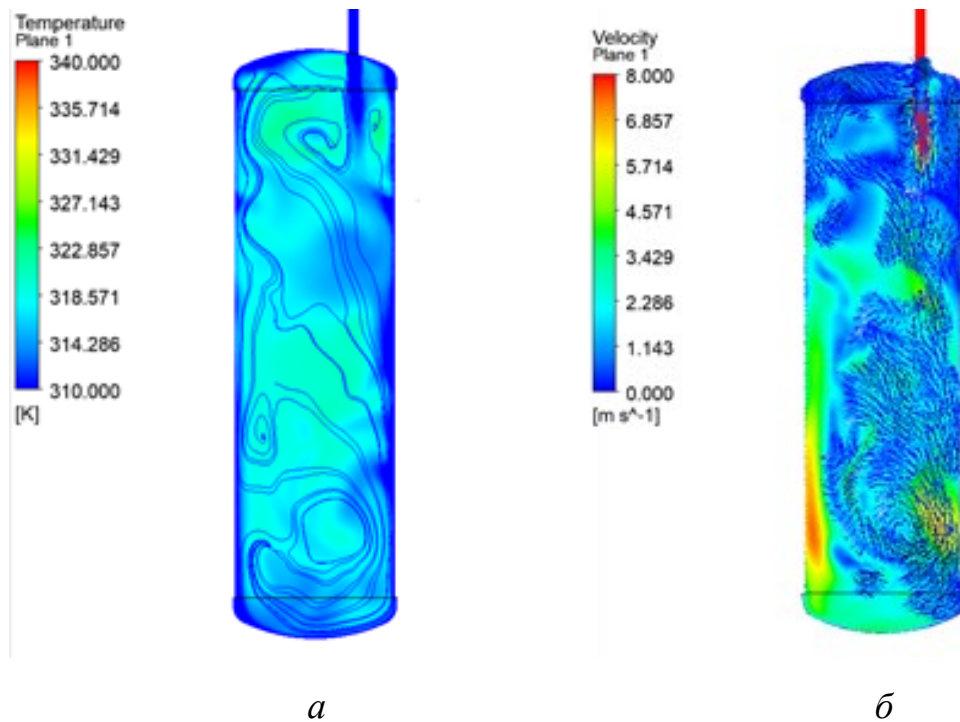


Рисунок 2.8 – Температура (а) і швидкість (б) на проміжній стадії наповнення

Відхилення значень розрахунків за моделями з різними граничними умовами складає для осередненої температури – 6%, для температур у контрольній точці – 9%. Найближчими до експериментальних є значення температури в контрольній точці за умови постійної температури на стінці. У цьому випадку різниця результатів моделювання й експерименту складає 4% для витрати 15,6 г/с і 6% для витрати 12,4 г/с.

На рис. 2.9 наведено графіки змінення тиску в резервуарі за даними експериментів № 1 і № 2 відповідно, а також результати розрахунків моделей із двома типами граничних умов [47, 280]. Порівняння графіків змінення тиску для моделей із різними умовами теплообміну на стінці встановлює різницю між значеннями 4 % для витрати 15,6 г/с і 5 % для витрати 12,4 г/с. При чому, значення тиску при адіабатичній стінці вище ніж за умови постійної температури, що обумовлено відсутністю теплообміну і, як наслідок, додатковим підвищенням тиску через нагрівання газу в резервуарі.

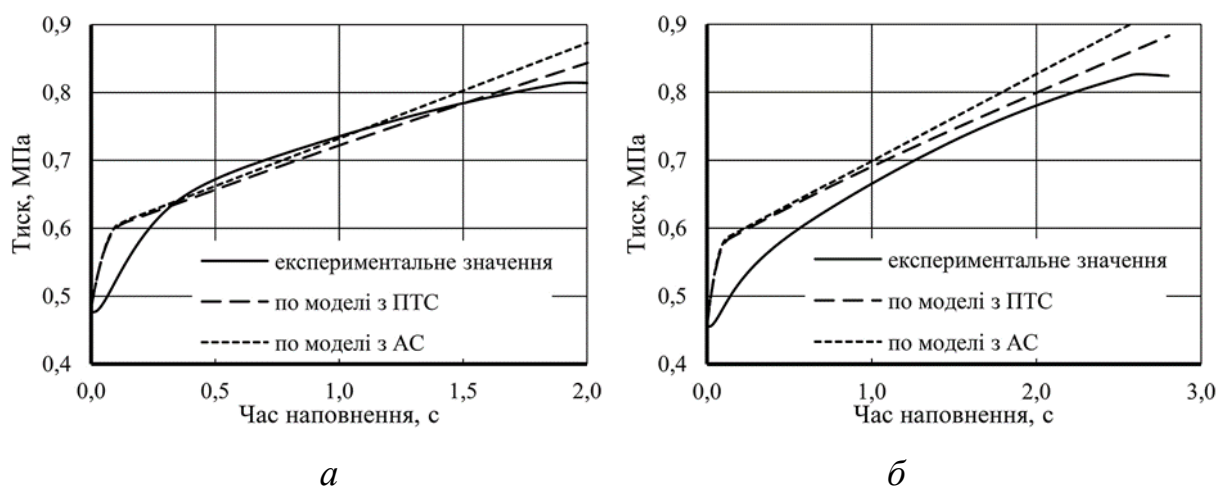


Рисунок 2.9 – Змінення тиску в резервуарі під час наповнення витратою $G = 15,6$ г/с (а); $G = 12,4$ г/с (б) [281]

Достатньо великий розбіг розрахункових і експериментальних значень тиску можна пояснити прийнятим припущенням про постійну витрату газу через вхід. Тому було проведене корегування розрахункових моделей у частині початкових умов. Звісно, що найближчим до реальності має бути задавання витрати відповідно до витратної характеристики редуктора, але за її відсутності значення витрат було задано виходячи з осереднених експериментальних даних (табл. 2.2).

Таблиця 2.2 – Скореговані початкові умови числового моделювання [281]

| Параметр | Тип експерименту | |
|-------------------------------------|------------------|-------|
| | 1 | 2 |
| Середня витрата через редуктор, г/с | 13,62 | 11,29 |

На рис. 2.10 наведено графіки залежностей маси для відповідних масових витрат, що отримані за скорегованими розрахунковими моделями. Остаточо, відхилення результатів моделювання й експериментального визначення маси газу в резервуарі склало 0,5 %.

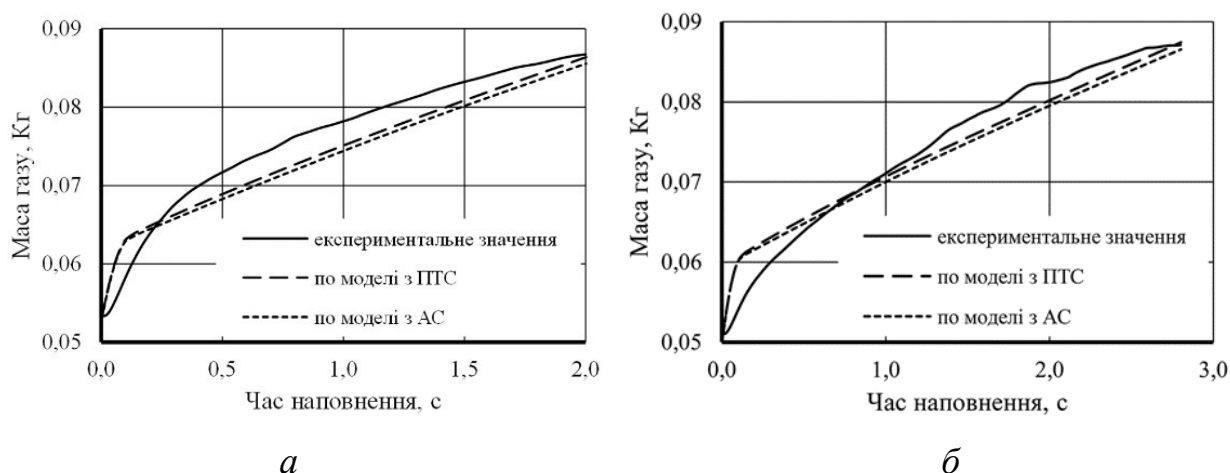


Рисунок 2.10 – Змінення маси газу в резервуарі під час наповнення витратою $G = 13,62$ г/с (а); $G = 11,29$ г/с (б) [281]

2.2 Розробка математичної моделі ініціації горіння

2.2.1 Особливості керованого згорання паливної суміші в процесах термоімпульсного оброблення

В залежності від способу запалення паливної суміші в замкнутій камері процес її згорання протікає на різних режимах – дозвукового горіння (дефлаграції) чи з утворенням ударних хвиль (в результаті детонації). Реалізація цих режимів в процесах термоімпульсного оброблення безпосередньо пов'язана з матеріалом оброблюваних деталей. Для матеріалів з низькою температурою плавлення потрібне пригнічення утворення ударних хвиль, пов'язане з необхідністю уникнути перегріву поверхні оброблюваних деталей. При обробленні більшості металевих деталей утворення детонаційних хвиль навпаки сприяє підвищенню ефективності оброблення за рахунок покращення теплообміну. Більш того, контрольована генерація детонаційного згорання, а за необхідності й багаторазова протягом одного циклу оброблення, дозволяє реалізувати оброблення з пониженням робочого тиску паливної суміші при одночасній інтенсифікації процесу. Класифікація основних сучасних способів управління згоранням стосовно завдань термоімпульсного оброблення приведена на рис. 2.11.

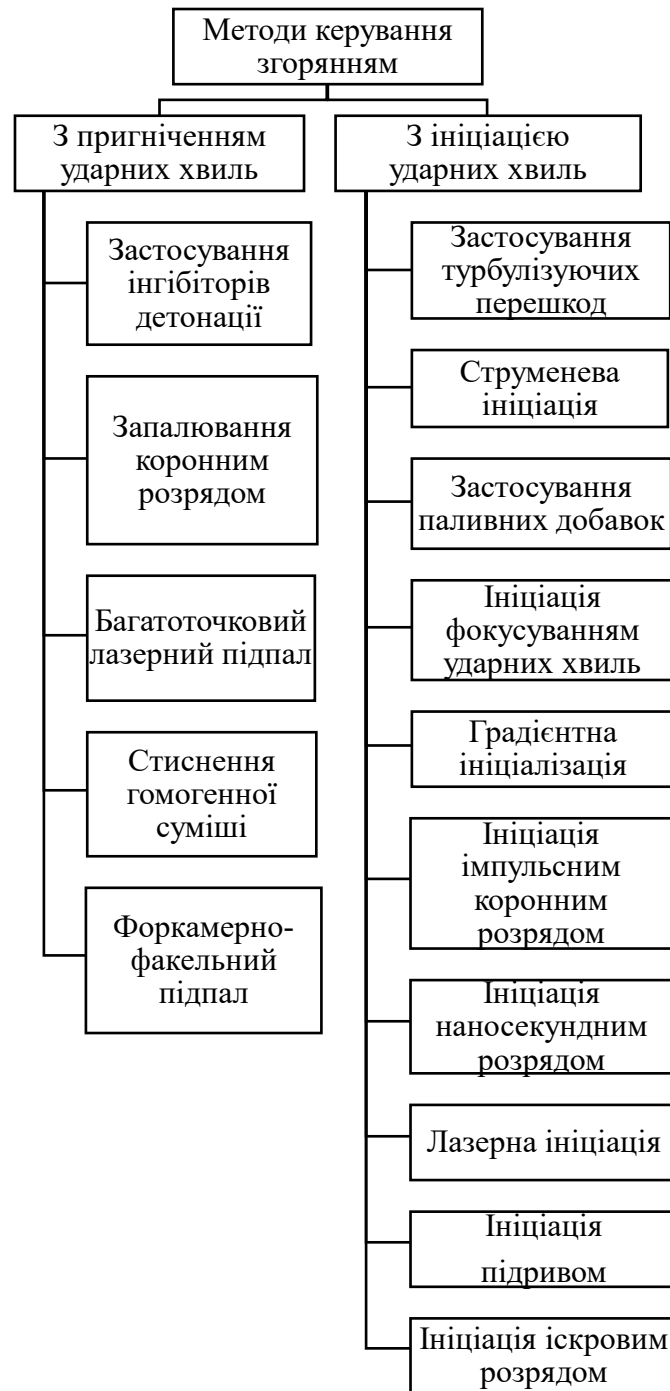


Рисунок 2.11 – Класифікація методів керування згорянням паливної суміші

Відомі способи пригнічення детонації в газових сумішах, засновані на додаванні спеціальних інгібіторів: інертних часток, важких вуглеводнів, спеціальних присадок [199, 217, 278]. Проте навіть при усуненні детонації в такий спосіб при використанні точкового електроіскрового запалення неможливо усунути значний (до 20%) розкид температур в камері, викликаний ефектом Махе. Відомі роботи із ство-

рення систем об'ємного запалювання на основі електричного пробою паливної суміші коронним розрядом (технологія Advanced Corona Ignition System (ACIS) [119]).

У системі запалення фірми Etatech [139], удалося добитися стабільного запалювання в камері 18-сантиметрового коронного розряду, що відповідає розміру камер термоімпульсного обладнання. Вживання такого способу при використанні розподіленого підпалу від декількох пристроїв може забезпечити згорання без утворення ударних хвиль.

Іншим можливим варіантом може бути багато точковий підпал лазерним випромінюванням [13]. Проте і ці системи залишаються на рівні експериментальних зразків. Тому практично єдиним варіантом рішення задачі є використання форкамерно-факельного запалення. Такі системи успішно застосовуються на різного роду двигунах внутрішнього згорання, що працюють на природному газі, й стосовно завдань термоімпульсного оброблення він був розглянутий в роботі [157] й в роботі за участю авторки [233].

Щодо режимів згорання з утворенням ударних хвиль, то вони можуть реалізовуватись або переходом горіння в детонацію (ПГД), або її прямим ініціюванням [129, 110]. В цілому методи, засновані на ПГД (у тому числі, що використовують додавання в паливо добавок, стимулюючих детонацію), не забезпечують скорочення довжини переходу, достатнього для їх використання при управлінні згоранням газової паливної суміші при термоімпульсному обробленні.

Альтернативою є застосування методів прямої детонації, в яких запалення суміші здійснюється досить потужним джерелом, що створює ударну хвилю, яка надалі формує детонаційну хвилю. Рядом дослідників виконано дослідження займання детонуючих сумішей за допомогою імпульсного коронного розряду [35, 159, 178]. Експериментально підтверджено, що час затримки займання при такому способі знижується в порівнянні з іскровим в 5 і більше разів. Перспективним виглядає також спільне використання коронного та іскрового розряду, в якому коронний розряд використовується для коливального збудження молекул газової суміші, а іскровий заряд пониженої потужності – для ініціації теплового вибуху збудженої

суміші. В цілому і запалення імпульсним коронним розрядом, і лазерні системи запалення на сьогоднішній день знаходяться на ранніх стадіях експериментального вивчення і не можуть бути використані у складі термоімпульсного устаткування. Тому єдиним варіантом вживання систем прямої ініціації детонації є вдосконалення методів іскрового запалення.

Термоімпульсне оброблення в залежності від задач може бути реалізоване за рахунок згоряння паливних сумішей як стехіометричного складу так і з використанням збіднених сумішей з низькою теплотою згоряння. У випадку роботи термоімпульсного обладнання з примусовим запалюванням в умовах збіднених сумішей, крім специфічних можливостей оброблення, таких як очищення поверхонь від забруднень, мікрочасток й ликвідів [164], оброблення пластмас [19], покращуються екологічні показники виробничого процесу. Однак для надійного запалювання бідних сумішей потрібні системи запалювання з більшою енергією, оскільки мінімальна енергія запалювання зростає зі збільшенням співвідношення повітря/паливо.

Таким чином, для забезпечення можливості керування процесом згоряння паливної суміші за рахунок способу її запалення, необхідно дослідити процеси розширення іскрового каналу в реагуючих газах.

Процеси розширення іскрового каналу у реагуючій газовій суміші ведуть до утворення ударної хвилі та подальшого ініціювання детонації. Під час іскрового пробою виникає слабоіонізована низькотемпературна плазма між електродами. Подальший розвиток іонізаційно-перегрівної нестійкості призводить до контракції струму в струмопровідному каналі, замикання міжелектродного проміжку та зростання провідності плазми в каналі.

За дії швидкозростаючого розрядного струму відбувається нагрівання плазми, що призводить до зростання температури й тиску в струмопровідному каналі. Розширення каналу, що викликане термогазодинамічними процесами, призводить до утворення ударної хвилі, яка відділяється від струмопровідного каналу. Інтенсивне поширення ударної хвилі в горючій суміші стимулює хімічні реакції за її фронтом. Процес коливально-поступальної релаксації, викликаний нерівноважним

збудженням молекул за фронтом ударної хвилі, впливає на швидкість хімічних реакцій.

Коли фронт ударної хвилі віддаляється від струмопровідного каналу, і ударна хвиля залишається достатньо інтенсивною, відбувається перетворення ударної хвилі в детонаційну хвилю. Таким чином, етап ініціювання детонації іскровим розрядом визначається спочатку електричною енергією, введеною в іскру, а після ініціювання детонації – енергією, що виділяється внаслідок хімічних реакцій за фронтом хвилі.

В області струмопровідного каналу, окрім газодинамічного розширення, враховується введення енергії зовнішнім електричним колом, передача тепла, іонізація та випромінювання газу, але може не враховуватися зміна складу компонентів суміші через хімічні реакції (газ в цій області практично повністю дисоційований). В області поза струмопровідним каналом газодинамічне розширення супроводжується зміною складу та стану середовища через протікання нерівноважних хімічних реакцій та процес коливальної релаксації за фронтом ударної хвилі.

Враховуючи складність процесів, які при цьому виникають, їх дослідження доцільно вести на основі числового моделювання, що потребує розробки відповідних математичних моделей.

2.2.2 Формулювання математичної моделі запалювання

Газодинамічна стадія розвитку іскри починається з процесу формування каналу плазми. Формування початкового каналу зазвичай відбувається, коли тривалість іскрових розрядів перевищує кілька сотень наносекунд [67, 131]. У зв'язку зі значним зростанням густини струму в каналі, що формується, відбувається термічна іонізація газу, газ стає сильно іонізованим, а газовий стан досягає рівноважного. Подальший розвиток іскрового каналу супроводжується його газодинамічним розширенням. Коли тривалість іскрового розряду перевищує одну мікросекунду і більше, енергія, що вкладається в заповнений газом іскровий проміжок на стадії пробою, як правило, нижча, ніж енергія, накопичена на стадії газодинамічного розширення. Величина вкладеної енергії на стадії розширення залежить від

розрядного струму, де електричне коло розряду впливає на розрядний струм.

Існує безліч числових моделей розвитку іскри, які адекватно прогнозують процеси, що відбуваються в іскровому каналі [67, 108, 125, 135, 150, 168, 169, 175, 224]. У розробленій за участю авторки математичній моделі, для дослідження впливу довжини проміжку на розвиток іскрових розрядів в азоті при вкладанні енергії в іскровому каналі від параметрів електричного кола [128], передбачається, що розширення іскрового каналу визначається наступними процесами: нестационарне газодинамічне розширення іскрового каналу, перехідний процес в електричному розрядному колі, нерівноважні хімічні процеси, іонізація газу, радіаційний теплообмін і електронна теплопровідність. Процес зіткнень електронів з атомами і молекулами поза термічно іонізованого іскрового каналу був знехтуваний, оскільки напруженість електричного поля в іскровому розряді при його розширенні зменшується до 100–1000 В/см і нижче. Електропровідність оцінювалася для області термічно іонізованого газу, де ступінь дисоціації газу висока. Теорія променевої теплопровідності сірих тіл була використана для врахування радіаційного теплообміну в високотемпературному газі та для моделювання енергії, що випромінюється високотемпературним іскровим каналом [168]. Спектральним радіаційним теплообміном у низькотемпературному газі можна знехтувати через низьку щільність потужності випромінювання. Нерівноважне коливальне збудження газу в ударній хвилі не розглядалося. Молекулярна теплопровідність не враховувалася, оскільки величина такої провідності значно менша за значення електронної та радіаційної теплопровідності. Дифузія атомів і молекул не враховувалася через високі швидкості масопереносу газу в каналі, що розширюється. Область застосування моделі була обмежена умовою, що магнітний тиск, створюваний струмом розряду, набагато менше газодинамічного тиску газу.

В рамках розглянутих припущень було проведено моделювання іскрового розширення системою рівнянь

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (r \rho u)}{\partial r} = 0, \quad (2.16)$$

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial [r(p + \rho u^2)]}{\partial r} = \frac{p}{r^2}, \quad (2.17)$$

$$\frac{1}{r} \frac{\partial \left[r \left(u \left(\rho \varepsilon + \frac{\rho u^2}{2} + p \right) + k_T \frac{dT}{dr} \right) \right]}{\partial r} + \frac{\partial \left[\rho \varepsilon + \frac{\rho u^2}{2} \right]}{\partial t} = \sigma E^2 - W_{em}, \quad (2.18)$$

де ρ – густина газу; u – швидкість; p – тиск; ε – внутрішня енергія газу на одиницю маси; k_T – коефіцієнт теплопровідності; E – напруженість електричного поля в стовпі розрядного каналу; σ – електропровідність газу; W_{em} – питома потужність випромінювання; r – радіальна координата; t – час; T – температура газу.

Питома потужність випромінювання визначається виразом

$$W_{em} = \sigma_{SB} T^4 / l_R, \quad (2.19)$$

де σ_{SB} – стала Стефана-Больцмана; l_R – середнє значення вільного пробігу за Росселандом.

Коефіцієнт теплопровідності обчислюється за допомогою виразу

$$k_T = k_e + k_{rad} = 2,65 \frac{T^{2,5}}{\ln \Lambda} + 5,33 \sigma_{SB} T^3 l_R, \quad (2.20)$$

де k_e – коефіцієнт теплопровідності електрона; k_{rad} – коефіцієнт радіаційної теплопровідності; $\ln \Lambda$ – кулонівський логарифм.

Перехідний електричний процес обчислюється за рівнянням

$$L \frac{di}{dt} + [R_c + R_{sp}] \cdot i + \frac{1}{C} \int_0^t i dt = 0, \quad (2.21)$$

де C – ємність конденсатора; R_c – опір розрядного кола; L – індуктивність розрядного кола; R_{sp} – опір іскрового каналу; i – струм.

Опір R_{sp} визначається виразом

$$R_{sp} = l_{sp} / \int_0^Y 2\pi r \sigma dr, \quad (2.22)$$

де l_{sp} – довжина розрядного каналу; Y – максимальний радіус області моделювання; σ – електропровідність.

Провідність визначається рівнянням

$$\sigma = 2.82 \cdot 10^{-4} \frac{n_e}{n_N \nu \sigma_{tr} + n_e \nu \sigma_{cul}}, \quad (2.23)$$

де n_e – густина числа електронів; σ_{tr} – транспортний переріз пружних зіткнень електронів з нейтральними компонентами плазми; σ_{cul} – переріз кулонівського зіткнення; n_N – густина нейтральних компонентів; v – середня теплова швидкість електрона.

Густина нейтральних компонентів визначається рівняннями *кінетики хімічних* реакцій з урахуванням реакції (табл. 2.3), в якій константа прямої швидкості k_f виражається у вигляді

$$k_f = A_f T^{n_f} \exp\left(\frac{-E_{af}}{RT}\right). \quad (2.24)$$

Таблиця 2.3 – Коефіцієнти констант швидкості прямої реакції і енергії активації [176] (М позначає третю частинку. Значення виражаються в калоріях, молях, см³ та с).

| Реакція | A_f | n_f | E_{af} |
|-------------------------------------|---------------------|-------|------------------|
| $N_2 + M \leftrightarrow N + N + M$ | $9.6 \cdot 10^{-6}$ | -1.5 | $225 \cdot 10^3$ |

Для обчислення густини n_e електронів при перевищенні температури газу понад 8000 К застосовано рівняння Саха щодо одинарної та подвійної іонізації газу з компонентами e , N , N^+ , N^{++} . Передбачалося, що плазма в каналі квазінейтральна. Різниця між температурою електронів і температурою атомів була визначена для оцінки правильності застосування локального наближення термодинамічної рівноваги.

Тиск газу визначається виразом:

$$p = kT \sum n_c, \quad (2.25)$$

де k – стала Больцмана; n_c – густина всіх компонентів (e , N , N^+ , N^{++} , N_2).

Розроблена й описана вище числова модель (2.16)–(2.25) дозволяє досліджувати процеси розширення іскрового каналу у нетральному газі, зокрема для створення керованої високоенергетичної системи підпалу суміші для термоімпульсного обладнання. Далі в роботі розширено систему рівнянь моделі для дослідження про-

цесів розширення іскрового каналу в хімічно-реагуючих газах для дослідження ініціації детонації.

2.2.3 Числове дослідження введення енергії в іскровому розряді у нейтральному газі в залежності від довжини розрядного проміжку

За розробленою числовою моделлю (2.16)–(2.25) за участю авторки [128] досліджено вплив параметрів електричного кола, а саме довжини розрядного проміжку, на введення енергії в іскровий розряд. Числового моделювання проведено за наведеною на рис. 2.12 процедурою.

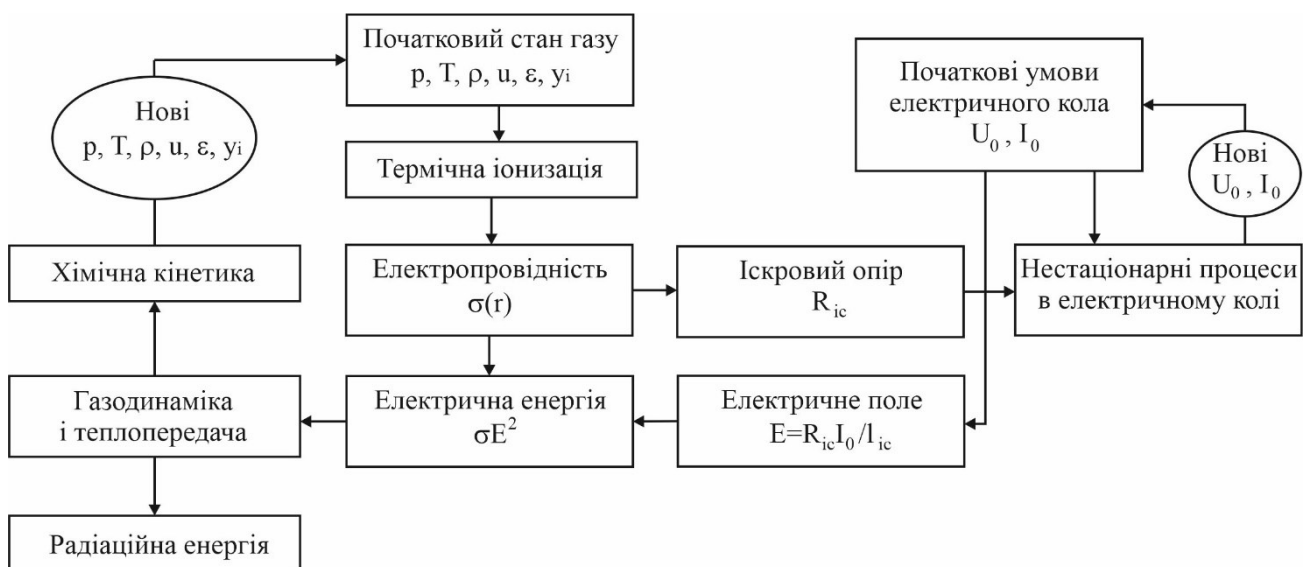


Рисунок 2.12 – Процедура числового моделювання дослідження впливу довжини проміжку на розвиток іскрових розрядів в азоті при вкладанні енергії в іскровий канал

Застосовано метод розщеплення за фізичними процесами для моделювання газодинамічного розширення іскрового каналу в поєднанні з тепловіддачею та випромінюванням, зміни концентрації компонентів за рахунок процесу дисоціації/асоціації, теплової іонізації газу та перехідного процесу в електричному колі. За граничних умов приймалось, що градієнти параметрів термодинамічного стану газу відсутні на осі нагнітального каналу в циліндричній симетрії. Розмір обчислювальної області заданий таким чином, щоб збурення не досягали межі. Приймалось, за початкових умов газодинамічні збурення відсутні у всій області обчислень.

Модель вимагає замикання кола для початку розрахунку. Замикання розрядного кола відбувається в іскровому розряді в результаті розвитку лавино-іскрових або стримерно-іскрових перехідних процесів, коли довжина проміжку не дуже велика. В результаті цих процесів утворюється вузький канал радіусом до 0,1 мм, де досягається температура газу понад 10000 К, а стан газу наближається до локальної термодинамічної рівноваги. Тому для підвищення температури газу від початкової до 10000 К енергія була введена в канал малого радіуса. Добре відомо, що коли розряд конденсатора відбувається в іскровому проміжку, основна частина енергії розряду вивільняється під час імпульсів сильного струму. Відповідно енергія замикання встановлювалася так, щоб її величина була значно менше повної енергії розряду. Зміна умов вкладання енергії замикання істотно не впливає на розширення іскрового каналу, оскільки подальша енергія, що надходить в іскру, визначається параметрами розряду. Таким чином, в модельованій області радіусом $r_0 = 50$ мкм протягом часу $t = 10$ нс була введена енергія для формування вузького струмопровідного каналу, й ця енергія становила 2,8 мДж.

Досліджено іскровий розряд у послідовній RLC-схемі з різними параметрами схеми. Перша схема, відповідно умови першого моделювання, має наступні параметри: коефіцієнт демпфування становив $\zeta = 0,38$, ємність $C = 0,2$ мкФ, індуктивність $L = 500$ мкГн, опір $R_c = 1,2$ Ω , напруга заряду $U_c = 3$ кВ.

Друга схема, відповідно умови другого моделювання, має наступні параметри: коефіцієнт демпфування становив $\zeta = 0,11$, ємність $C = 0,1$ мкФ, індуктивність $L = 2$ мкГн, опір $R_c = 1$ Ω , напруга заряду $U_c = 30$ кВ.

В обох випадках іскра запалюється в молекулярному азоті з початковою температурою газу $T_0 = 300$ К і початковим тиском газу 0,1 МПа. Досліджуваний діапазон довжини іскрового проміжку – від 1 мм до 20 мм.

Розрядні струми в двох електричних колах з різною довжиною іскрового проміжку показані на рис. 2.13 і 2.14. Встановлено, що збільшення довжини проміжку призводить до зменшення амплітуди розрядного струму в обох електричних колах. Але цей ефект більш виражений для першого електричного кола. Так, амплітуда струму за перший напівперіод розряду зменшилася з 1111 А

до 1010 А або на 10% в першому варіанті (рис. 2.13) при збільшенні довжини проміжку в 3 рази. Причому амплітуда струму на другому напівперіоді розряду зменшується більш ніж на 45%. Зростання довжини проміжку до 6 мм викликало падіння амплітуди струму в першому півперіоді до 873 А або на 27%.

У другому варіанті амплітуда струму в першому напівперіоді розряду зменшувалася з 5669 А до 5471 А або на 3,65% тільки при збільшенні довжини проміжку в 10 разів (рис. 2.14). При цьому зниження амплітуди струму не перевищувало 6,5% у другому півперіоді розряду. Амплітуда струму при першому напівперіоді розряду не перевищувала 5261 А при довжині проміжку 20 мм.

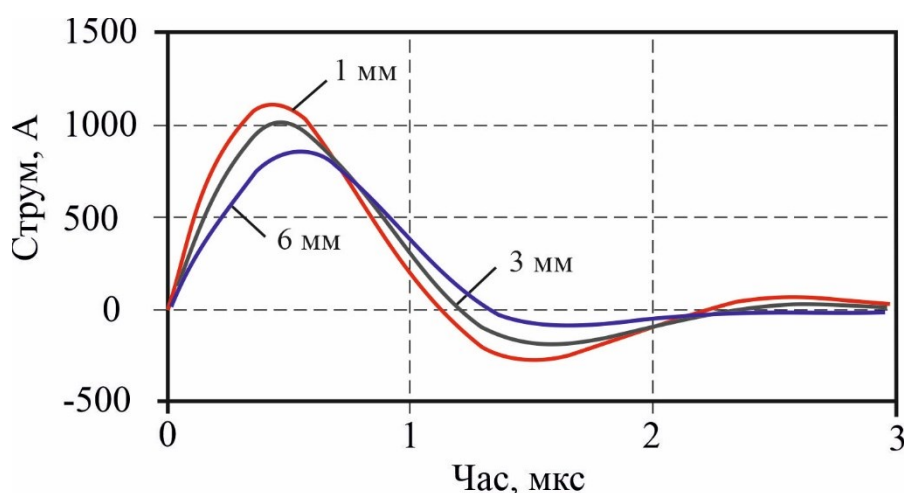


Рисунок 2.13 – Змінення розрядного струму за часом в першому варіанті з довжиною проміжку 1 мм, 3 мм і 6 мм

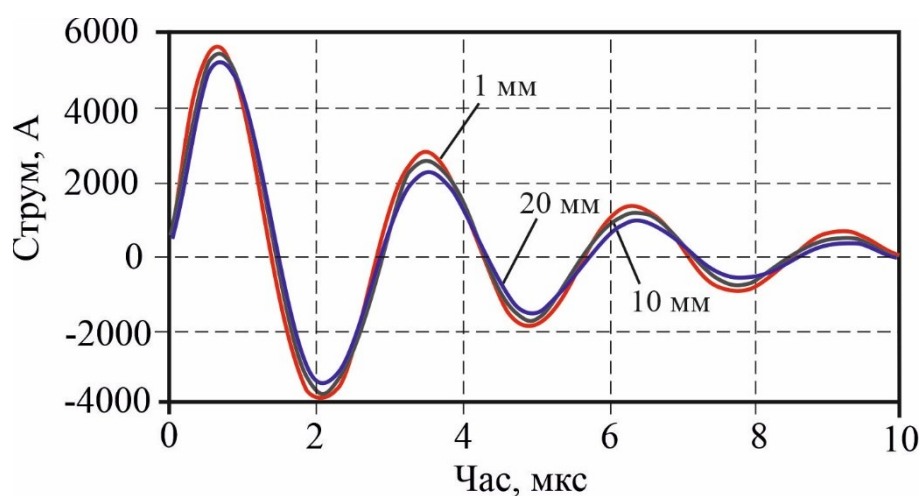


Рисунок 2.14 – Змінення розрядного струму за часом у другому варіанті з довжиною проміжку 1 мм, 10 мм і 20 мм

Залежності опору іскрового каналу від часу розряду в двох електричних колах з різною довжиною іскрового проміжку показані на рис. 2.15 і 2.16. В обох випадках збільшена довжина розрядного проміжку призводила до зростання опору іскрового каналу. Мінімальне значення іскрового опору, зокрема, збільшується з 59 мОм до 196 мОм або в 3,3 рази в першому варіанті (рис. 2.15) при збільшенні довжини проміжку в три рази. Шестикратне збільшення довжини призвело до підвищення мінімального значення до 449 мОм або в 7,6 рази.

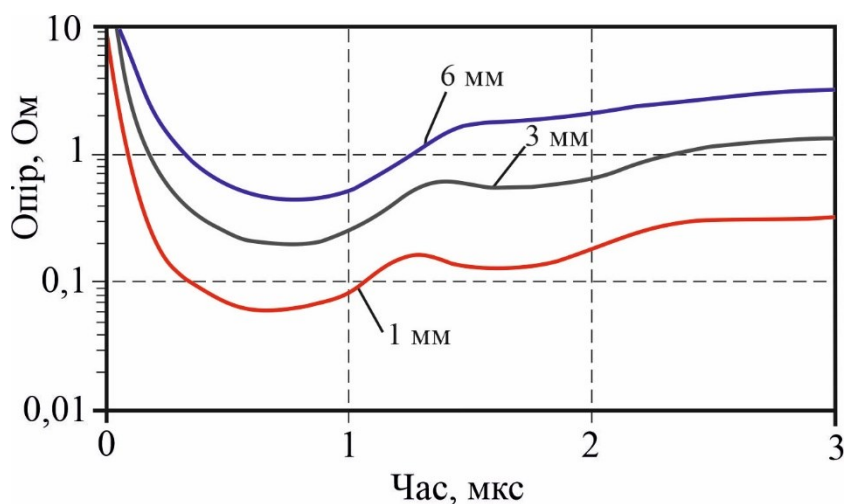


Рисунок 2.15 – Змінення опору іскрового каналу за часом в першому варіанті з довжиною проміжку 1 мм, 3 мм і 6 мм

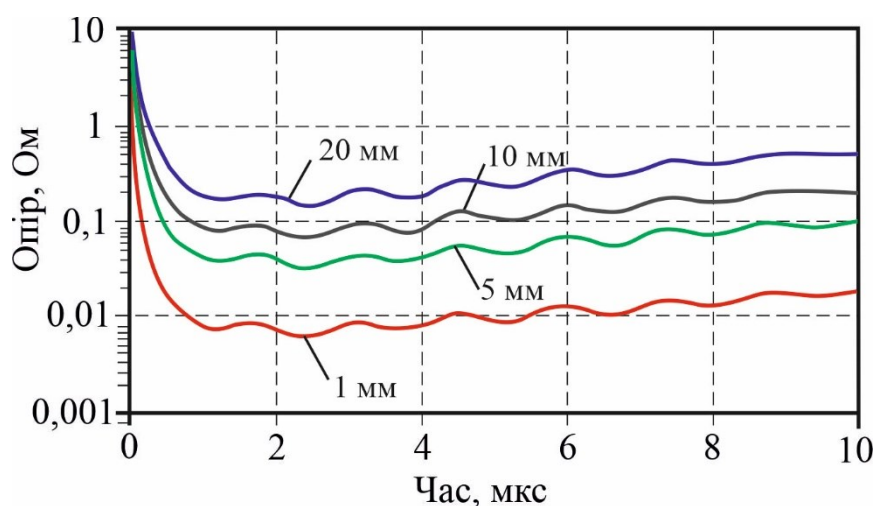


Рисунок 2.16 – Змінення опору іскрового каналу за часом в другому варіанті з довжиною проміжку 1 мм, 5 мм, 10 мм і 20 мм

Мінімальне значення іскрового опору зростає з 6,45 мОм до 69 мОм або в 10,7 рази в другому варіанті (рис. 2.16) при збільшенні довжини проміжку в десять

разів. А мінімальне значення зростає до 147 мОм або в 22,8 рази, коли відбувається двадцятикратне збільшення проміжку.

Таким чином, було змодельовано, що мінімальне значення іскрового опору знаходиться майже в прямій залежності від довжини проміжку.

Дослідження впливу довжини проміжку на напруженість електричного поля в іскровому каналі в розрахункових випадках представлено на рис. 2.17, 2.18.

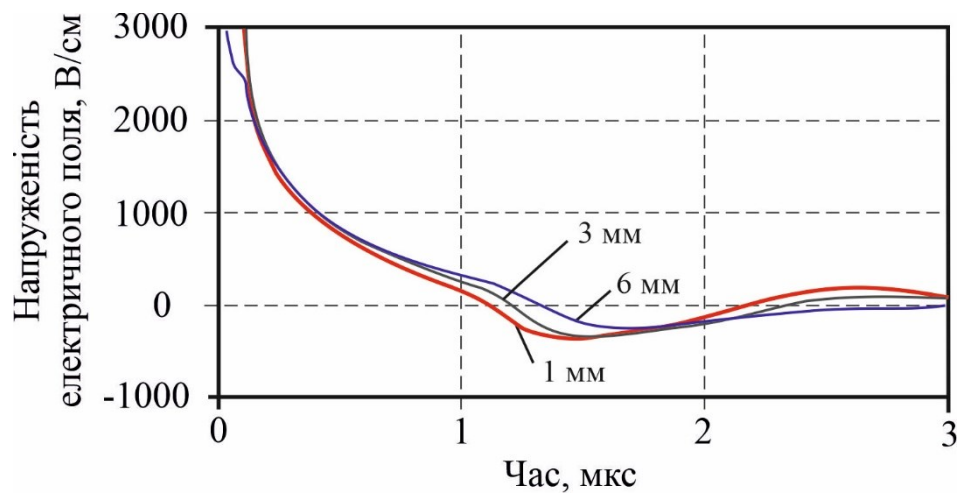


Рисунок 2.17 – Змінення напруженості електричного поля за часом в першому варіанті з довжиною проміжку 1 мм, 3 мм і 6 мм

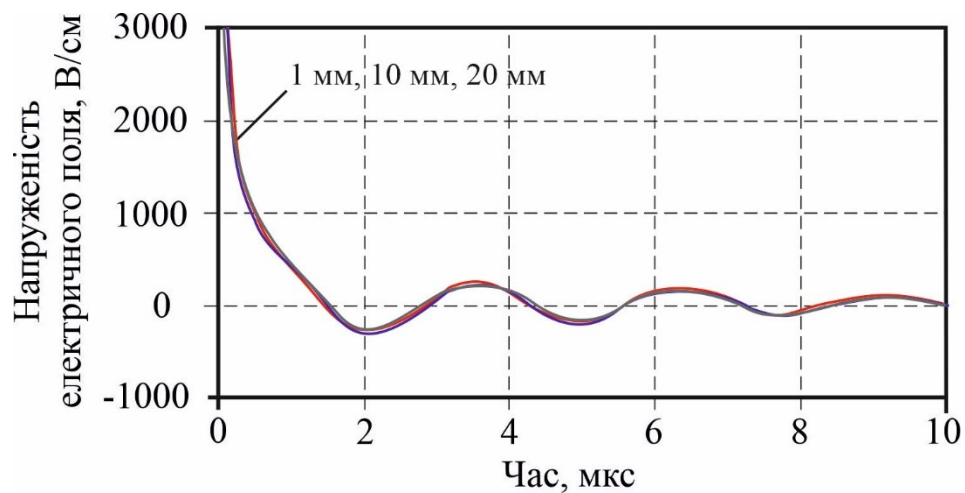


Рисунок 2.18 – Змінення напруженості електричного поля за часом у другому варіанті з довжиною проміжку 1 мм, 10 мм і 20 мм

На обох варіантах спостерігається, що зменшення напруженості поля відбувається через 0,2–0,3 мкс від початку іскрового розширення і напруженість зменшується до 1000 В/см і нижче. Вплив довжини проміжку на напруженість поля

більш виражено в першому варіанті (рис. 2.19), ніж вона діє в другому (рис. 2.20).

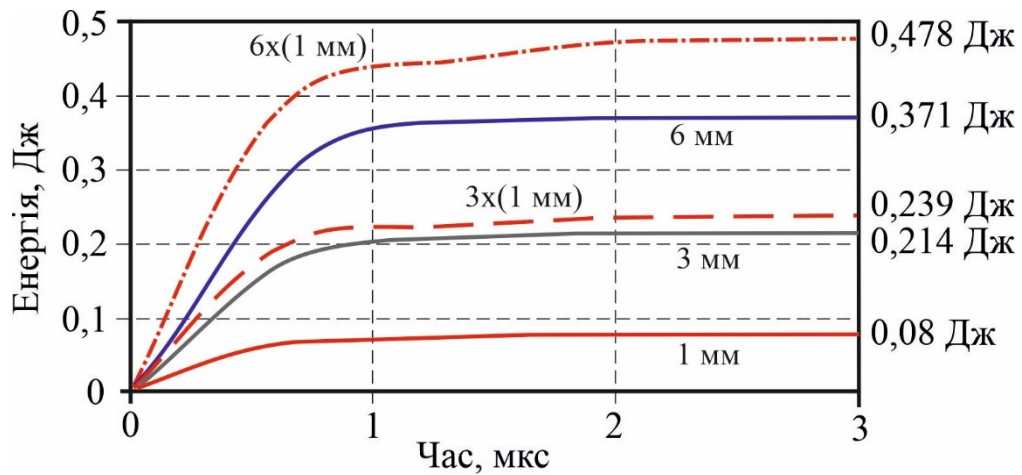


Рисунок 2.19 – Енергія, що вкладається в іскровий канал в першому варіанті з довжиною проміжку 1 мм, 3 мм і 6 мм (пунктирною лінією позначено триразове збільшення вкладки енергії в першому варіанті при довжині проміжку 1 мм, а лінією у вигляді крапки і тире – шестикратне збільшення)

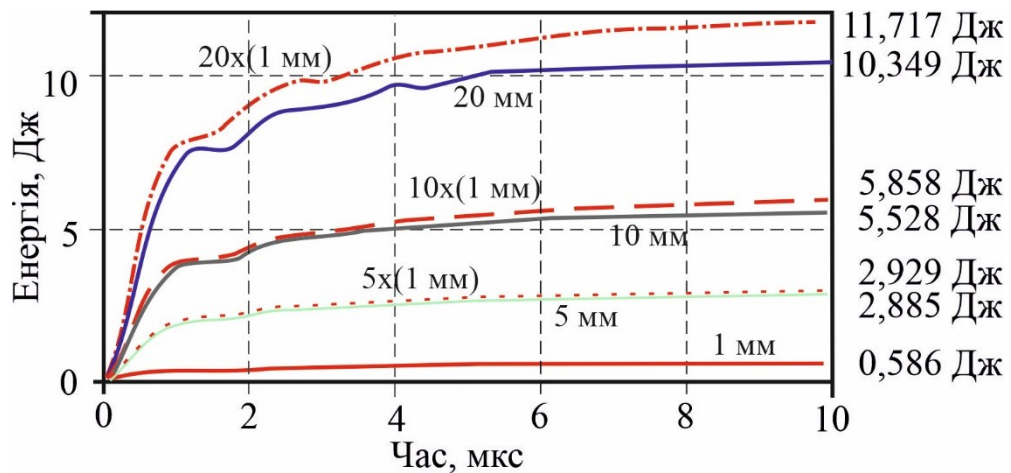


Рисунок 2.20 – Енергія, що вкладається в іскровий канал в другому варіанті з довжиною проміжку 1 мм, 5 мм, 10 мм і 20 мм (короткою пунктирною лінією позначається п'ятикратне збільшення вкладки енергії в другому варіанті при довжині проміжку в 1 мм, пунктирною лінією – десятикратне збільшення, а лінією з точкою і тире – двадцятикратне збільшення)

Розподіл енергії, що вкладається в іскровий канал, за часом в розрахункових варіантах з різною довжиною проміжку, показана на рис. 2.19, 2.20. Для встанов-

лення впливу довжини проміжку на вкладену енергію, відповідне значення вкленої енергії з довжиною проміжку 1 мм помножено на число, яке дорівнює коефіцієнту зростання проміжку.

Помічено, що вкладена енергія збільшується при збільшенні довжини проміжку. Імпульси струму розряду викликають збільшення вкленої енергії. Основне вкладання енергії відбувається під час першого напівперіоду розряду. Пояснюється це великим розрядним струмом і великим іскровим опором в цей період розвитку розряду.

Відхилення від прямо пропорційної залежності приросту енергії від довжини проміжку спостерігається в обох варіантах (рис. 2.19, 2.20). Так, трикратне збільшення вкленої енергії в першому варіанті при довжині проміжку в 1 мм відрізняється на 11% від вкленої енергії в разі, коли довжина проміжку становила 3 мм (рис. 2.19), а коли довжина проміжку перевищує 6 мм різниця енергії зростає на 29%. Слід зазначити, що виділення енергії, яке відбувається на опорі, прямо пропорційне квадрату розрядного струму. Тому попередньо очікувалося, що при збільшенні іскрового проміжку з 1 мм до 6 мм в першому варіанті вкладена енергія зменшиться в $1,27 \times 1,27 \approx 1,6$ рази тобто до 0,478 Дж (див. рис. 2.19) за рахунок зменшення розрядного струму в 1,27 рази (див. рис. 2.13). Тобто, вкладена енергія склала б $0,478/1,27^2 = 0,298$ Дж. Але було змодельовано, що вкладена енергія дорівнює 0,371 Дж при довжині проміжку 6 мм. Це відбувається тому, що зменшення розрядного струму викликає збільшення іскрового опору, що частково компенсує падіння вкленої енергії. Наприклад, при збільшенні довжини проміжку в першому варіанті в 6 разів мінімальний іскровий опір збільшується не в 6, а в 7,6 рази.

Десятикратне збільшення вкленої енергії в другому варіанті при довжині проміжку 1 мм відрізняється на 6% тільки від вкленої енергії в разі, коли довжина проміжку становила 10 мм (рис. 2.20). Відхилення приросту енергії від прямо-пропорційної залежності від довжини проміжку на першому напівперіоді розряду не перевищувало 3,6% при довжині проміжку 10 мм. Різниця во вкладеній енергії перевищує 13,2% при довжині проміжку 20 мм.

Згідно з результатами моделювання, вкладена в іскровий канал енергія,

прямо пропорційна довжині іскрового проміжку в першому наближенні. Але коли мінімальний опір іскрового каналу і опір розряду мають однаковий порядок величини, а коефіцієнт демпфування високий, необхідно конкретизувати зростання вкладеної енергії за рахунок збільшення довжини проміжку. Змінення в розрядному струмі може бути сигналом для необхідності розрахункового визначення вкладеної енергії.

Незважаючи на те, що є дослідження, де довжина розрядного проміжку була змінною [17, 172], існує проблема порівняння розрахункових результатів з експериментальними даними. Причина цього полягає в тому, що зміна довжини проміжку при постійному тиску газу призводить до зміни напруги пробою. Підвищення напруги пробою вимагає підвищення напруги заряду розрядного конденсатора і, відповідно, збільшення загальної енергії розряду. А зростання повної енергії супроводжується збільшенням енергії, що вкладається в іскровий розряд. В результаті виникають труднощі відокремити вплив напруги заряду конденсатора від впливу довжини проміжку на вкладену енергію. Тому було проведено порівняння розрахункових результатів з результатами експериментальних досліджень [36, 165], де напруга пробою не змінювалася при зміні довжини проміжку за рахунок регулювання тиску газу p в розрядному середовищі. Передбачалося, що має місце наступна умова

$$U_{br} = const, \text{ якщо } p \cdot l_{sp} = const, \quad (2.26)$$

де U_{br} – напруга пробою.

Результати експериментальних досліджень [36, 165] підтверджують, що збільшення довжини іскрового проміжку призводить до зростання енергії, що вкладається в проміжок. Підтверджено також, що зміна вкладеної енергії відхиляється від прямопропорційної залежності від фактору зміни довжини проміжку. Так, в роботі [36] з'ясовано, що теплова енергія в експериментальному варіанті становить 7 мДж при тиску газу 2 бар і довжині проміжку 1 мм. Теплова енергія становить близько 12,5 мДж при тиску 1 бар, а довжині 2 мм.

Таким чином, відбувається 1,78-кратне збільшення вкладеної енергії в разі

двократного збільшення довжини іскрового проміжку і зниження тиску газорозрядного середовища в два рази. Щоб відокремити вплив тиску від впливу довжини проміжку на вкладену енергію, використано дані роботи [127], де з'ясовано, що 2-кратне збільшення тиску газу призводить до збільшення вкладеної енергії на 10%. Отже, маємо, що зниження тиску газу з 2 бар до 1 бар на довжину проміжку в 1 мм призвело б до зменшення вкладеної енергії з 7 Дж до 6,3 мДж. В результаті маємо, що двократне збільшення довжини проміжку призвело до збільшення вкладеної енергії в 1,98 рази.

Результати експериментального дослідження впливу довжини проміжка і тиску газу на вкладену енергію також представлені в роботі [165]. Слід зазначити, що повна енергія, вкладена в розрядний проміжок, складається з суми енергії, вкладеної в газорозрядному каналі, і енергії, що виділяється в приелектродних областях.

Результати [165] дозволяють розділити ці енергетичні складові. Зокрема, енергія, що виділяється в приелектродних областях, відповідає сумарній вкладеній енергії, коли довжина іскрового проміжку дорівнює нулю. За результатами експериментальних досліджень була виявлена близька до лінійної залежність між довжиною проміжка і вкладеною енергією. Наприклад, у [165] встановлено, що сумарна вкладена енергія становить 2,3 Дж в досліджуваному колі з іскровим проміжком 1 мм і тиском газу 1 бар. Спостерігається енергетичний баланс. У приелектродній області виділяється енергія 1,8 Дж, а в іскровому каналі відкладається енергія 0,5 Дж. При довжині проміжку 10 мм і тиску 0,1 бар при цьому в приелектродній області виділяється енергія 1,4 Дж, а в іскровому каналі виділяється енергія 2,6 Дж. Згідно з результатами [127], підвищення тиску в 10 разів призводить до збільшення вкладеної енергії на 70%. Звідси випливає, що зниження тиску з 1 бар до 0,1 бар при іскровому проміжку в 1 мм призвело б до зменшення вкладеної енергії з 0,5 Дж до 0,29 Дж.

Таким чином, збільшення довжини проміжку в 10 разів приводить до збільшення вкладеної енергії в 8,96 рази. Слід зауважити, що вплив довжини проміжка,

виявленої за результатами чисельних досліджень, знаходиться в задовільній кореляції з експериментальними даними.

Розподіл тиску, температури і густини газу по радіальних координатах в різний момент часу дозволяє оцінити вплив довжини іскрового проміжку на розширення іскрового каналу (рис. 2.21, 2.22).

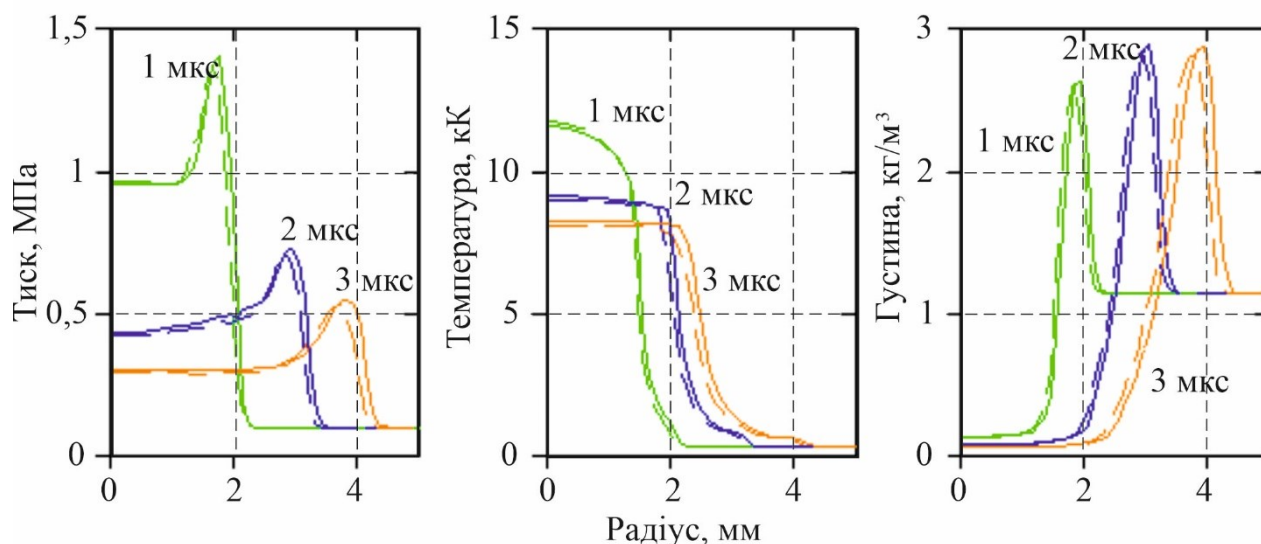


Рисунок 2.21 – Розподіл тиску, температури і густини газу по радіальних координатах в момент часу 1 мкс, 2 мкс і 3 мкс в першому варіанті з довжиною проміжку 1 мм (суцільні лінії) і 3 мм (пунктирні лінії)

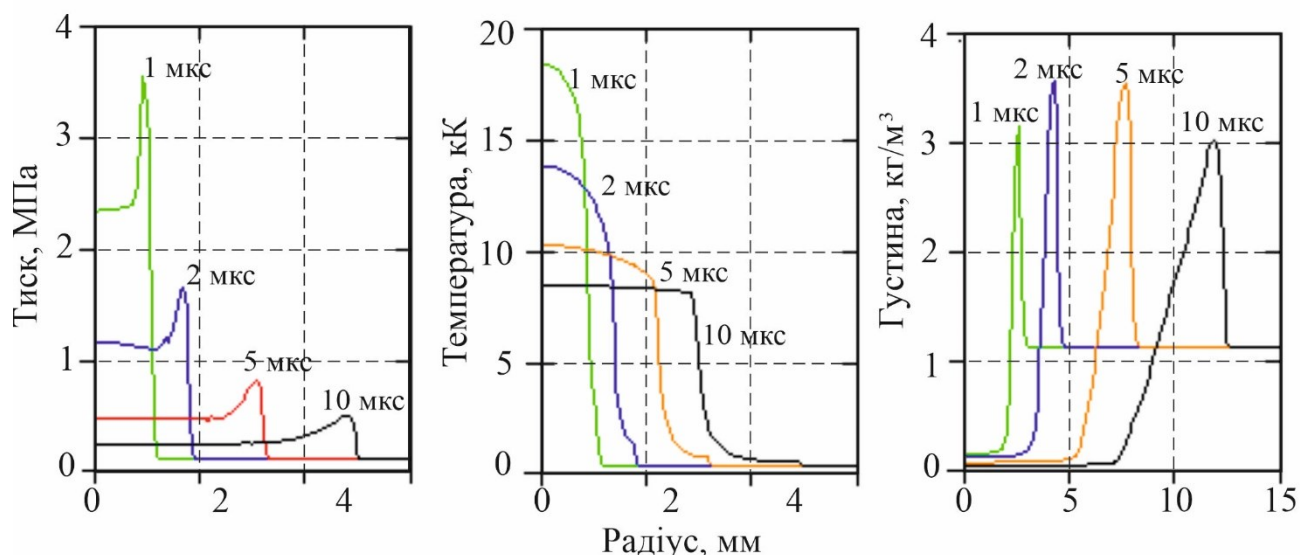


Рисунок 2.22 – Розподіл тиску, температури і густини газу по радіальних координатах в момент часу 1 мкс, 2 мкс і 3 мкс у другому варіанті з довжиною проміжку 1 мм і 10 мм

Спостерігається незначне відхилення термодинамічних параметрів зі зміною довжини іскрового проміжку в першому варіанті (рис. 2.21). Цей ефект обумовлений зменшенням енергії іскри, що припадає на одиницю довжини проміжку.

Незначне відхилення термодинамічних параметрів спостерігалось на другому варіанті. Таким чином, важко було показати різницю на рис. 2.22.

Змодельовані результати еволюції іскри в обох розглянутих випадках відповідають експериментальним даним в цілому. Таким чином, ударна хвиля починає відокремлюватися від струмопровідної області (високотемпературної області) приблизно за 1 мкс від початку іскрового розширення. Також зростання повної енергії розряду, що відбувається при переході з першого періоду коливань струму в другий, приводить до збільшення інтенсивності створюваної ударної хвилі. Порівняння отриманих результатів моделювання з відомими експериментальними даними дає підставу вважати, що верифікація розробленої моделі є задовільною й результатами моделювання є достовірними.

Таким чином, числовими дослідженнями підтверджено, що збільшення довжини розрядного проміжку приводить до зростання енергії, що вноситься в іскровий розряд, до зменшення амплітуди розрядного струму і до збільшення опору іскрового каналу. Але зміна амплітуди розрядного струму, викликана зміною довжини проміжку, залежить від параметрів розряду.

Визначено, що вплив довжини проміжку на розрядний струм посилюється при підвищенні коефіцієнта демпфування. Наприклад, при значенні коефіцієнта демпфування $\zeta = 0,38$ в модельованому варіанті розряду триразове збільшення довжини проміжку викликало зниження амплітуди струму на 10% в першому напівперіоді розряду. Але коли коефіцієнт демпфування дорівнював $\zeta = 0,11$, десятикратне збільшення довжини проміжку викликало зниження амплітуди струму лише на 3,65%.

Вплив довжини проміжку на напруженість електричного поля був більш помітний також при збільшеному коефіцієнту демпфування. Помічено незначний вплив довжини проміжку на розширення іскрового каналу. З'ясовано, що мінімаль-

ний опір іскри, енергія, що подається в іскровий канал, і енергія, що випромінюється, практично прямо пропорційні довжині іскрового проміжку. Але відхилення від прямої пропорційності зростає тоді, коли мінімальний опір іскрового каналу і опір розряду мають однаковий порядок величини і коефіцієнт демпфування високий.

2.2.4 Числове дослідження впливу розрахункового кроку на критичні параметри ініціювання детонації

Для більшості випадків термоімпульсного оброблення металів основним напрямком інтенсифікації процесу теплообміну є ініціація детонації при згорянні паливної суміші, зокрема в спосіб прямої ініціації електричною високоенергетичною системою підпалу. Для дослідження й створення таких систем потрібні стали математичні моделі розширення іскрового каналу в реагуючих газах, які дозволяють встановлювати ефективні параметри підпалу з ініціацією детонації.

В згадуваній вже роботі К. Коритченка [224] розроблена і детально описана узагальнена математична модель розширення іскрового каналу в реагуючих газах, зокрема для суміші водню з киснем, розчиненої азотом, яка дозволяє досліджувати вплив параметрів електричних розрядних кіл, через введення енергії в електроіскровий розряд, на процеси, що відбуваються як в струмопровідному каналі, так і в області дії ударної хвилі на хімічно реагуюче газове середовище, й урахує перехідні процеси в електророзрядному колі, процеси іонізації, дисоціації і випромінювання в струмопровідному каналі іскри, нерівноважну кінетику хімічних реакцій, коливальну нерівноваженість за фронтом ініціюючої ударної хвилі, відрив температури електронів від температури важкої компоненти плазми, електронну теплопровідність.

Для розв'язку узагальненої моделі розширення іскрового каналу в хімічно реагуючих газах в роботі [224] обґрунтовано підхід фізичного відокремлення й використання методу скінчених об'ємів для розрахунку газодинамічних процесів, з подальшим уточненням термодинамічних параметрів й складу реагуючого середо-

вища за рівнянням Ареніуса з відповідними значеннями констант швидкості реакцій кінетичної схеми згоряння.

Вагомий вплив на сталість й точність розрахунку математичних моделей має ступінь дискретизація розрахункової області й крок за розрахунковим часом, які мають бути сумірними з областю й часом фізичних перетворень. Так, зокрема, при дослідженні виникнення детонації в реагуючому газовому середовищі, ширина фронту стиску ударної хвилі має порядок 10^{-9} м, й, вимагає відповідну дискретизацію області, що потребує значних розрахункових ресурсів. Крім того, в ударних хвилях, під дією яких відбувається ініціювання детонації, температура газу за фронтом хвилі становить близько 1500–2000 К. При температурах в середовищі багатоатомних молекул безпосередньо за фронтом ударної хвилі відбуваються стрибки температури газу, що відображає зростання енергії поступального і обертального руху молекул. Збільшення енергії коливальних ступенів свободи молекул у розглянутих умовах відбувається із запізненням і обмежується швидкістю процесу коливально-поступальної релаксації. В роботі [224] розрахунок хімічних реакцій за участю коливально-збуджених молекул обґрунтовано здійснюється по інтуїтивній моделі Парка. В хімічних реакціях за участю x -ї моди швидкість реакції залежить від ефективної температури у вигляді:

$$k_k(T_{ef,x}) = A_k \cdot T_{ef}^{n_k} \exp \left[-\frac{E_{ak}}{kT_{ef,x}} \right]; \quad (2.27)$$

де $k_k(T_{ef,x})$ – константа швидкості k -тої реакції за участю x -тої моди в залежності від ефективної температури T_{ef} ; $T_{ef,x}$ – ефективна температура x -тої моди.

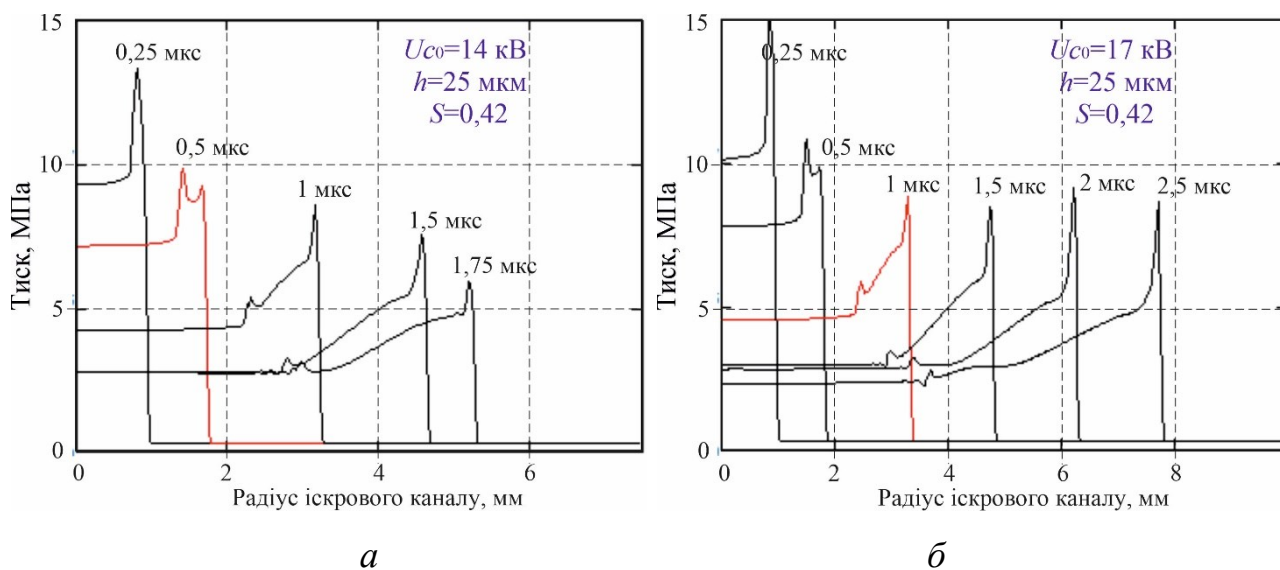
У хімічних реакціях, в яких не беруть участь x -ві моди, константи швидкості реакцій залежать від температури кінетичної енергії молекул. Ефективна температура T_{ef} , яка входить у вираз (2.27) константи швидкості хімічних реакцій, представлялася у вигляді:

$$T_{ef,x} = T^s T_{v,x}^{1-s}, \quad (2.28)$$

де s – параметр моделі (параметр Парка); T – температура газу, яка відповідає кінетичній енергії молекул.

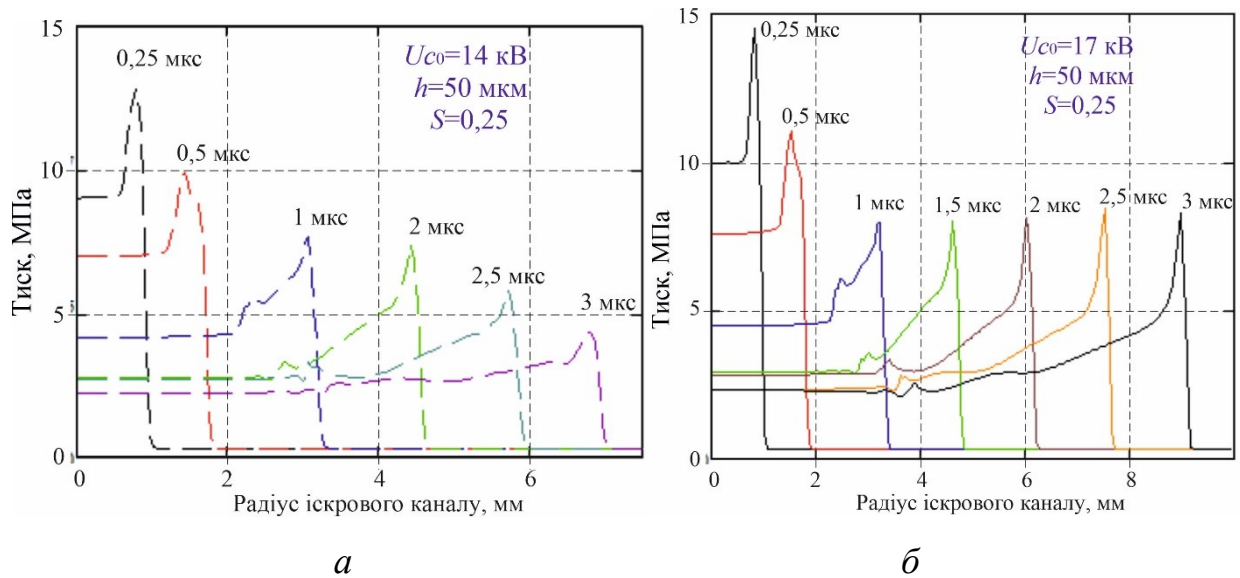
Важливо зауважити, що в роботі [224] значення параметра Парка s варіювалося, й було прийнято рівним $s = 0,7$, тому що моделювання здійснювалося стосовно газового середовища, для якого величина параметра Парка не була раніше встановлена. Причому параметр Парка, як виявилось, залежить від розрахункового кроку, й підлягає калібруванню для забезпечення сталості розрахункової схеми під час визначення ініціації детонації.

За участю авторки проведено калібрування числової моделі за параметром Парка s , шляхом підбору параметру Парка на основі порівняння числових й експериментальних досліджень. Для цього використані експериментальні дані роботи [88] з дослідження критичної енергії для прямого ініціювання сферичних детонацій у стехіометричних сумішах високого тиску H_2-O_2 . За використанням числової моделі проведено розрахунки полів тиску в іскровому каналі з аналогічними експериментальним даним роботи [88] початковими параметрами. Отримані результати, наведені на рис. 2.23, 2.24.



a – детонація не ініційована; *б* – детонація ініційована

Рисунок 2.23 – Розподіл тиску за радіусом іскрового каналу з розрахунковим кроком 25 мкм й параметром Парка $s = 0,42$



а – детонація не ініційована; *б* – детонація ініційована

Рисунок 2.24 – Розподіл тиску за радіусом іскрового каналу з розрахунковим кроком 50 мкм й параметром Парка $s = 0,25$

В ході моделювання варіювалися значення розрахункового кроку й параметру Парка. Остаточно визначені значення параметрів Парка так, що результати моделювання й експериментальні дані роботи [88] збігаються, зокрема розрахункові результати показують, що при напрузі 14 кВ ініціації детонації не відбувається, а при напрузі 17 кВ детонація ініціюється.

2.3 Розробка математичної моделі розрахунку енергетичних характеристик термоімпульсного обладнання

Математичну модель опису згорання і теплообміну при термоімпульсному обробленні будем як і раніше формувати з урахуванням особливостей даного процесу. До таких особливостей на етапі згорання паливної суміші мають бути віднесені такі явища, які потребують урахування при виборі компонент математичної моделі [237].

На момент початку згорання паливна суміш характеризується розподілом концентрацій компонент, сформованим на етапі генерації суміші та її витримки. Такий розподіл не є рівномірним по об'єму робочої камери і суттєво залежить від способу генерації суміші (рис. 2.25) [129, 272]. При послідовному наповненні паливом та окиснювачем в порожнинах деталі навіть можуть утворюватися зони з

концентрацією палива нижчою за межу займання (рис. 2.25, *a*). Тому паливна суміш має моделюватися як частково перемішана, а при моделюванні горіння використовуватись відповідні моделі.

До енергетичних характеристик, що розраховуються при термоімпульсному обробленні відносяться величина осереднених питомих теплових потоків та час згасання ударних хвиль. Остання характеристика є визначальною при термоімпульсному очищенні від мікрочастинок [129]. Тому при записі математичної моделі необхідно забезпечити можливість визначення обох цих параметрів.

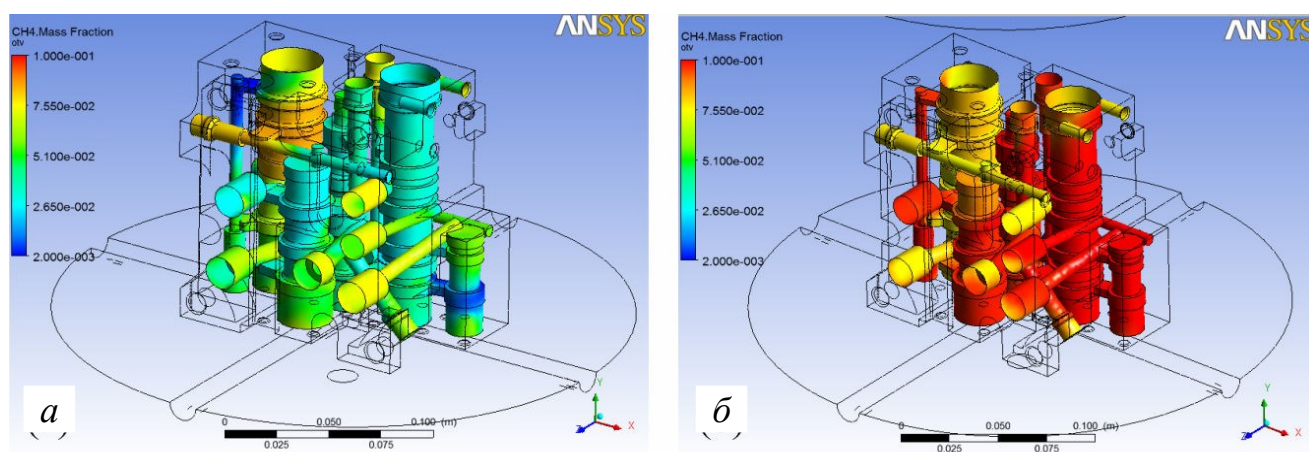


Рисунок 2.25 – Розподіл масової концентрації метану у внутрішніх порожнинах при послідовному наповненні компонентами (*a*) та при подачі перемішаної суміші (*б*)

Величини питомих теплових потоків залежать від режиму згорання паливної суміші, і, під час дефлаграційного згорання, самозаймання та детонації суттєво відрізняються, іноді на порядки [61].

Реалізація згорання на певному режимі при термоімпульсному обробленні металевих деталей задає ефективність процесу, а для термопластичних матеріалів повністю визначає якість оброблення. Зважаючи на невисокі міцнісні характеристики термопластів і низьку температуру плавлення їх обробка на режимах самозаймання, а тим більше детонації є неприпустимою [232]. Тому до складу математичної моделі мають бути включені засоби визначення переходу між різними режимами та згорання за їх сценарієм.

З точки зору призначення режимів оброблення (складу та тиску паливної суміші та часу оброблення) визначальним є процес теплообміну між продуктами згорання та оброблюваними деталями. Тому при виборі моделей турбулентності для замикання системи визначальних рівнянь необхідно враховувати зручність їх застосування в задачах з теплообміном.

Ці особливості було враховано при побудові математичної моделі згорання і теплообміну в процесах термоімпульсного оброблення, послідовно розвинутої в дослідженнях, виконаних за участі та під керівництвом авторки [46, 235, 238, 247, 255].

2.3.1 Математична модель для визначення енергетичних характеристик при термоімпульсному обробленні

З урахуванням зазначених особливостей процес згорання паливної суміші описується системою визначальних рівнянь, аналогічною системі (2.1)–(2.5). При цьому рівняння енергії та концентрації записуються в дещо зміненій формі:

$$\rho \frac{de}{dt} = \text{div}(\lambda \text{grad}T) + \sum_{i=1}^N Q^i - Q_{rad} + \mathbf{P} \cdot \text{grad}\vec{u}, \quad (2.29)$$

$$\rho \frac{\partial c^i}{\partial t} = -\text{div}\vec{I}^i + \dot{S}^i, \quad i = 1, \dots, N - 1, \quad (2.30)$$

де Q^i – виділення (поглинання) тепла по всіх реакціях з утворенням i -тої компоненти; Q_{rad} – об'ємне випромінювання газу (зважаючи на швидкоплинність процесів при обробці металевих деталей ним можна знехтувати); S^i – масова швидкість утворення i -тої компоненти суміші.

Масова швидкість утворення i -тої компоненти може бути визначена підсумовуванням за усіма K реакціями, в яких вона бере участь:

$$\dot{S}^i = M_i \sum_{r=1}^K \dot{S}_{i,r}, \quad (2.31)$$

де M_i – молярна маса i -тої компоненти, а $\dot{S}_{i,r}$ – швидкість утворення/знищення i -тої компоненти в реакції r .

Величина $\dot{S}_{i,r}$ задається формулюваннями моделі кінцевої швидкості хімічних реакцій [191]. В загальному випадку ця модель допускає, що швидкість елементарної реакції може бути негативною, якщо визначена зворотна реакція. Тому, величина $\dot{S}_{i,r}$ обчислюється як:

$$\dot{S}_{i,r} = \Gamma (v_{i,r}'' - v_{i,r}') \left(k_{f,r} \prod_{j=1}^N [C_{j,r}]^{\eta_{j,r}'} - k_{b,r} \prod_{j=1}^N [C_{j,r}]^{\nu_{j,r}''} \right), \quad (2.32)$$

де $[C_{j,r}]$ – молярна концентрація j -тої компоненти в реакції r ; $k_{f,r}$, $k_{b,r}$ – константи швидкості для прямої і зворотної реакції r відповідно; $v_{i,r}'$ – стехіометричний коефіцієнт для реагенту i в реакції r ; $v_{i,r}''$ – стехіометричний коефіцієнт для продукту i в реакції r ; Γ – коефіцієнт, що враховує вплив третіх тіл на швидкість реакції.

Для визначення констант прямих і зворотних реакцій використовується температурні залежності Ареніуса [191]:

$$k_{f,r} = A_{r1} T^{\beta_{r1}} \exp\left(-\frac{E_r}{RT}\right), \quad (2.33)$$

$$k_{b,r} = A_{r2} T^{\beta_{r2}} \exp\left(-\frac{E_r}{RT}\right), \quad (2.34)$$

де A_r , β_r – емпіричні коефіцієнти; E_r – енергія активації реакції r .

Величина виділення/поглинання тепла Q^i для i -тої компоненти обчислюється як

$$Q^i = \frac{h_i^0 \dot{S}^i}{M_i}, \quad (2.35)$$

де h_i^0 – ентальпія утворення i -тої компоненти

З урахуванням особливостей моделювання теплообміну при термоімпульсному обробленні, які пов'язані з необхідністю адекватного моделювання процесів у пристінковій області і дії ударних хвиль, для замикання системи визначальних рівнянь можуть бути використані моделі, що базуються на SST моделі турбулентності: URANS SST, IDDES SST та SAS-SST. При використанні SST моделей питомі теплові потоки на стінках розраховуються наступним чином [235].

У даній системі при моделюванні процесів перенесення в пристінній області

використовується метод масштабованих пристінкових функцій Лаундера [99]. Основною ідеєю такого підходу є відхід від обмежень по розмірах розрахункової сітки в пристінковій області. Звичайною вимогою при використанні різних моделей турбулентності є дотримання в пристінковій області умови вигляду:

$$y^+ \geq Y_{\text{ниж}}^+ 1,$$

де $y^+ = \rho \Delta u u_\tau / \mu$ – безрозмірна відстань від стінки першого вузла сітки; $Y_{\text{ниж}}^+$ – граничне нижнє значення, величина якого визначається використовуваною моделлю турбулентності.

При використанні стандартного методу пристінних функцій профіль швидкості в пристінному шарі задається логарифмічним співвідношенням вигляду:

$$u_\tau = \frac{1}{k} \ln(y^+) + C,$$

де k – константа Кармана; C – константа, що залежить від шорсткості стінки.

Один з недоліків описаного підходу – залежність результатів від розташування найближчого до стінки вузла. При цьому зменшення розміру вічка сітки не приводить до поліпшення збіжності рішення і збільшення його точності [71]. Цей недолік долається за допомогою масштабованих пристінкових функцій. Основна ідея цього підходу полягає в обмеженні значення шляхом використання величини $\tilde{y}^+ = \max(y^+, 11,067)$. Значення $y^+ = 11,067$ відповідає пересіченню логарифмічного і лінійного підшару [116, 187].

Для визначення профілю температури в пристінному шарі в методі масштабованих пристінкових функцій використовується аналітичне рішення, отримане Кадером [87]:

$$T^+ = Pr \cdot \tilde{y}^+ \exp(-\Gamma) + [2,12 \ln(1 + \tilde{y}^+) + \beta] \exp\left(\frac{-1}{\Gamma}\right), \quad (2.36)$$

де $\beta = \left(3,85 Pr^{\frac{1}{3}} - 1,3\right)^2 + 2,12 \ln(Pr)$; $\Gamma = \frac{0,01(Pr \cdot \tilde{y}^+)^4}{1 + 5 Pr \cdot \tilde{y}^+}$.

У виразі (2.36) використовується безрозмірна температура визначувана як:

$$T^+ = \frac{\rho c_p \tilde{u}_\tau (T_w - T_f)}{q_w}, \quad (2.37)$$

де T_w – температура стінки (при розрахунках питомих теплових потоків при термоімпульсному обробленні вважається постійною); T_f – температура продуктів згоряння у ядрі потоку; q_w – конвективний тепловий потік в стінку.

З (2.37) витікає залежність для розрахунку величини конвективного теплового потоку:

$$q_w = \frac{\rho c_p \tilde{u}_\tau}{T^+} (T_w - T_f). \quad (2.38)$$

Недоліком методу масштабованих пристінкових функцій є нехтування впливом в'язкого підшару. Для усунення відміченого недоліку при використанні SST-моделей турбулентності для визначення профілю швидкості в пристінному шарі застосовуються пристінні функції, що автоматично перебудовуються [187].

Основною ідеєю цього підходу є змішення рішень, отриманих у формулюванні в'язкого підшару і пристінних функцій з використанням значень щільності розрахункової сітки.

Для цього завдання застосовується рівняння для питомої дисипації ω , оскільки воно має аналітичний розв'язок, і для в'язкого підшару і логарифмічного шару. Тому з його використанням може бути визначена функція змішення з врахуванням величини y^+ .

Рішення для дисипації ω у в'язкому і логарифмічному пристінковому шарі можуть бути записані у вигляді [187]:

$$\omega_{\text{вяз}} = \frac{6\nu}{0.075y_1^2}; \quad \omega_{\text{log}} = \frac{1}{3k} \frac{u_\tau}{y_1}.$$

Вони можуть бути переформульовані в термінах y^+ за допомогою гладкої функції змішення:

$$\omega(y^+) = \sqrt{\omega_{\text{вяз}}^2(y^+) + \omega_{\text{log}}^2(y^+)}.$$

Аналогічне формулювання використовується для завдання пристінковому профілю швидкості:

$$\tilde{u}_\tau^{\text{вяз}} = \frac{U_1}{\tilde{y}^+}; \quad \tilde{u}_\tau^{\text{log}} = \frac{U_1}{\frac{1}{k} \ln(\tilde{y}^+) + C}; \quad \tilde{u}_\tau = [(\tilde{u}_\tau^{\text{вяз}})^4 + (\tilde{u}_\tau^{\text{log}})^4]^{0,25}, \quad (2.39)$$

де U_1 – значення швидкості у найближчому до стінки вузлу сітки.

Остаточно для розрахунку питомих теплових потоків матимемо:

$$q_w = \frac{\rho c_p [(\tilde{u}_\tau^{\text{внз}})^4 + (\tilde{u}_\tau^{\text{лог}})^4]^{0,25}}{Pr \cdot \tilde{y}^+ \exp(-\Gamma) + [2.12 \ln(1 + \tilde{y}^+) + \beta] \exp(\frac{-1}{\Gamma})_{w_f}}. \quad (2.40)$$

Рівняння (2.1), (2.2), (2.29)–(2.35), (2.5)–(2.12), (або їхні аналоги з сімейства SST моделей) і (2.40) формують математичну модель для описання процесів згорання паливної суміші та теплообміну при термоімпульсному обробленні.

Стосовно до задач термоімпульсного оброблення ця модель має бути доповнена критеріями, з урахуванням яких робиться висновок про відповідність розрахованого режиму заданим умовам. До таких критеріїв можуть бути віднесені:

– точність забезпечення осередненого за зовнішньою та внутрішньою поверхнею оброблюваною деталі та часом обробки питомого теплового потоку

$$\left. \begin{aligned} M_3(\bar{q}_\tau) &= \frac{1}{\tau} \int_0^\tau \left(\frac{\int_{S_3} q dS}{S_3} \right) dt \in [\bar{q}] \pm \delta(\bar{q}) \\ M_B(\bar{q}_\tau) &= \frac{1}{\tau} \int_0^\tau \left(\frac{\int_{S_B} q dS}{S_B} \right) dt \in [\bar{q}] \pm \delta(\bar{q}) \end{aligned} \right\} \quad (2.41)$$

– рівномірність розподілу питомого теплового потоку на зовнішній та внутрішній поверхні оброблюваної деталі

$$\left. \begin{aligned} \sigma(q_3) &= \sqrt{\frac{\int_{S_3} \left(q - \frac{\int_{S_3} q dS}{S_3} \right)^2 dS}{S_3}} \leq [\sigma(q)] \\ \sigma(q_B) &= \sqrt{\frac{\int_{S_B} \left(q - \frac{\int_{S_B} q dS}{S_B} \right)^2 dS}{S_B}} \leq [\sigma(q)] \end{aligned} \right\} \quad (2.42)$$

де τ – час оброблення, а індекси «з» та «в» позначають змінні та параметри на зовнішній та внутрішній поверхні оброблюваної деталі відповідно.

Нарешті модель має бути доповнена граничними та початковими умовами, Як граничні до поверхні камери та оброблюваних деталей застосовуються умови гладкої стінки з постійною температурою.

Таке спрощення обумовлено тим, що процес контакту продуктів згорання з

деталлями робочої камери та оброблюваними деталлями при термоімпульсному обробленні є дуже коротким – від десятих часток секунди при обробленні металевих деталей до декількох секунд при обробленні деталей з термопластів. За цей час їх поверхні нагріваються на $30 \dots 100^\circ\text{C}$, що практично не впливає на перепад температур з продуктами згорання, температура яких може сягати 2000°C і вище в залежності від виду застосовуваного палива.

Таким чином граничними умовами на етапі згорання паливної суміші є:

$$\vec{u} = 0, T = T_0, (x, y, z) \in \partial\Omega_k \vee \partial\Omega_d, \quad (2.43)$$

де $\partial\Omega_k$, $\partial\Omega_d$ – внутрішня поверхня камери та поверхня оброблюваних деталей відповідно.

Як початкові умови в області ініціації згорання використовуються характеристики, розраховані на момент t_3 закінчення запалення для процесу ініціації горіння суміші, в решті об'єму камери – на момент закінчення витримки t_6 для процесу генерації суміші. Таке наближення є достатньо точним, враховуючи надмалий час запалювання:

$$\left. \begin{aligned} \vec{u}(x, y, z), p, T(x, y, z), c(x, y, z)|_{t=0} = \\ = \vec{u}_3(x, y, z), p_3, T_3(x, y, z), c_3(x, y, z)|_{t=t_3} \\ \vec{u}(x, y, z), p, T(x, y, z), c(x, y, z)|_{t=0} = \\ = \vec{u}_{\text{Гс}}(x, y, z), p_{\text{Гс}}, T_{\text{Гс}}(x, y, z), c_{\text{Гс}}(x, y, z)|_{t=t_B} \end{aligned} \right\} \quad (2.44)$$

Математична модель в описаному вигляді використовувалась в числових експериментах, пов'язаних з виконанням завдань в рамках цієї дисертаційної роботи.

2.3.2 Верифікація математичної моделі для визначення енергетичних характеристик термоімпульсного обладнання

З метою верифікації розробленої математичної моделі газодинамічної течії хімічно реагуючих сумішей, проведено ряд числових експериментів з її використанням й порівняльний аналіз отриманих результатів з сучасними експериментальними даними робіт учених Університету Пуатьє, Франція [44, 58, 61]. Вибір саме

цих робіт обумовлений повнотою опису постановки експериментів, а також особистих професійних контактів авторки роботи зі згаданими ученими.

Початкові дані й граничні умови розроблених числових моделей, а також постановка задач числових експериментів відтворені ідентично до натурних експериментів наведених у роботах [44, 58, 61]. Зокрема, в цих роботах досліджувався теплообмін під час взаємодії реактивних фронтів зі стінкою для трьох типів фронту (дефлаграція, самозаймання та детонація) у спеціальній установці DAIDC. Ця камера згоряння постійного об'єму являє собою призму квадратного перерізу ($40 \times 40 \times 172 \text{ мм}^3$) (рис. 2.26). Дослідна камера згоряння виготовлена зі сталі (X37CrMoV5) й термостійкого скла в оглядовій зоні. Горіння ініціюється у верхній частині камери постійного об'єму за допомогою системи іскрового запалювання NR N530L.

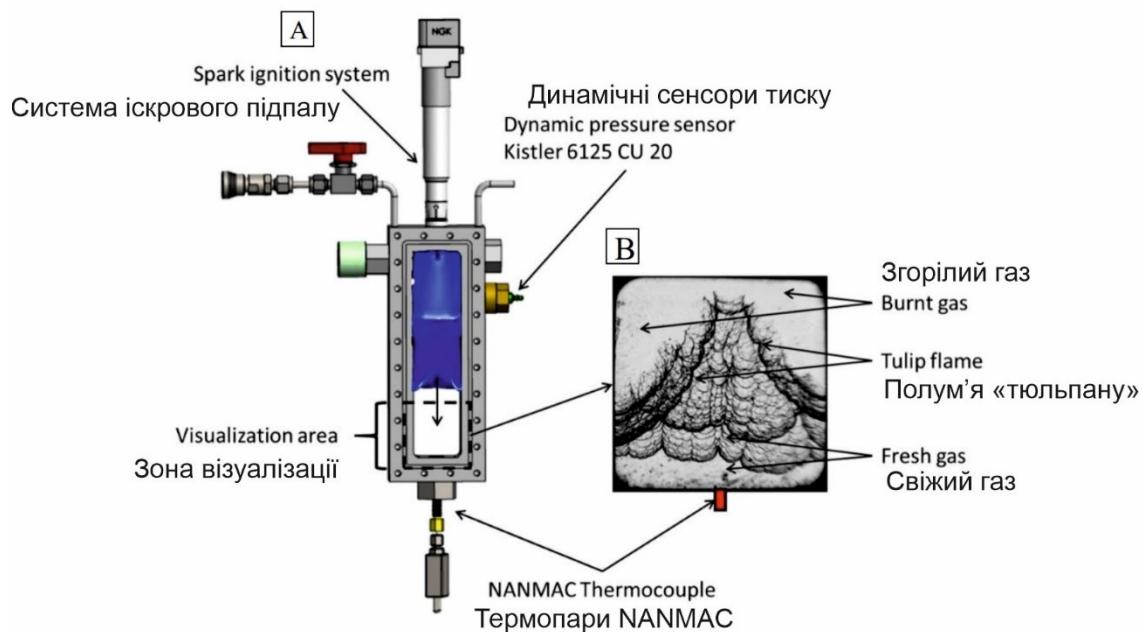


Рисунок 2.26 – Вигляд центральної частини камери й розташування різних датчиків (А) та приклад візуалізації шлірен-полум'я тюльпану в нижній частині камери до самозаймання (В) [61]

Полум'я поширюється від верхньої частини камери, поглинаючи та адіабатично стискаючи свіжі гази до дна. Завдяки геометрії камери дефлаграція приймає форму тюльпана. Більш детально про формування та поширення полум'я тюльпана наведено в [44, 52, 61]. Довжина камери підібрана таким чином, що коли полум'я

досягає нижньої частини камери, термодинамічні умови, набуті у свіжих газах, викликають самозаймання, за яким може слідувати детонація. Надшвидка візуалізація Шлірена (Shimadzu HPVX2 на 1 МГц) і швидка візуалізація Шлірена (Photron SA-Z на 120 кГц) одночасно виконуються через два оптичних доступу, зручно розташованих у нижній частині камери.

Експериментальні дослідження зі згорання за різними режимами горіння проведено авторами робіт [44, 58, 61] для стехіометричної суміші n-Decane ($C_{10}H_{22}$) / кисень (O_2) / аргон (Ar). Молярний склад свіжої суміші $C_{10}H_{22} + 15,5 O_2 + 58,3 Ar$. Стінки камери під час експерименту нагріваються, а температура регулюється за допомогою нагрівальних картриджів, PID-регулятора та термопари типу К до 468 К (температура внутрішньої стінки). Суміш готують безпосередньо всередині камери за процедурою, детально описаною в [61].

Тиск у камері та локальна температура стінки реєструються одночасно за допомогою датчика динамічного тиску Kistler 6125CU20 (з частотою 70 кГц) і термопари NANMAC типу Е аналізатором спектру Tektronix DPO4034В і дискретизується на частоті 25 МГц на 11 бітах. Датчик тиску розташований у верхній частині камери. Термопара NANMAC встановлена упрichertь і розташована навпроти свічки запалювання в нижній частині камери. Тепловий потік стінки обчислюється на основі вимірювання термопари на поверхні стінки за допомогою методу, який підходить для нестационарної провідності на основі припущення напівнескінченної стінки [29]. Підпал суміші здійснювався свічкою запалювання NR N530L і котушкою з транзисторним перемиканням BERU GSE 041, при цьому електрична енергія запалювання дорівнює близько 30 мДж, й, за умови звичайного ККД (15%), генерується 4,5 мДж теплової енергії, що вводиться до газової суміші [приватна консультація авторки роботи з авторами експериментальних досліджень].

Скінчено-елементна модель газодинамічної течії хімічно-реагуючої суміші для розрахунку в програмі ANSYS Fluid Dynamics має наступні налаштування. Постановка задачі – нестационарна, неявна 2-го порядку. В силу геометричної симетрії експериментальної камери вздовж вертикальної вісі, для зменшення потрібних ро-

зрахункових ресурсів, у розрахункову область включено тривимірну одну половину з накладеними відповідними умовами симетричності. Загальна кількість розрахункових комірок 173420 й 188694 вузлів. Якість дискретизації за показником Minimal Orthogonal Quality складає 0,6 для розрахункової області Fluid (газове середовище) й 0,8 для області Solid (камера згорання). Модель турбулентності – SST $k - \omega$. Висота першого шару пристінкової області складає 0,01 мм, кількість пристінкових шарів – 17, що забезпечує значення параметру y^+ не вище 8. Розрахунковий крок за часом – 0,00001 с. Десять розрахункових ітерацій на кожному розрахунковому кроці. Різницева схема – друга похідна проти течії (Second Order Upwind).

Як і в експериментальній роботі [61] за розробленою числовою моделлю проведено числове дослідження задачі згорання паливної суміші за трьома термодинамічними умовами, що наведені у табл. 2.4, й відповідають трьом різним типам реактивного фронту.

Таблиця 2.4 – Початкові умови досліджень, відповідно до [61]

| Параметр | I | II | III |
|----------------|-------------|--------------|-----------|
| Температура, К | 388 | 408 | 423 |
| Тиск, атм | 2 | 2,5 | 3 |
| Тип горіння | дефлаграція | самозаймання | детонація |

Умова I дає лише поширення дефлаграції, умова II викликає перехід від дефлаграції до фронту самозаймання, а умова III дає перехід від дефлаграції до детонації.

На рис. 2.27 представлено шлірен-візуалізація трьох різних типів реактивного фронту, що досягає нижньої частини камери: дефлаграції (A), двоступеневого самозаймання (B) та детонації (C) за даними роботи [61]. Для порівняння отриманих у числових експериментах результатів на рис. 2.28 наведені шлірен-візуалізації фронту горіння, отримані в результаті моделювання у відповідні за часом моменти згорання суміші. Порівняння отриманих результатів дозволяє зробити висновок про високу якісну кореляцію результатів моделювання зі експериментальними даними.

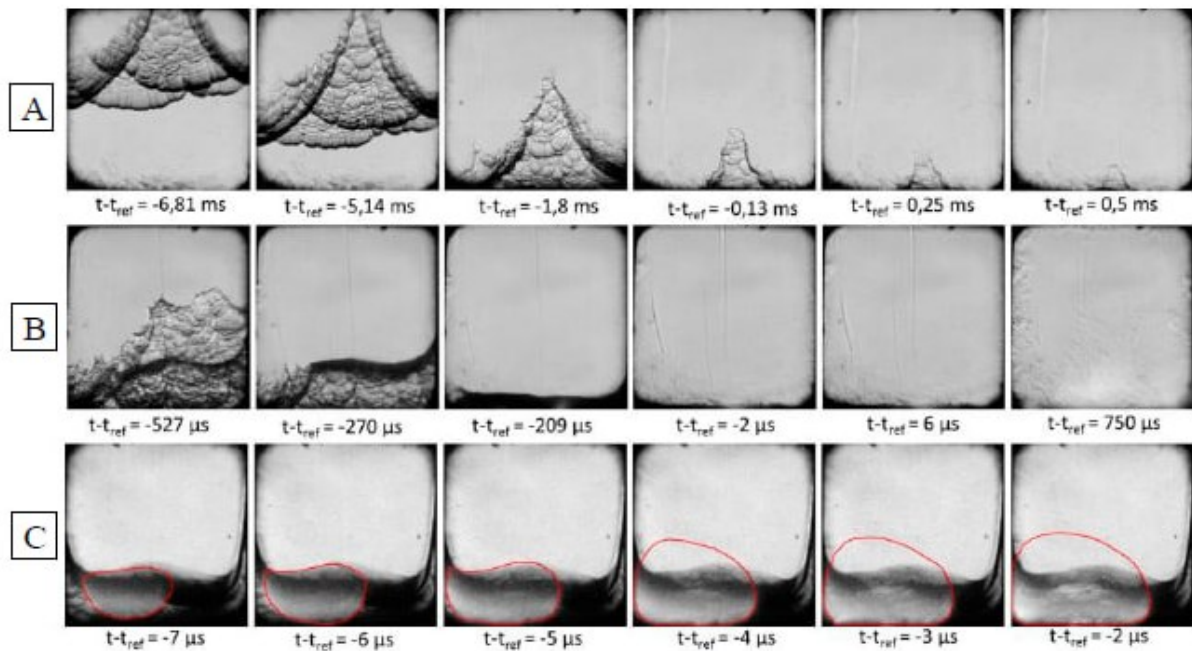


Рисунок 2.27 –Шлірен-візуалізація для випадків А, В та С, що відповідають графікам тиску та температури стінки на рис. 2.29 [61]

Дійсно, отримані характерні візуальні картини згорання палива на відповідних за часом ділянках камери якісно співпадають. Проведено також верифікацію розробленої моделі за результатами розрахунку тиску й температури стінки для трьох вказаних в табл. 2.4 початкових умов А, В, С. На рис. 2.29 наведені графіки тиску та температури стінки, отримані в експериментальних дослідженнях авторами роботи [61]. На рис. 2.30 отримано відповідні до порівняльних експериментальних даних результати моделювання. Порівняння результатів моделювання з експериментальними даними дає змогу зробити наступні висновки. Отримані в числових експериментах залежності тиску й температури стінки від часу якісно й кількісно співпадають з експериментальними даними.

Для залежностей тиску від часу дії похибка отриманих значень не перевищує 1% для умови А, й 0,5% для умов В і С. Для залежностей температури стінки за часом дії похибка отриманих результатів для всіх умов А, В і С дещо вища, але не перевищує 5%. Цю похибку можна пояснити неможливістю точного відтворення в числовій моделі роботу сенсорів температури (термопар), дійсно, значення температур, отриманих в числових експериментах, відповідають значенням температур

днища камери на глибині першого скінченно-елементного комірця. Крім того, точність визначення температури під час нагрівання матеріалу суттєво залежить від точності завдання його властивостей, зокрема теплопровідності. В свою чергу навіть високоточні методами вимірювання теплопровідності мають похибку на рівні 3% [96].

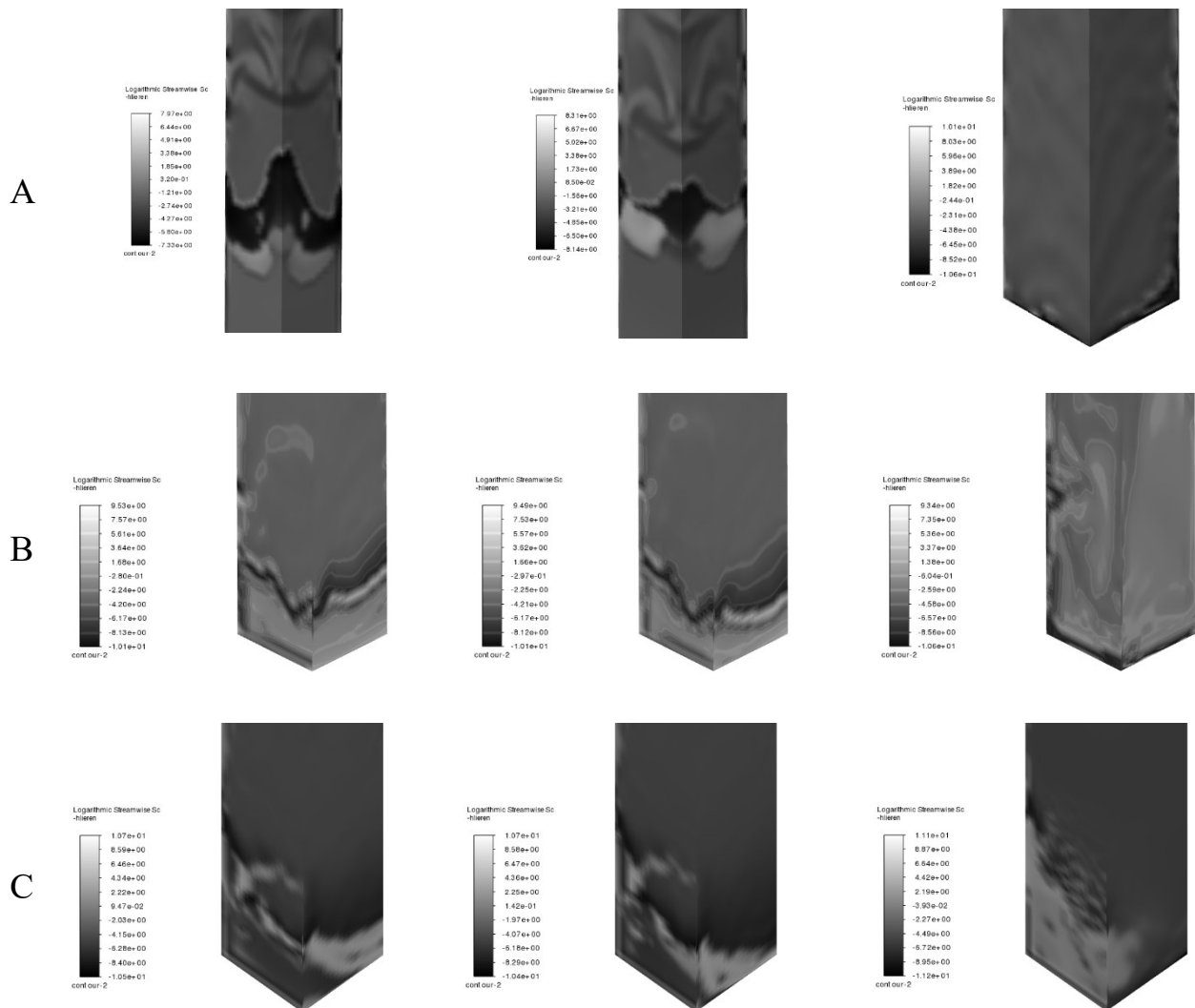


Рисунок 2.28 – Шлірен-візуалізація горіння для випадків А, В та С, які отримано у числових експериментах

У той же час, спостерігається високе співпадіння одного з найважливіших параметрів порівнювальних результатів моделювання, а саме, часу проходження фронту горіння по висоті камери від моменту запалювання до взаємодії з сенсором температури, розташованому в нижній частині камери. Отримані значення цього часу для усіх досліджуваних випадків А, В, С відрізняються від експериментальних

значень не більше ніж на 0,5%.

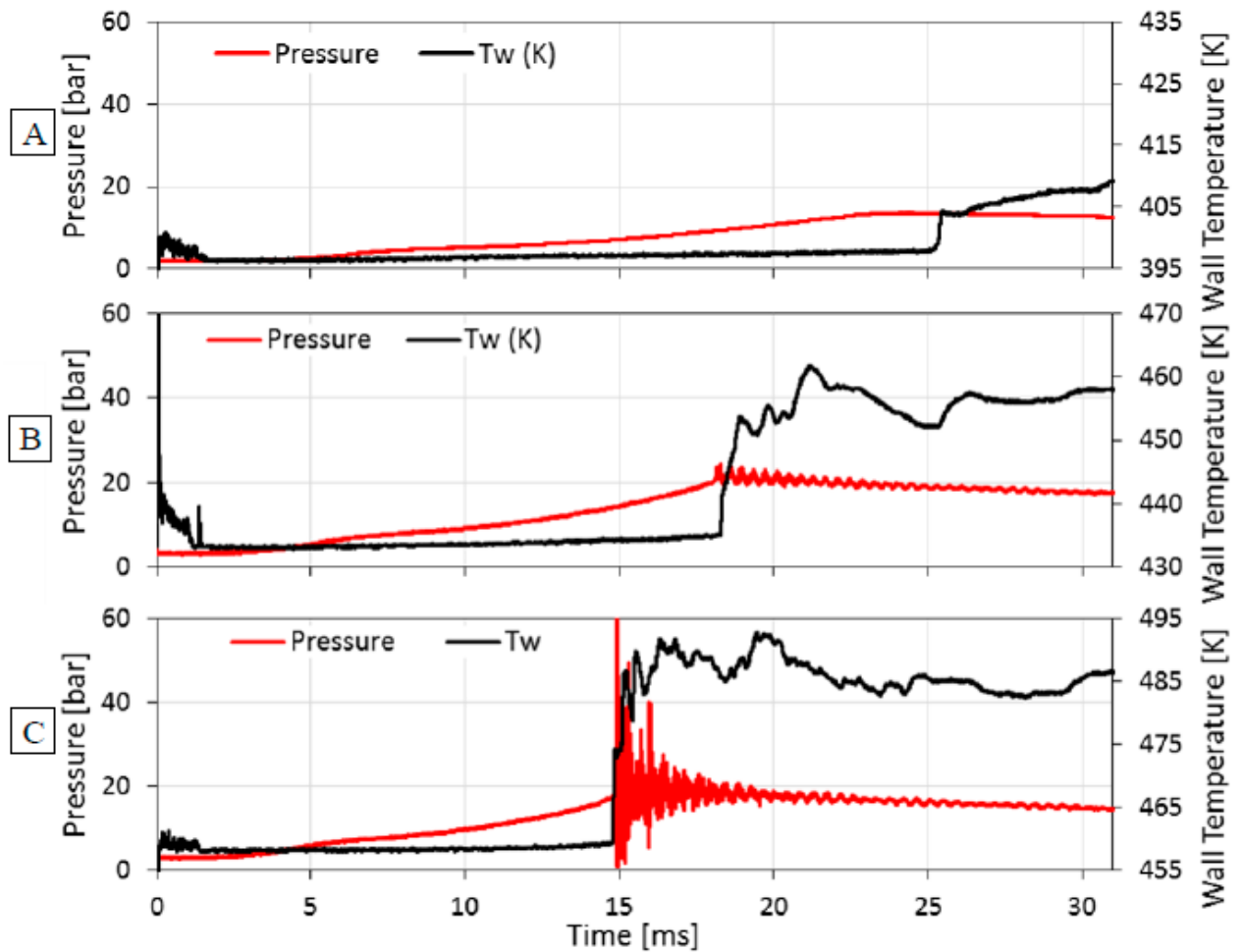


Рисунок 2.29 – Розподіл тиску та температури стінки під час згорання суміші на різних режимах (А: дефлаграція; В: самозаймання; С: детонація) [61]

Верифікацію розробленої моделі додатково проведено за параметром величин питомих теплових потоків на різних режимах згорання паливної суміші.

Зазначимо, що стосовно дослідження процесів оброблення матеріалів інтенсивними потоками енергії, зокрема методами термоімпульсного оброблення, найголовнішим параметром є саме значення питомих теплових потоків на поверхнях оброблювальних деталей, й від точності їх визначення залежить як точність призначення робочих режимів так й якість оброблення в цілому.

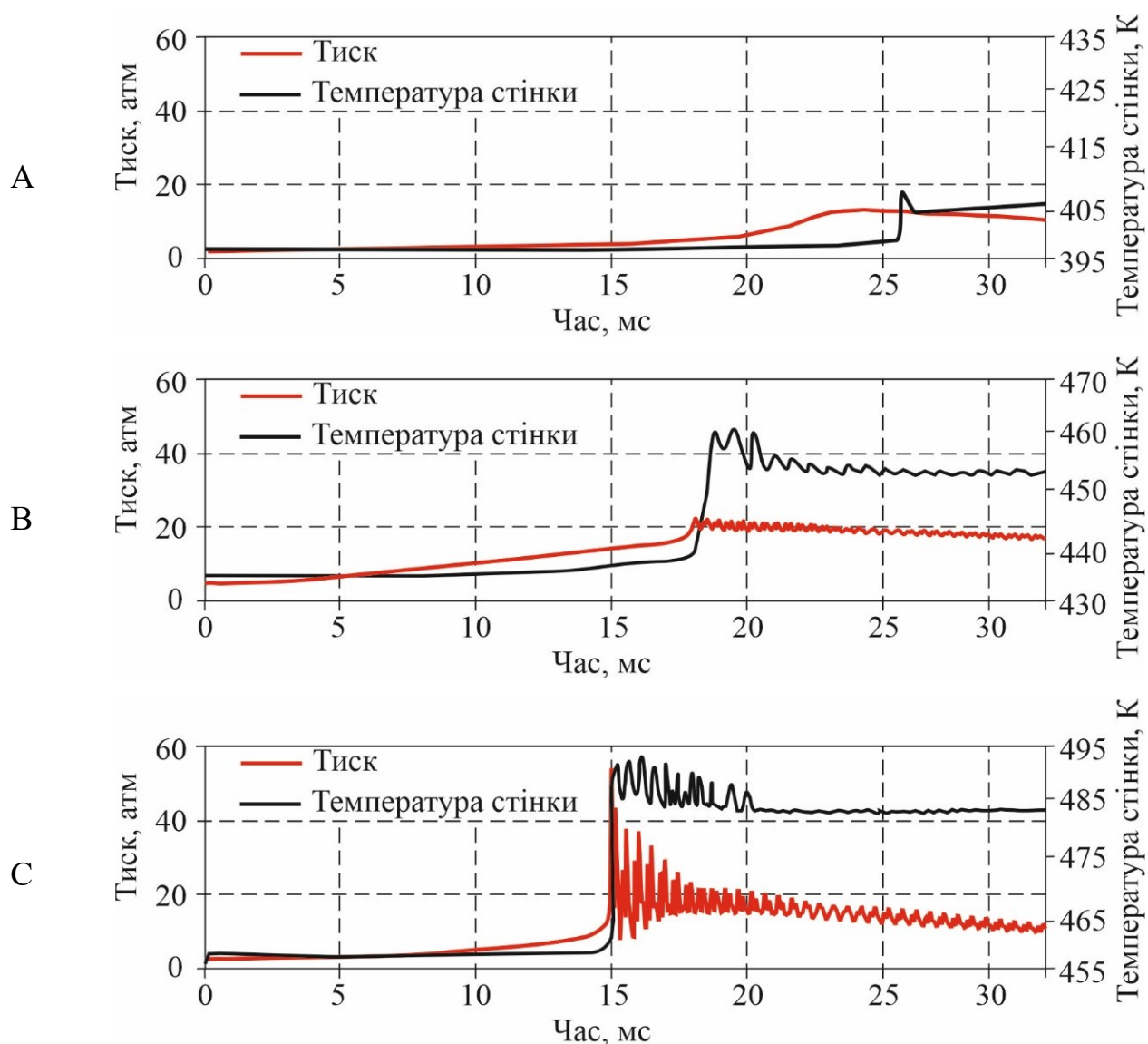


Рисунок 2.30 – Розподіл тиску та температури стінки під час згорання суміші на різних режимах (А: дефлаграція; В: самозаймання; С: детонація), які отримано у числових експериментах

Для порівняння результатів числових експериментів за розробленими моделями використані експериментальні дані роботи [61]. На рис. 2.31 представлено експериментально визначені питомі теплові потоки на стінці під час згорання паливної суміші в камері за трьома режимами: детонаційне, самозаймання й дефлаграційне. Поширення полум'я в режимі самозаймання в пристінковій області створює пік теплового потоку того ж порядку, що й при дефлаграційному згоранні, але з більшою тривалістю, ніж для взаємодії дефлаграційного полум'я зі стінкою. Це

безпосередньо пов'язано з механізмом поширення самозаймання та розподілом температури всередині камери [61].

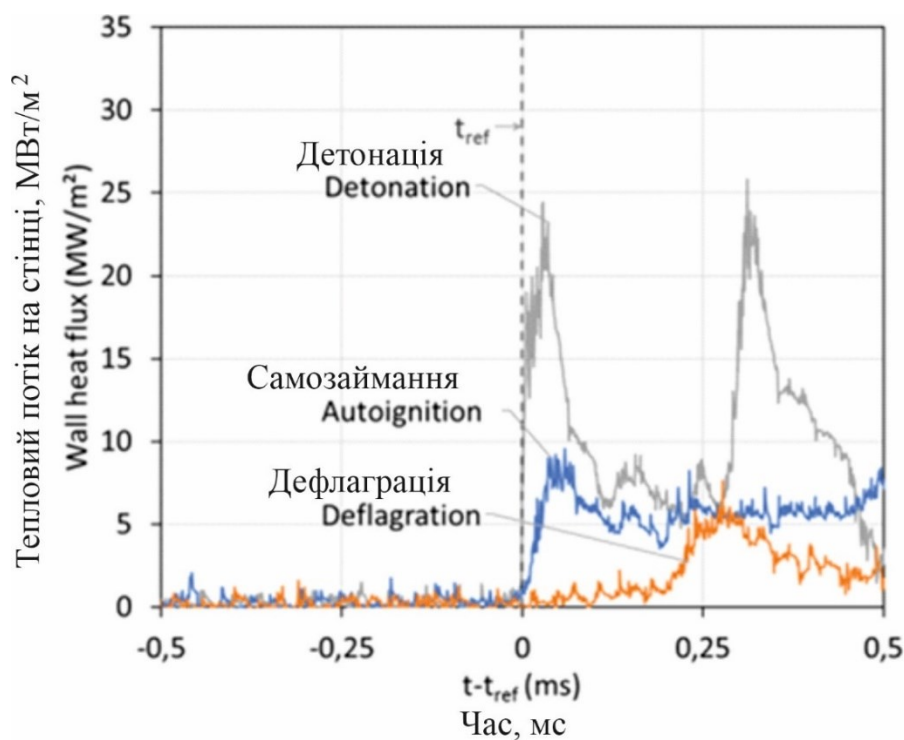


Рисунок 2.31 – Експериментально визначені питомі теплові потоки під час трьох режимів згорання в камері [61]

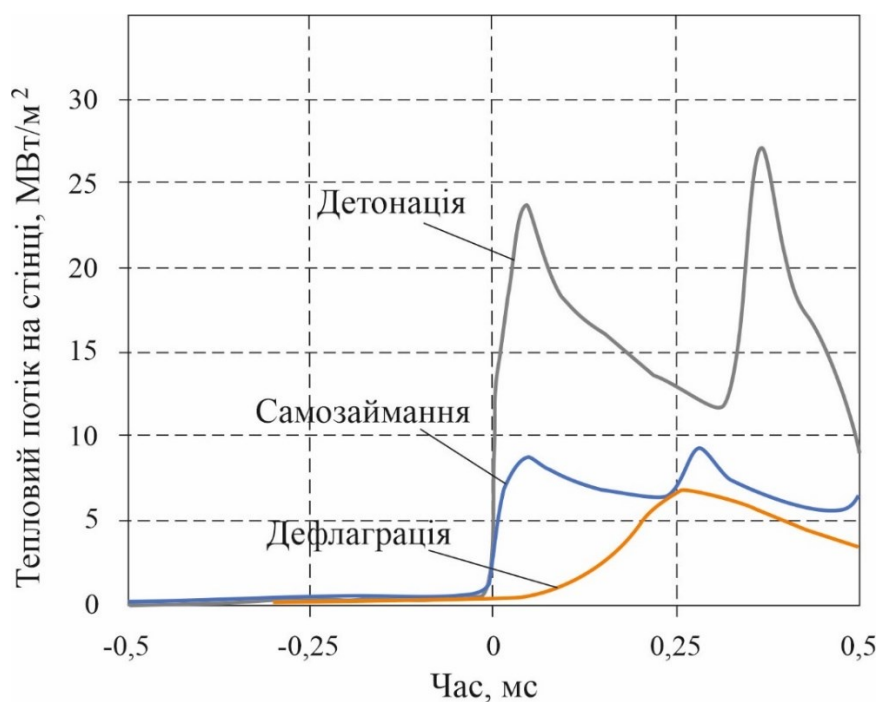


Рисунок 2.32 – Питомі теплові потоки при різних режимах згорання, які отримано за результатами моделювання

Важливо звернути увагу, що во вказаній роботі задачі дослідження відрізнялися від поставлених в дисертаційній роботі й експериментальні дані величин теплових потоків отримані для певних надмалих діапазонів часу (1 мс), у той час як при дослідженні процесів оброблення матеріалів така прецизійність за часом не важлива, а більш вагомий вклад в процес обробки вносять осереднені за часом дії величини теплових потоків. Тим не менш, за результатами числових експериментів отримані відповідні до експериментів роботи [61] графіки залежностей теплових потоків на стінці під час згорання паливної суміші за різними режимами (рис. 2.32).

Порівняльний аналіз результатів показує, що отримані графіки якісно однакові, кількісна різниця між результатами не перевищує 6%, й може бути пояснена алгоритмами обчислення величин теплових потоків за експериментальними даними роботи [61] й процедурами обчислення програми ANSYS Fluid Dynamics. В цілому, результати моделювання дають змогу стверджувати, що розроблені моделі адекватно відображають досліджувані процеси газодинамічної течії хімічно-реагуючих газів навіть у надмалих діапазонах часу.

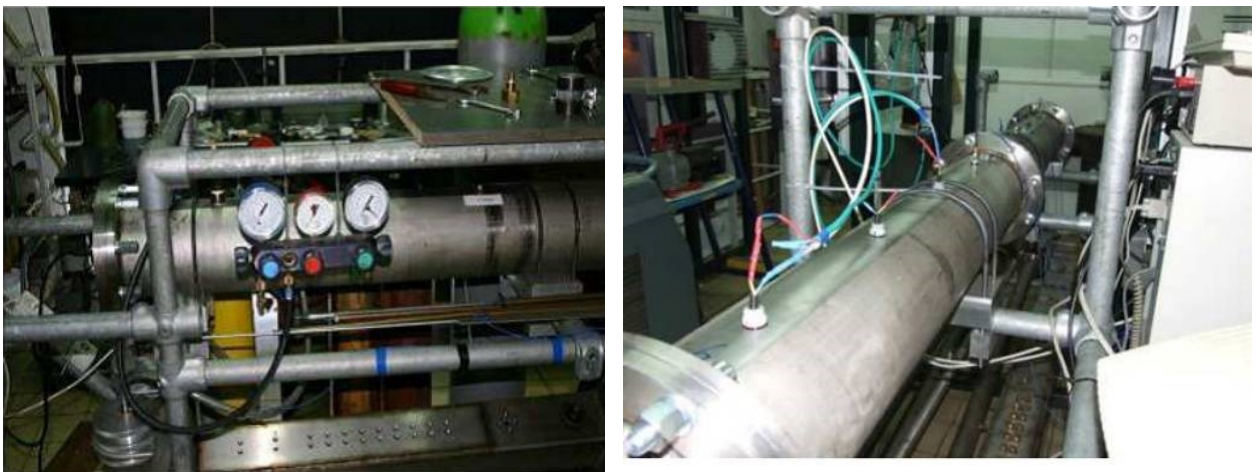


Рисунок 2.33 – Зовнішній вигляд експериментальної установки

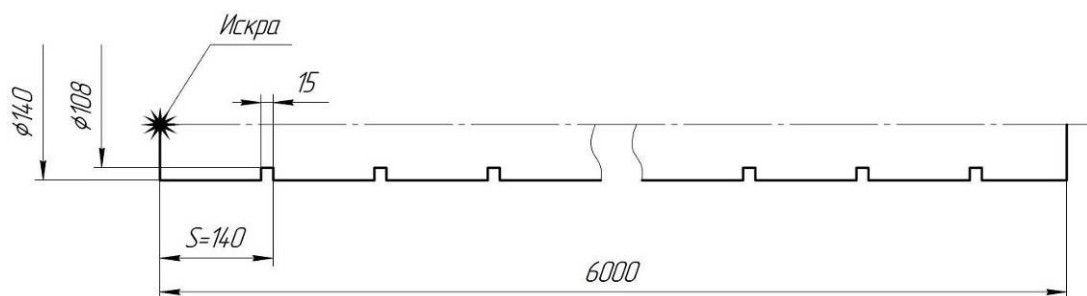


Рисунок 2.34 – Схема розрахункової області

Додатково, для верифікації описаної вище моделі розглядалося завдання моделювання переходу горіння в детонацію. Експериментальна частина робіт проводилася на детонаційних трубах Варшавського політехнічного університету [46]. Досліджувалися процеси горіння і детонації в трубі з перешкодами. Розрахункова модель повністю відповідала експериментальній установці (рис. 2.33) і була циліндровою областю завдовжки 6 м і діаметром 0,14 м (рис. 2.34). Розрахункова сітка будувалася з врахуванням наявності перешкод з внутрішнім діаметром 0,108 м і кроком 0,14 м.

Розглядався випадок горіння воднево-повітряної стехіометричної суміші. Вважалося, що в трубі знаходиться нерухома гомогенна суміш з тиском 0,1 МПа, при початковій температурі – 300 К. Для підпалу суміші застосовувалась модель іскрового запалення з енергією 10 Дж. На рис. 2.36, 2.37 показано поле температур в детонаційній трубі на різних етапах, починаючи від займання паливної суміші і закінчуючи переходом горіння в детонацію.

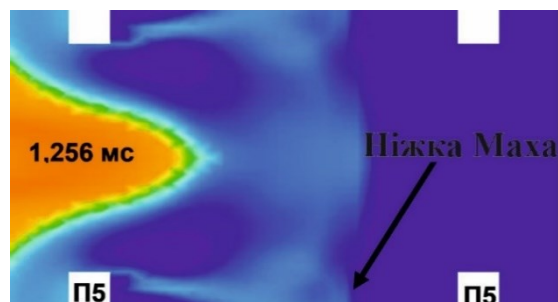


Рисунок 2.35 – Формування ніжки Маху при поширенні полум'я

Від моменту запалення фронт горіння знаходиться позаду ударної хвилі. При прискоренні фронту полум'я ця відстань зменшується з 100 до 10 мм з подальшим їх з'єднанням. В результаті взаємодії ударної хвилі з поверхнею труби виникає нерегулярне віддзеркалення з утворенням ніжки Маху (рис. 2.35), яка при підході до перешкоди стискає і нагріває паливну суміш.

В певний момент часу після чергового зіткнення фронту ударної хвилі з перешкодою відбувається самозаймання паливної суміші і утворення локального вибуху (рис. 2.36, а). З'єднання фронту локального вибуху з фронтом основного полум'я приводить до подальшого збільшення швидкості горіння. Після чергового локального вибуху в перешкоди (рис. 2.36, б) відбувається з'єднання фронту ударної

хвилі і фронту полум'я, і горіння переходить в детонаційний режим.

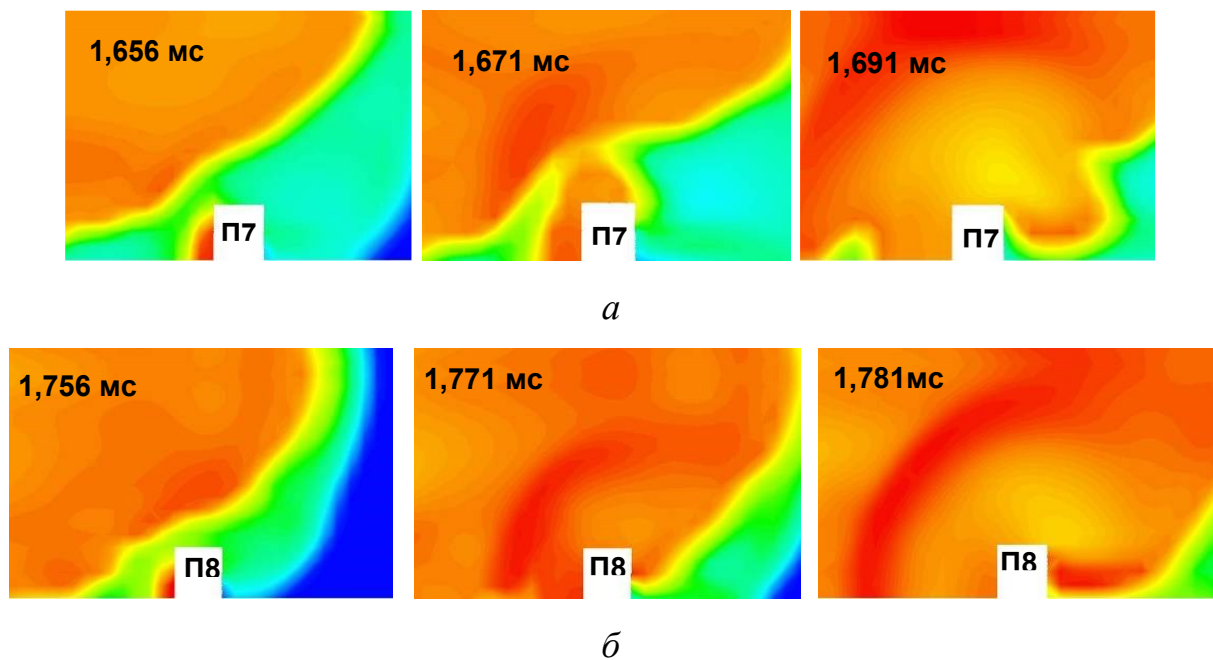


Рисунок 2.36 – Утворення локального вибуху в зоні ударної хвилі у зоні перешкоди П7 (а) та у зоні перешкоди П8 (б) [277]

Розрахункова швидкість детонації виявилась близькою до теоретичної, яка для воднево-повітряних сумішей складає 1968 м/с [66, 173]. Максимальне значення швидкості склало 1942 м/с, що на 1,3% менш швидкості Чепмена-Жуге, що пояснюється уповільненням детонації унаслідок дифракції при проходженні через перешкоди, а як наслідок, частковим її загасанням і повторній ініціалізації детонації відбитими ударними хвилями.

У точках, положення яких відповідало розташуванню датчиків тиску в натурному експерименті, визначався надлишковий тиск. Профілі тиску, отримані в результаті моделювання, показані на рис. 2.37. За даними про розташування точок виміру при числовому експерименті і час реєстрації фронту детонації, була обчислена середня швидкість фронту полум'я на різних ділянках труби.

Порівняння даних моделювання з результатами експериментів показало, що якісна картина зміни тиску при поширенні фронту полум'я при моделюванні ідентична експериментальним значенням. За результатами моделювання похибка значення максимального тиску у фронті детонації склала 2,89%, а швидкості детонації – 4,02%. Таким чином можна вважати, що описана модель є реалістичною

описує перехід дефлаграційного горіння в детонаційне під час згоряння газових сумішей.

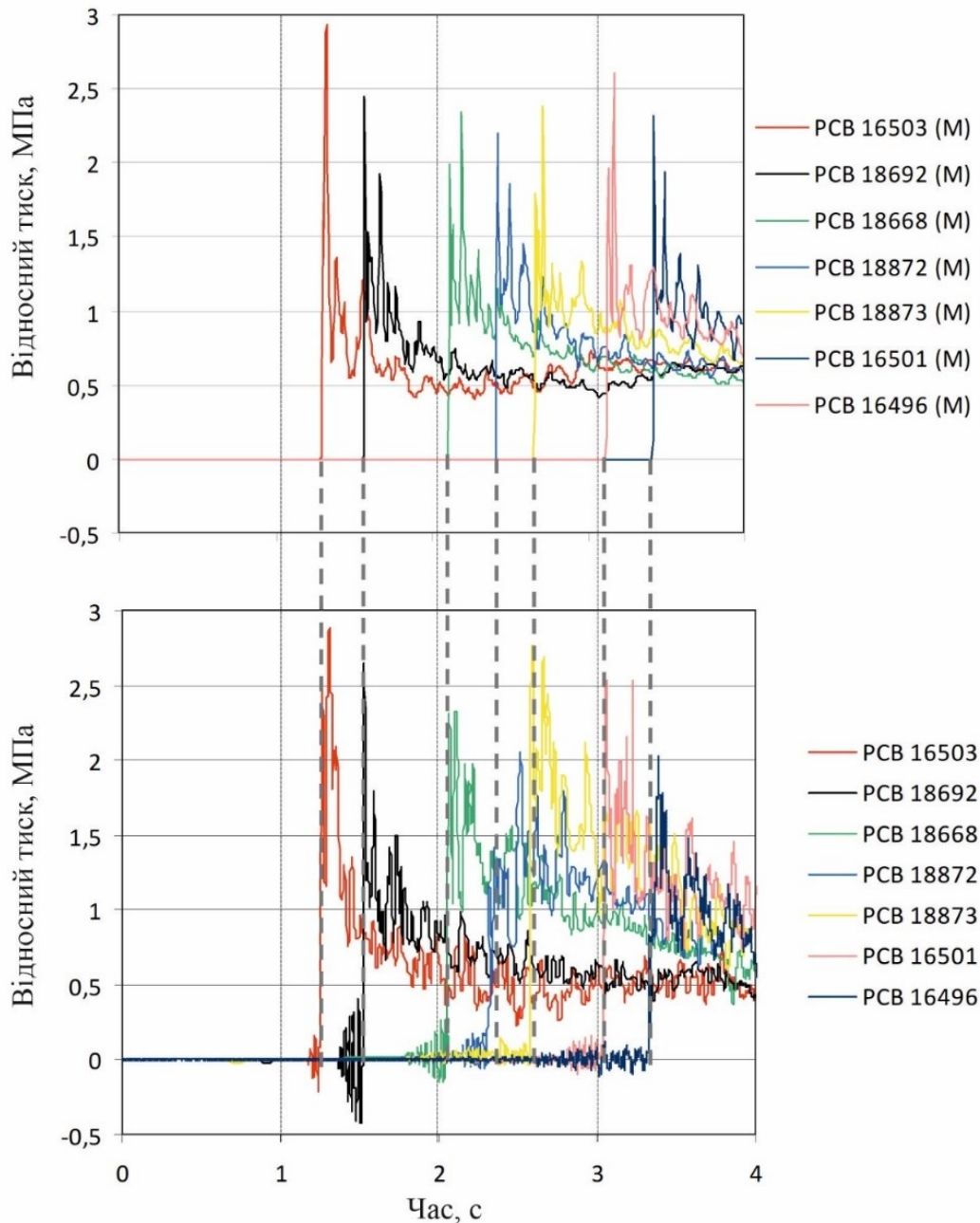


Рисунок 2.37 – Порівняння результатів моделювання (зверху) з експериментальними даними (знизу) [46, 277]

Таким чином, за результатами порівняння результатів моделювання з експериментальними даними, можна стверджувати, що розроблена математична модель адекватно описує процеси загасання ударних хвиль після детонації в камері і може бути використана для розрахунків режимів при термоімпульсному обробленні.

2.3.3 Метод еквівалентної камери для розрахунку енергетичних характеристик

Числове визначення величини теплових потоків в разі розташування в камері деталей складної геометричної форми є трудомістким завданням. Для того, щоб обійти це обмеження в роботах [235, 247], що проводилися за участю авторки, для розрахунку енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування був запропонований метод еквівалентної камери. Його суть полягає в тому, що при визначенні осереднених питомих теплових потоків і часу дії ударних хвиль для випадку оброблення деталі складної форми, використовуються результати розрахунку для випадку еквівалентної камери. Для цього камера згорання з оригінальною деталлю замінюється такою самою камерою з еквівалентною деталлю простої форми (рис. 2.38). Передбачалося, що еквівалентна деталь має такі ж співвідношення розмірів, що і оригінальна.

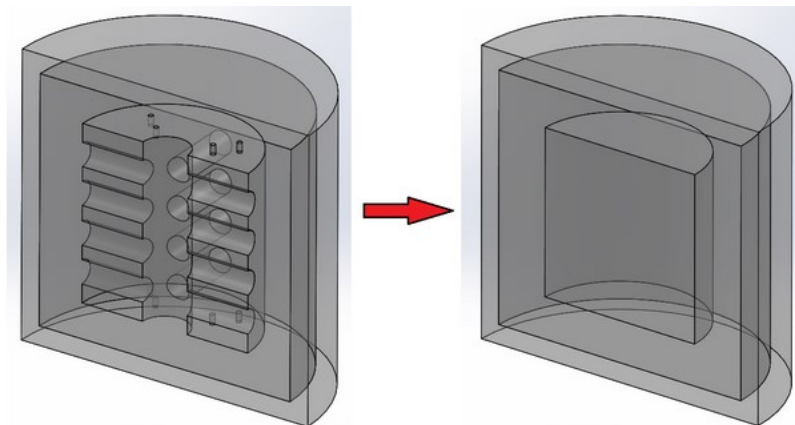
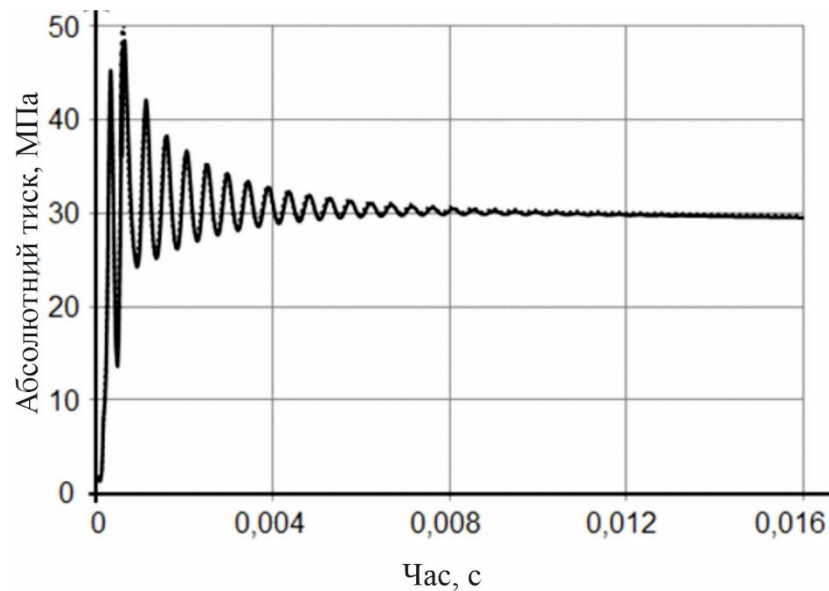


Рисунок 2.38 – Схема методу еквівалентної камери

На рис. 2.39 представлені графіки змінення тиску за часом в камерах згорання з оригінальною і еквівалентною деталями для тестової задачі при коефіцієнті завантаження камери рівним 0,1. Графіки в обох випадках практично збігаються. Похибка визначення часу загасання ударних хвиль при переході до камери з еквівалентною деталлю складає менш 1% [235].



..... – з оригіальною деталлю; — з еквівалентною деталлю

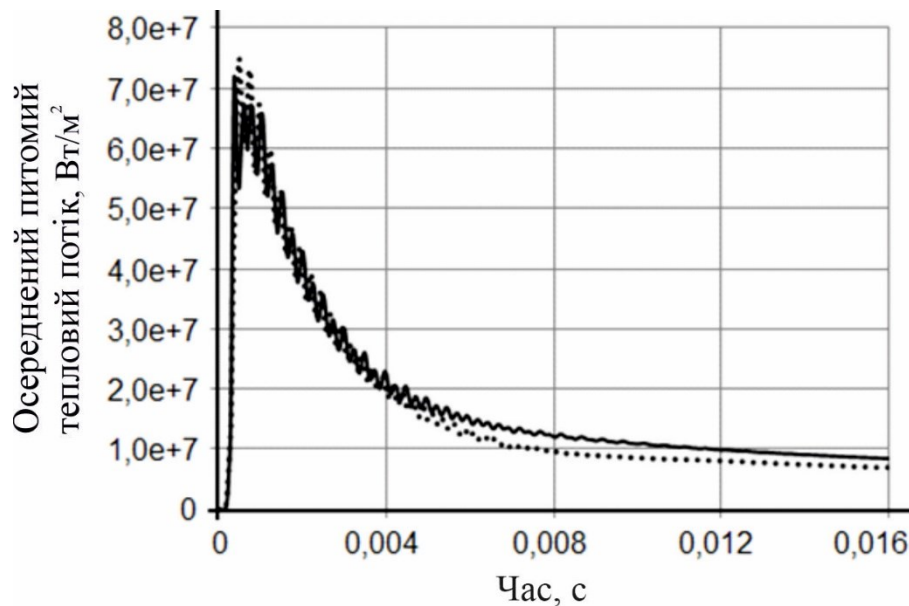
Рисунок 2.39 – Змінення тиску за часом при використанні методу еквівалентної камери

Для урахування змінення площі теплообміну при переході до камери з еквівалентною деталлю значення теплового потоку було запропоновано визначати таким чином [46, 235]:

$$\bar{q} = q_{eq} \frac{S_{cham} + S_{eq}}{S_{cham} + S_{or}}, \quad (2.45)$$

де q_{eq} – осереднений по поверхні еквівалентної деталі питомий тепловий потік; S_{cham} , S_{eq} , S_{or} – площі поверхонь камери згорання, еквівалентної і оригінальної деталей відповідно.

На рис. 2.40 наведено графіки змінення осередненого по поверхні деталі питомого теплового потоку за часом для камери згорання з оригінальною деталлю і перерахований по залежності (2.45). Похибка при цьому складає менш ніж 3,1%. При аналізі вплив коефіцієнта заповнення камери на точність визначення модифікованим методом еквівалентної камери осередненого по поверхні теплового потоку, в роботі [235] показано, що в діапазоні зміни цього коефіцієнта, характерному для термоімпульсного оброблення деталей літальних апаратів, похибка методу не перевищує 6,8%. Детальний опис методики побудови геометрії еквівалентних деталей представлено в наступному розділі.



..... – з оригінальною деталлю; — – перерахунок по (2.45)

Рисунок 2.40 – Змінення осередненого питомого теплового потоку за часом

При використанні устаткування, що працює на детонувальних газових сумішах, основним параметром для налаштування робочого циклу є початковий тиск суміші. Тому методика визначення енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування має бути прив'язана саме до цього параметра. Рішення цієї задачі було отримане авторкою в роботі [254].

Виходячи з таких міркувань при розгляді теплового пограничного шару для визначення коефіцієнта тепловіддачі може бути використане наступний вираз:

$$\alpha(T_f - T_w) = \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \approx \lambda \frac{(T_f - T_w)}{\delta},$$

де δ – товщина теплового пограничного шару, яка, у свою чергу, обернено пропорційна квадратному кореню з числа Рейнольдса:

$$\delta \sim \frac{1}{\sqrt{Re}} \sim \frac{1}{\sqrt{\rho_f}}$$

У такому разі з врахуванням залежності $\rho_f = p/R_f T_f$, при постійній початковій температурі паливної суміші з даного виразу можна отримати наступну оцінку:

$$\alpha \sim \sqrt{p}.$$

Коефіцієнт підвищення тиску при згоранні газоподібних палив є практично

постійною величиною, що приводить до виводу про залежність значення осередненого по поверхні теплового потоку від квадратного кореня початкового тиску:

$$\bar{q}_p = \bar{q}_{p_0} \sqrt{\frac{p}{p_0}}. \quad (2.46)$$

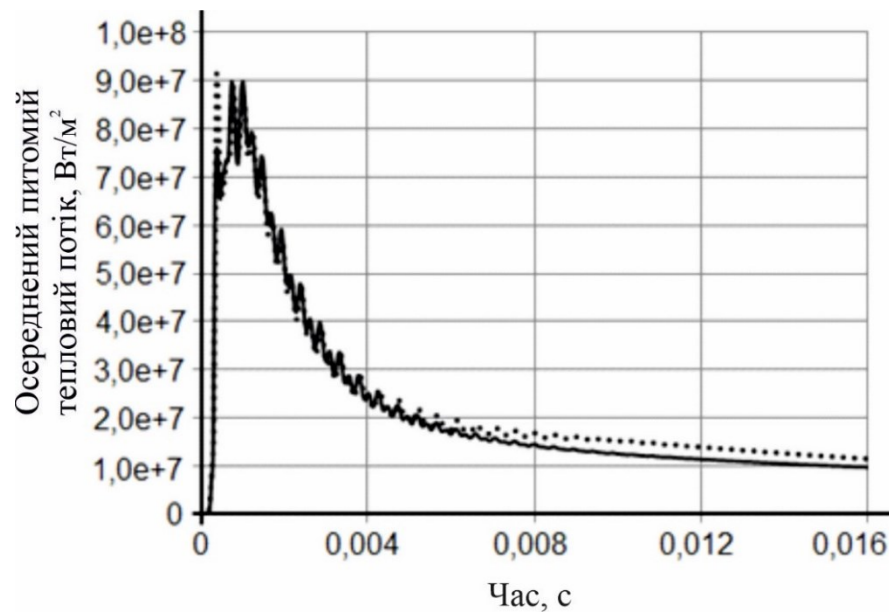
В роботі [242] показано, що при контролі наповнення камери по тиску паливної суміші необхідно враховувати нагрів суміші в ході наповнення камери, температура стінок якої може змінюватися від циклу до циклу. Урахування можливого змінення початкової температури суміші перетворить вираз (2.46) до виду:

$$\bar{q}_p = \bar{q}_{p_0} \sqrt{\frac{pT_0}{p_0T_p}}.$$

Таким чином, з врахуванням можливого змінення початкової температури суміші, значення питомих теплових потоків при термоімпульсному обробленні для довільного початкового тиску в камері згорання можуть бути визначені за допомогою аналітичного розрахунку з використанням даних числового моделювання для еквівалентної деталі за наступною залежністю:

$$\bar{q}_p = \bar{q}_{eqp_0} \sqrt{\frac{pT_0}{p_0T_p} \frac{S_{cham} + S_{eq}}{S_{cham} + S_{or}}}. \quad (2.47)$$

В роботі [232] при моделюванні теплообміну в камері термоімпульсної установки з запобіганням утворенню ударних хвиль було показано, що осереднений по поверхні питомий тепловий потік описується виразом (2.45) з похибкою не більш 1,4%. Для випадку використання режиму з дією ударних хвиль, аналогічні розрахунку були проведені в роботі [235]. Згідно з отриманими результатами (рис. 2.41) залежність змінення осередненого по поверхні деталі питомого теплового потоку, що діє в період загасання ударних хвиль, описується за допомогою виразу (2.47) з похибкою не більше 4,5%, що робить його придатним для розрахунку питомих теплових потоків при термоімпульсному обробленні.



..... –числове моделювання; _____ – розрахунок за залежністю (2.47)

Рисунок 2.41 – Порівняння результатів числового та аналітичного розрахунків осередненого по поверхні деталі питомого теплового потоку

2.3.4 Вплив похибок компонентного складу суміші на точність завдання питомих теплових потоків

Ще одним чинником, що впливає на точність завдання величини теплових потоків при термоімпульсному обробленні, є точність забезпечення компонентного складу суміші. Виникнення відхилень від заданого складу суміші є неминучим і пов'язане головним чином з затримкою спрацьовування виконавчих механізмів системи генерації паливної суміші.

Оцінка впливу точності дозування компонент на величину теплових потоків була проведена методом числового експерименту. Розрахунки проводилися для випадку згорання рівномірною по компонентному складу суміші метану і пропану з киснем з різною масовою концентрацією палива, яка варіювалася в межах $\pm 5\%$ від стехіометричного співвідношення.

Моделювання проводилося в два етапи: на першому моделювалося згорання суміші в детонаційному режимі, на другому – теплообмін продуктів згорання з поверхнею деталі в ході загасання ударних хвиль. На другому етапі моделювання ча-

сом загасання ударних хвиль, після досягнення якого розрахунок зупинявся, вважався момент, для якого максимальний тиск в камері перевищував його мінімальну величину менш ніж на 10%. Результати моделювання представлені на рис. 2.42, на якому для випадку сумішей метан-кисень наведено графіки змінення в часі осередненого по поверхні деталі питомого теплового потоку.

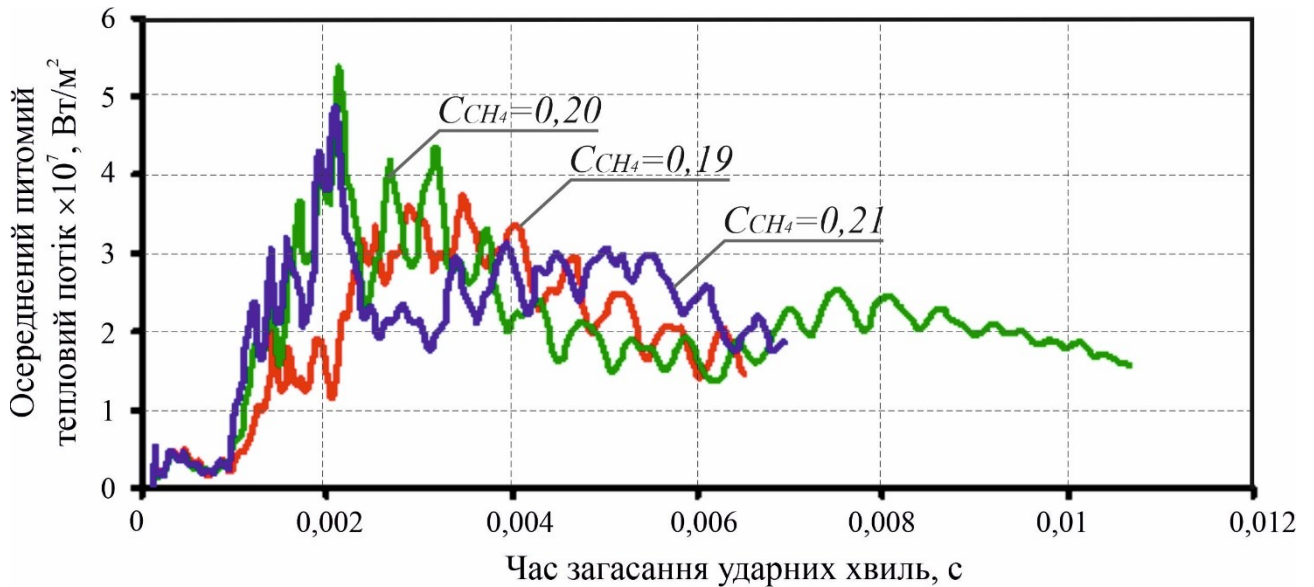


Рисунок 2.42 – Осереднений по поверхні питомий тепловий потік з різним вмістом метану в суміші CH_4-O_2

Як показують результати моделювання, зміна масової концентрації палива в межах 5% від стехіометричного співвідношення приводить до істотної зміни як величини осередненого питомого теплового потоку, так і часу дії ударних хвиль. Надалі проводилася числова інтеграція отриманих залежностей для питомого теплового потоку і визначалося його значення, осереднене як за поверхнею, так і за часом. Як період часу вибирався інтервал з моменту закінчення згорання суміші до моменту загасання ударних хвиль. Результати розрахунків представлені в табл. 2.5. Значення, відповідні стехіометричному складу суміші, виділені заливкою елементів таблиці.

Для задач термоімпульсного оброблення істотним є те, що сумарна кількість тепла Q , поглинена одиницею площі поверхні деталі протягом часу загасання ударних хвиль, досягає найбільших значень саме при стехіометричному складі палив-

ної суміші. При змінні, наприклад, масової концентрації метану на $\pm 5\%$ її значення зменшується від 31,3 (при надлишку окислювача) до 41,2% (при надлишку палива). Для суміші $C_3H_8-O_2$ характер залежності сумарної кількості тепла, поглиненої одиницею площі поверхні деталі, від коефіцієнта надлишку палива аналогічний (рис. 2.43).

Таблиця 2.5 – Осереднені за часом загасання ударних хвиль питомі теплові потоки для різного компонентного складу суміші

| Масова концент- рація палива | Час загасання уда- рних хвиль, τ_3 , с | \bar{q} , Вт/м ² | $\bar{q} \times \tau_3$ | |
|---------------------------------|--|-------------------------------|-------------------------|-------------|
| CH_4-O_2 | 0,190 | 0,006498 | $1,990 \times 10^7$ | 129315,5941 |
| | 0,195 | 0,009588 | $1,670 \times 10^7$ | 160133,2022 |
| | 0,200 | 0,010678 | $2,078 \times 10^7$ | 221941,0723 |
| | 0,205 | 0,008048 | $1,896 \times 10^7$ | 152624,6650 |
| | 0,210 | 0,006928 | $2,201 \times 10^7$ | 152497,8777 |
| $C_3H_8-O_2$ | 0,2049 | 0,007479 | $2,230 \times 10^7$ | 166781,7104 |
| | 0,2103 | 0,008371 | $1,976 \times 10^7$ | 189122,9621 |
| | 0,2157 | 0,011478 | $2,249 \times 10^7$ | 235164,7584 |
| | 0,2211 | 0,001011 | $2,012 \times 10^7$ | 204273,8469 |
| | 0,2265 | 0,007588 | $2,319 \times 10^7$ | 175990,0016 |

Вважаючи рівно ймовірною можливість виникнення похибки дозування компонентного складу, що виникає через неточність виміру контрольованих величин (масової витрати або тиску залежно від вигляду контролю) і часу спрацьовування клапанів системи сумішоутворення, отримані результати приводять до висновку про необхідність забезпечення точності дозування компонентного складу суміші в 8 разів вищою, ніж задана точність питомого теплового потоку.

Вимоги за точністю завдання величини теплового потоку необхідно визначати виходячи з кваліметричних характеристик кромки, а саме – допустимого відхилення її форми (табл. 1.8–1.10). Відповідно до прийнятої в роботі концепції, ця

задача вирішується на другому етапі моделювання при розрахунку поля температур в ході оплавлення задирки під дією теплового потоку заданої інтенсивності.

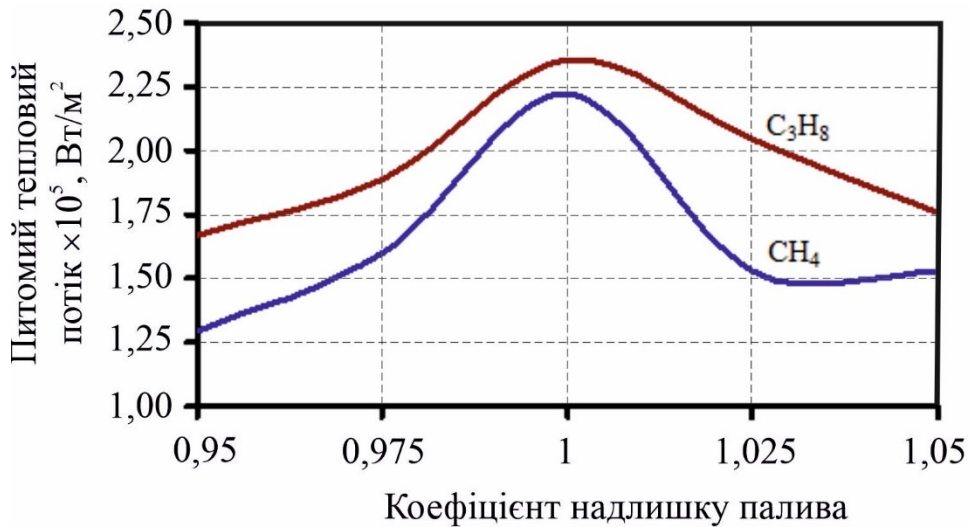


Рисунок 2.43 – Кількість тепла, що поглинено одиницею площі поверхні деталі за час загасання ударних хвиль

2.4 Розробка математичної моделі випуску продуктів згорання

Зважаючи на відзначену при аналізі напрямів розвитку прецизійного виробництва тенденцію до мініатюризації високоточних деталей та широке застосування в конструкції адитивних деталей тонких стрижнів та оболонок однією з задач забезпечення стабільної якості термоімпульсного оброблення при використанні цих методів є точність забезпечення часу оброблення. Такі самі задачі постають при термоімпульсному обробленні деталей з термопластичних матеріалів. Для цього термоімпульсне обладнання оснащується системою керованого за часом випуску продуктів згорання. Система випуску продуктів згорання відіграє ключову роль при фінішному термоімпульсному обробленні прецизійних деталей. Забезпечення її надійності та керованості потребує урахування особливостей процесів, пов'язаних з її роботою. Для цього перспективним є застосування числового експерименту з використанням адекватних математичних моделей. Така задача була вперше поставлена та розв'язана в дослідженнях, виконаних за участю та під керівництвом авторки, які лягли в основу даної дисертаційної роботи.

2.4.1 Особливості керованого випуску продуктів згоряння в термоімпульсному обладнанні

Система керованого випуску продуктів згоряння має забезпечити їх випуск з температурою яка може перевищувати 2000°C та початковим тиском, що може досягати 15 МПа. Час термоімпульсному обробленні може складати від декількох десятих часток секунд до декількох секунд в залежності від матеріалу деталі. При цьому важливим є як загальний час оброблення, так і час відкривання клапану випуску. Так, наприклад, при обробленні кромки час оброблення визначає радіус округлення, а стабільність часу відкривання клапану випуску визначає похибку виконання заданого радіусу.

Перші спроби створення системи випуску продуктів згоряння при термоімпульсному обробленні до деякої міри копіювали рішення апробовані в конструкціях імпульсних машин з газоповітряним приводом. У цих машинах замикаючий пристрій камери згоряння був найбільш відповідальним і складним агрегатом. Він являє собою пневмогідролічний клапанний механізм автоматичної дії диференціального типу (рис. 2.44), основою якого є циліндрична гільза з рядом радіальних вікон у верхній її частині [216]. Такий клапан відкривався автоматично по досягненню заданого рівня тиску. При термоімпульсному обробленні такий спосіб відкриття неприйнятний, тому що обробка вимагає витримки суміші в камері протягом заданого часу.

У термоенергетичних верстатах в конструкції клапана випуску продуктів згоряння для захисту ущільнюючих поверхонь від високотемпературного потоку використовувався циліндричний центральний виступ на кінці рухливої частини клапана (рис. 2.45) [50]. Герметизація клапана забезпечувалася ущільнювальним комплексом, який включав внутрішнє й зовнішнє кільця із бронзи або нержавіючої сталі й центральний вкладиш із тефлону, що деформується.

При замиканні ущільнюючих поверхонь комплекс перебував у стані всебічного стиску й забезпечував герметичність камери. Однак така конструкція залишалася як і попередня недостатньо надійною. Вказані недоліки в клапанах контрольованого випуску термоімпульсних машин усунені наступним чином.

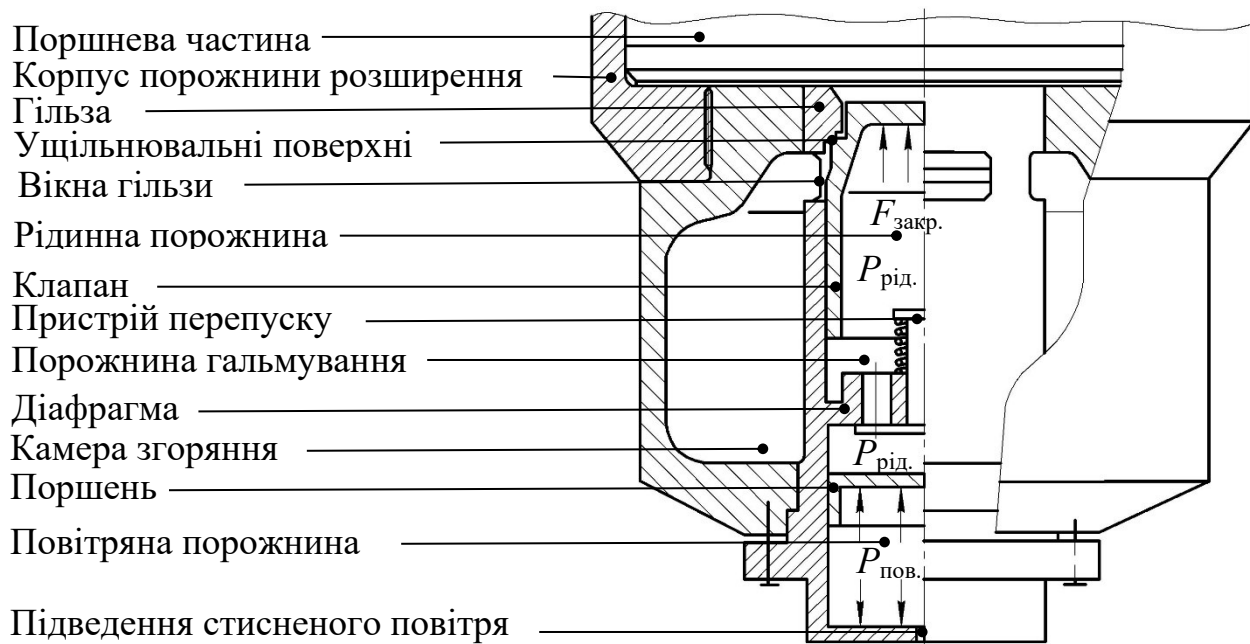
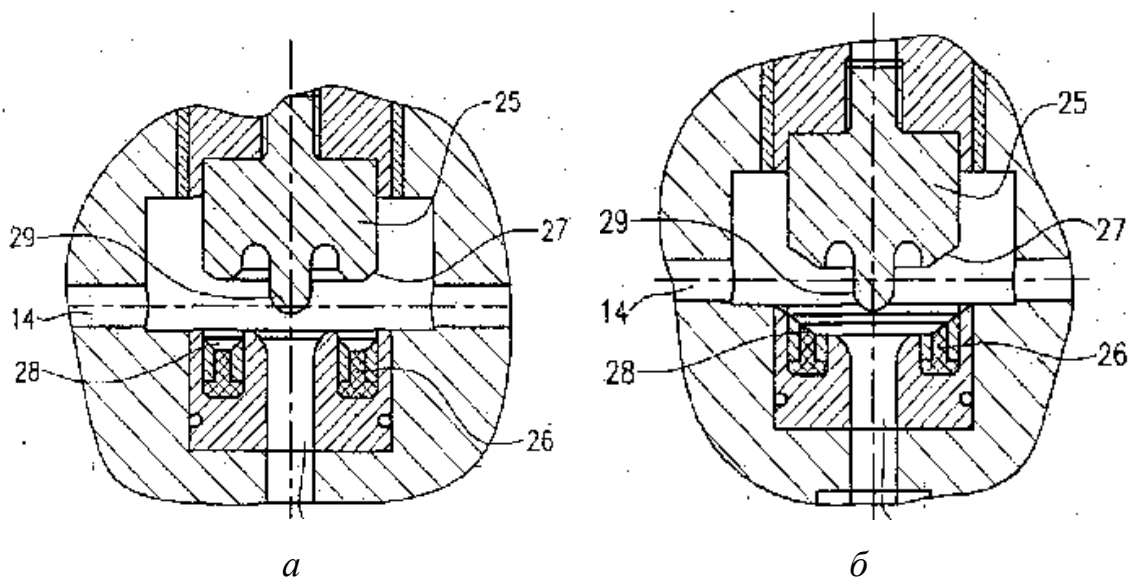


Рисунок 2.44 – Схема замикаючого пристрою імпульсних машин



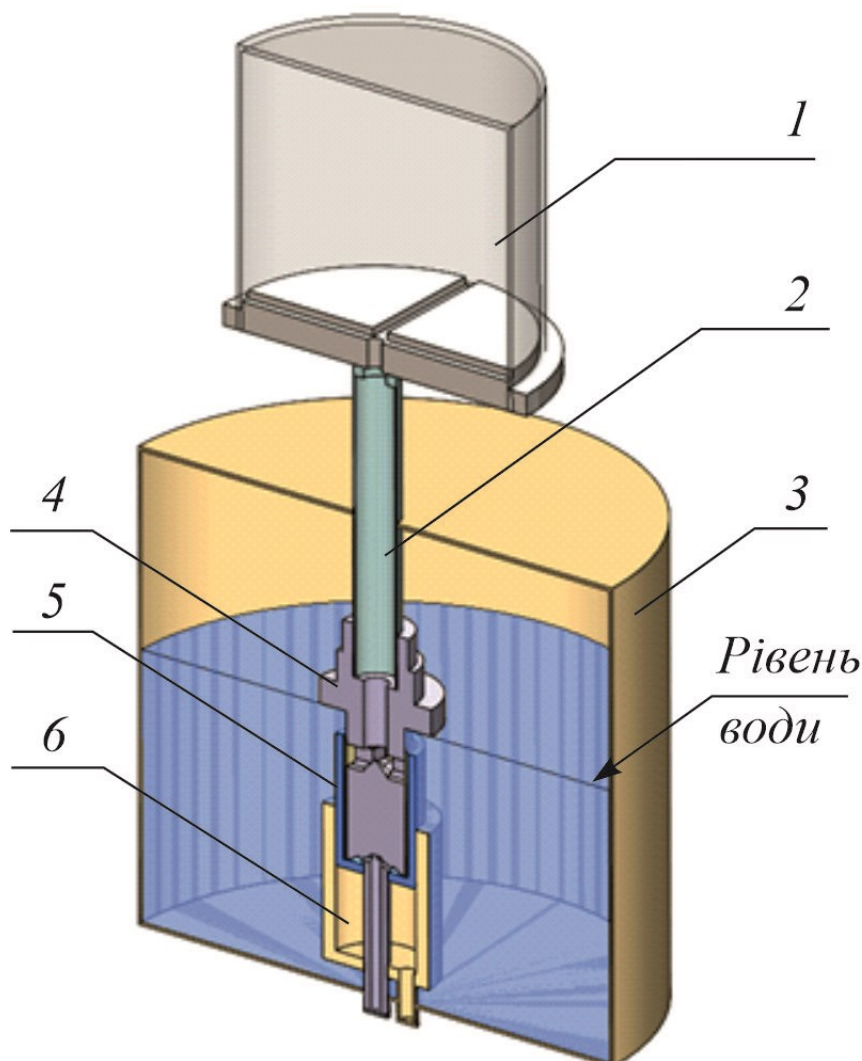
а – варіант з високою посадкою поршня; *б* – варіант з низькою посадкою поршня;

14 – отвір камери змішування; 25 – грибоподібний штовхач клапана; 26 – сідло клапана; 27, 28 – скошені контактні поверхні; 29 – центральний штифт

Рисунок 2.45 – Варіанти виконання клапана швидкого випуску продуктів згоряння фірми BOSCH [50] (збережена нумерація згідно патенту)

По-перше, продукти згоряння випускаються через вікна, виконані в центральній частині в напрямку перпендикулярному відкриттю замикаючого стакана

(рис. 2.46). Завдяки цьому незалежно від величини тиску в камері клапан відкривається звичайним мережевим тиском повітря при рівні 0,6–0,7 МПа.



1 – робоча камера; 2 – з'єднувальна магістраль; 3 – резервуар з водою;
4 – випускний клапан; 5 – поршень; 6 – камера подачі керуючого тиску

Рисунок 2.46 – Схема клапана керуваного випуску продуктів згорання

По-друге, у клапані використовується захист водою. Він встановлюється вертикально по осі камери й при цьому частково перебуває під поверхнею води, що наповнює бак у нижній частині установки. Рухливий замикаючий стакан клапана утворює з його корпусними деталями дві газові порожнини. При подачі стисненого повітря в нижню порожнину верхня з'єднується з атмосферою й клапан закривається, герметизуючи камеру. При протилежному перемиканні клапан відкривається. При цьому швидкість відкриття клапана повинна бути достатньою для того,

щоб ущільнювальний стакан повністю пройшов пропускні вікна, залишаючись захищеним водою.

Створення адекватної числової 3D моделі випускного клапана є ключовою задачею для аналізу шляхів удосконалення системи керування часом термоімпульсного оброблення.

2.4.2 Формулювання математичної моделі випуску продуктів згорання

Для опису роботи системи керованого випуску використана модель двофазної течії з рухомими границями. Таку модель доцільно формулювати на базі підходу Ейлера в якій різні фази розглядаються як взаємопроникаючі континууми. Оскільки об'єм фази не може бути зайнятий іншими фазами, вводиться поняття об'ємної частки фази. Припускається, що ці об'ємні частки є безперервними функціями простору та часу, а їх сума дорівнює одиниці.

Найбільш використовуваними є три багатофазні моделі Ейлера-Ейлера: модель об'ємної долі (VOF – volume of fraction), модель суміші та модель Ейлера. У моделі VOF відстежується поверхня розділу фаз незмішуваних рідин на фіксованій сітці.

У моделі VOF використовується єдине рівняння імпульсу, а об'ємна частка кожної рідини в кожній скінченному елементі відстежується по всій області. Модель суміші більшої кількості фаз, включаючи тверді частинки. Фази також розглядаються як взаємопроникаючі континууми. Модель містить рівняння імпульсу суміші та видає відносні швидкості для опису дисперсних фаз і найчастіше використовується для моделювання течії з твердими частинками.

Модель Ейлера є найскладнішою з багатофазних. Він включає систему рівнянь імпульсу та нерозривності для кожної з фаз. Зчеплення досягається через тиск і коефіцієнти міжфазного обміну. Обмін імпульсом між фазами також залежить від типу суміші, що моделюється.

Зважаючи на те, що однією з задач моделювання двофазної течії при симуляції системи випуску продуктів згорання є визначення зон, захищених від впливу

високотемпературного потоку для розміщення в них ущільнюючих комплексів, висока точність деталізації потоку при моделюванні непотрібна. Це дозволяє застосувати для опису міжфазної взаємодії VOF модель.

Відповідно відстеження межі розділу фаз між фазами здійснюється розв'язком рівняння нерозривності для об'ємної частки. Для фази n це рівняння має вигляд:

$$\frac{1}{\rho_n} \left(\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_n \rho_n) + \nabla (\alpha_n \rho_n \vec{v}_n) \right) = S_{\alpha_n} + \sum_{p=1}^N (\dot{m}_{pn} - \dot{m}_{np}), \quad (2.48)$$

де \dot{m}_{np} – передача маси від фази n до фази p ; \dot{m}_{pn} – передача маси від фази p до фази n . В задачах моделювання випуску продуктів згорання об'ємне джерело S_{α_n} в правій частині рівняння (2.48) дорівнює нулю.

Рівняння об'ємної частки (2.48) не розв'язується для первинної фази, для течії з N фазами вона визначається на основі обмеження:

$$\sum_{m=1}^N \alpha_n = 0. \quad (2.49)$$

У всій області розв'язується одне рівняння імпульсу, а результуюче поле швидкості розподіляється між фазами. Рівняння імпульсу, наведене нижче, залежить від об'ємних часток усіх фаз через властивості густини та в'язкості.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \nabla (\rho \vec{v} \vec{v}) = -p + \nabla (\mu (\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T)) + \rho \vec{g}. \quad (2.50)$$

Слід відзначити, що для випадку випуску продуктів згорання існують великі різниці швидкостей між фазами, тому точність швидкостей, обчислених поблизу поверхонь розділу, обчислена на основі рівняння (2.50) буде мати суттєві похибки, але зважаючи на відзначену вище задачу моделювання, вони не є визначальними.

Рівняння енергії, також розділюється між фазами і має вигляд:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot (\vec{v} (\rho E + p)) = \nabla \cdot (k_{eff} \nabla T), \quad (2.51)$$

де відповідно до формулювання VOF моделі енергія E і температура T розглядаються як усереднені за масою змінні:

$$E = \frac{\sum_{n=1}^N \alpha_n \rho_n E_n}{\sum_{n=1}^N \alpha_n \rho_n}, \quad (2.52)$$

де E_n для кожної фази базується на питомій теплоємності цієї фази та спільній температурі.

Густина ρ і ефективна теплопровідність k_{eff} є спільними для фаз. Зважаючи на швидкоплинність модельованого процесу та визначену вище задачу моделювання об'ємне джерело тепла (теплове випромінювання) з рівняння (2.52) виключене. Як і у випадку з полем швидкості, точність визначення температури поблизу поверхні розділу фаз буде містити суттєві похибки, але виходячи з постановки задачі будемо ними нехтувати. Крім того з аналогічних міркувань при побудові моделі виключено з розгляду явища поверхневого натягу та адгезії рідини зі стінками.

Як і у інших випадках систему визначальних рівнянь будемо замикати за допомогою SST моделі турбулентності. При цьому змінні турбулентності розподіляються між фазами в усій розрахунковій області.

Властивості, що містяться в рівняннях (2.48)–(2.52), визначаються наявністю фаз у кожному елементі розрахункової сітки. Для двофазній системі, якщо фази представлені нижніми індексами «1» і «2», і якщо об'ємна частка другої з них відстежується, густина в кожному елементі визначається як:

$$\rho = \alpha_2 \rho_2 + (1 - \alpha_2) \rho_1, \quad (2.53)$$

усі інші властивості обчислюються аналогічно.

Рухомий елемент клапану випуску продуктів згорання моделюється як стінка, яка зміщується під дією прикладених сил – тиску, інерції, сили тяжіння та сили тертя:

$$m_v \frac{dv_v}{dt} = m_v g + \frac{\pi D_v^2}{4} p_{air} - F, \quad (2.54)$$

де m_v, v_v – маса та швидкість рухомого стакану клапану випуску продуктів згорання; D_v – його діаметр у частині, з'єднаній з мережевою повітряною магістраллю; p_{air} – тиск повітря у магістралі; F – сила тертя між ущільнюючими елементами та нерухомими частинами клапану.

В конструкції клапану для ущільнення використовуються гумові кільця, й для визначення сили тертя необхідно мати дані про ширину контактної зони, коефіцієнт тертя та обтисковую силу.

Але на практиці аналітичне визначення сили тертя стискається з невизначеністю як коефіцієнту тертя, так і ширини контактної зони в конструкції конкретного клапану, а також залежить від умов його експлуатації. Виходячи з цього, урахування умов тертя на рухомих частинах клапану здійснювалось введенням додаткової сили супротиву, прикладеної до стакану під час його руху. Величина цієї сили визначалась за даними натурних експериментів. Для цього на першому етапі проводились числові розрахунки динаміки розгону рухомого стакану без введення додаткової сили супротиву.

За результатами числових розрахунків будувався графік залежності прискорення руху стакану від часу. На протязі усього часу відкривання клапану це прискорення виявлялося вищим за дані, отримані при обробці результатів натурних експериментів. Шукане значення сили додаткового супротиву визначалося як різниця між обчисленими a_{v_calc} та вимірними a_{v_exp} значеннями прискорення помножена на масу рухомого стакану m_v . При цьому використовувались осереднені дані натурних експериментів після стабілізації часу відкривання клапану:

$$F = (a_{v_calc} - \bar{a}_{v_exp})m_v. \quad (2.55)$$

Додатково залучивши вимірні дані щодо зміни швидкості ковзання рухомого стакану за часом, силу додаткового супротиву визначали як функцію від швидкості ковзання $F(v_v)$.

Отримана залежність використовувалась в подальшому для розрахунків динаміки розгону рухомого стакану при числовому моделюванні. Рівняння (2.48)–(2.55) описують використовувану модель процесу випуску продуктів згорання для клапана досліджуваної конструкції.

Як цільовий критерій для визначення параметрів системи керованого випуску продуктів згорання використовувався час відкривання клапану:

$$t \in [t] \pm \delta(t). \quad (2.56)$$

2.4.3 Числова реалізація та верифікація математичної моделі випуску продуктів згоряння

При числовому моделюванні розрахунки велися для конструкції випускного клапану, наведеній на рис. 2.46, яка використовується в дослідно-промислових зразках термоімпульсного обладнання. Розрахункова область складалася з п'яти доменів: робоча камера; пристрій подачі керуючого повітря; простір навколо клапану; трубка для виходу повітря з під поршня; частина внутрішнього простору клапана, для якої реалізовано автоматичну перебудову сітки скінчених елементів (рис. 2.47).

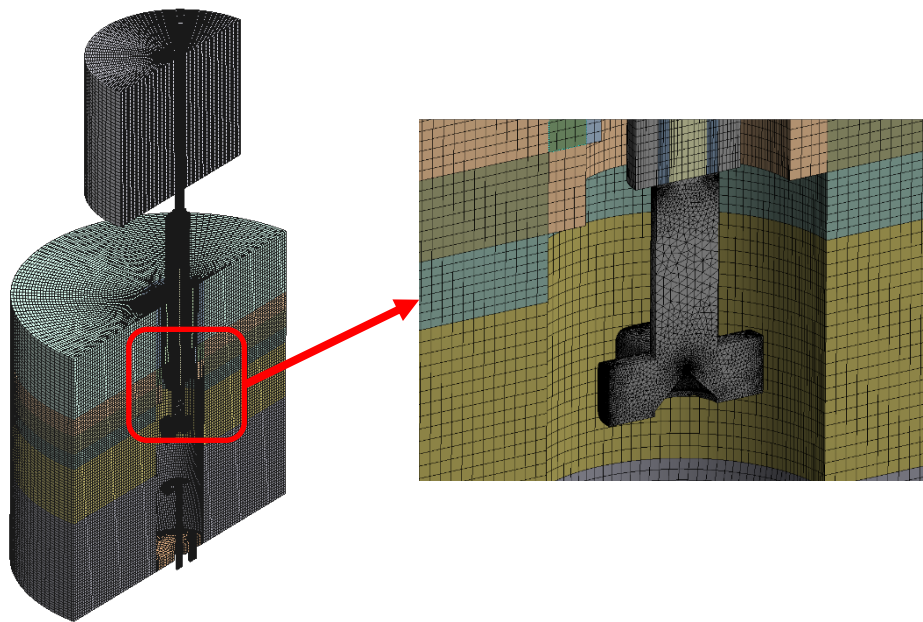


Рисунок 2.47 – Фрагмент розрахункової сітки

При побудові розрахункової сітки навколо клапану додано область, яка частково заповнена водою, для імітації його занурення в резервуар. Розміри цієї зони вибрані достатніми для того, щоб не впливати на картину течії поблизу випускних вікон клапана. Для розв'язання поставленої задачі побудована комбінована сітка скінчених елементів. Було поєднано структуровану та неструктуровану сітки з метою зменшення кількості елементів без погіршення загальної її якості (рис. 2.47).

Перебудова всієї розрахункової сітки вимагає великих обчислювальних ресурсів, тому було виділено лиш невелику її частину, яка за допомогою засобів системи моделювання була поєднана з нерухомою сіткою. Перша – це зона подачі керуючого повітря. Друга – це зона поєднання виходу з випускними вікнами клапану

та резервуара з водою.

Для реалізації поставленого завдання, був застосований механізм автоматичної перебудови сітки скінчених елементів. При реалізації даного підходу як контрольний параметр виступав мінімальний кут елемента сітки по розрахунковій області. Підключення циклу перебудови сітки відбувалось при появі елемента з кутом при вершині менше 10° . Після чого проводилася перебудова, і розрахунок тривав на новій сітці, куди після інтерполяції результатів з попередньої ітерації завантажувалися початкові умови. Детальний опис моделі наведено у роботі [40], виконаній за участю авторки.

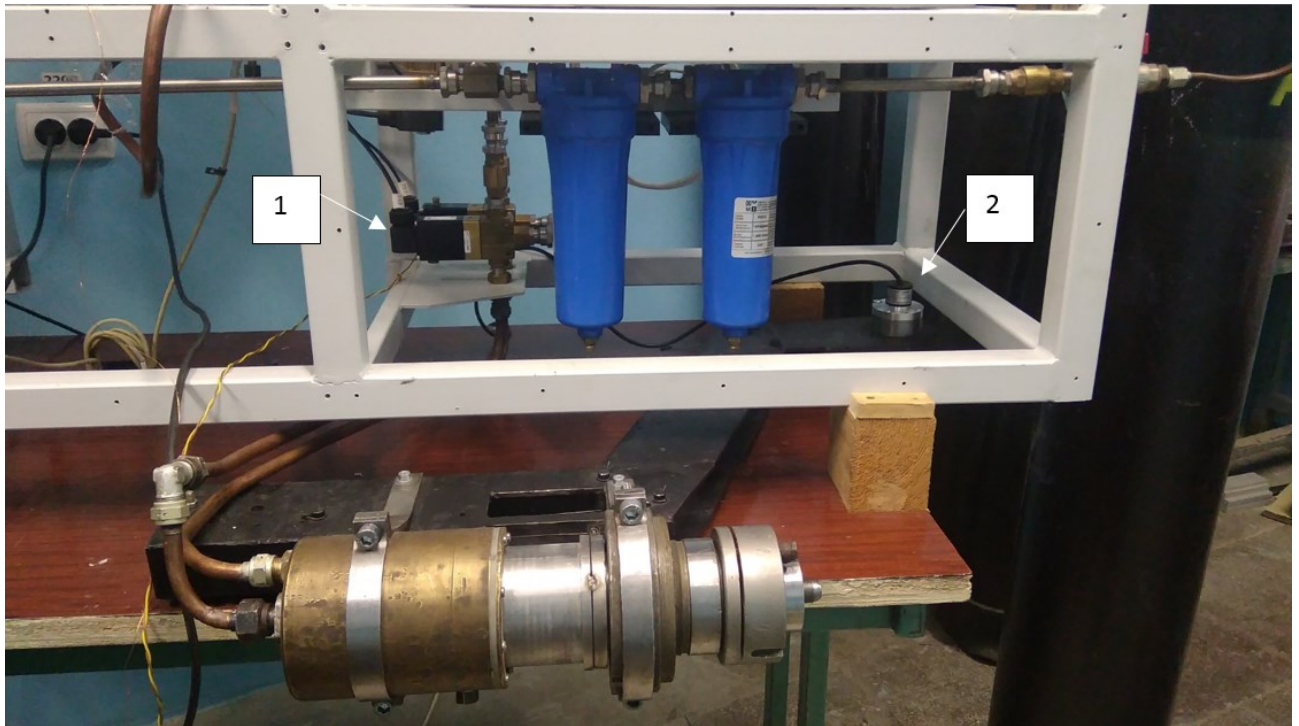
При проведенні натурних експериментів контроль процесу відкриття клапану проводився за допомогою інкрементального енкодера, принцип дії якого полягає у формуванні імпульсів при обертанні валу [59]. Для проведення експериментів було створено стенд, що містить клапан з підключеним енкодером, керуючі електроклапани, а також апаратуру реєстрації даних. Енкодер з'єднаний з рухомою частиною клапана за допомогою дротової передачі (рис. 2.48).

Величина тиску у робочій камері не впливає на час відкриття клапану досліджуваної конструкції, бо цей тиск не впливає на переміщення рухомого стакану. Цей факт дозволив проведення дослідження на експериментальному стенді, де робоча камера імітувалася резервуаром, наповненим азотом. Для підтримання сталого значення тиску у резервуарі він був під'єднаний до балону з азотом високого тиску. Відкривання клапану керованого випуску, як і на термоімпульсному обладнанні, здійснювалося подачею стислого повітря.

В результаті експериментів встановлено, що при першому пуску досліджуваного клапана час відкриття сягає 100 мс з моменту подачі сигналу на керуючий клапан подачі стислого повітря. При подальших запусках цей час зменшується і стабілізується на значенні близько 50 мс.

При цьому середній час відкривання клапану з початку руху до завершення відкриття перепускного отвору склав 0,015 с. Середньоквадратичне відхилення часу відкриття клапану на динамічному режимі становить 3,3...3,5%. Отримані дані часу відкриття в подальшому було використано для налаштування числової

моделі процесу випуску продуктів згорання.



1 – електромагнітні клапани Burkert 6240 керування системою випуску продуктів згорання; 2 – датчик положення (енкодер)

Рисунок 2.48 – Стенд експериментальних випробувань

На першому етапі числових експериментів проводилось моделювання динаміки відкриття клапану для визначення величини додаткової сили супротиву, яка враховує реальні умови тертя при русі стакану під час відкриття. Типові результати цього етапу розрахунків наведені на рис. 2.49. За цими даними вже через 0,006 с верхня частина поршня досягає випускних вікон, а через 0,012 с від початку випускні вікна є повністю відкритими. Виходячи з даних натурних експериментів, додаткова сила супротиву, прикладена до рухомого поршня, була встановлена з використанням формули (2.55), при цьому розрахунковий час відкриття клапану збільшився з 0,012 до 0,015 с. Налаштована таким чином числова модель використовувалась в подальших числових експериментах.

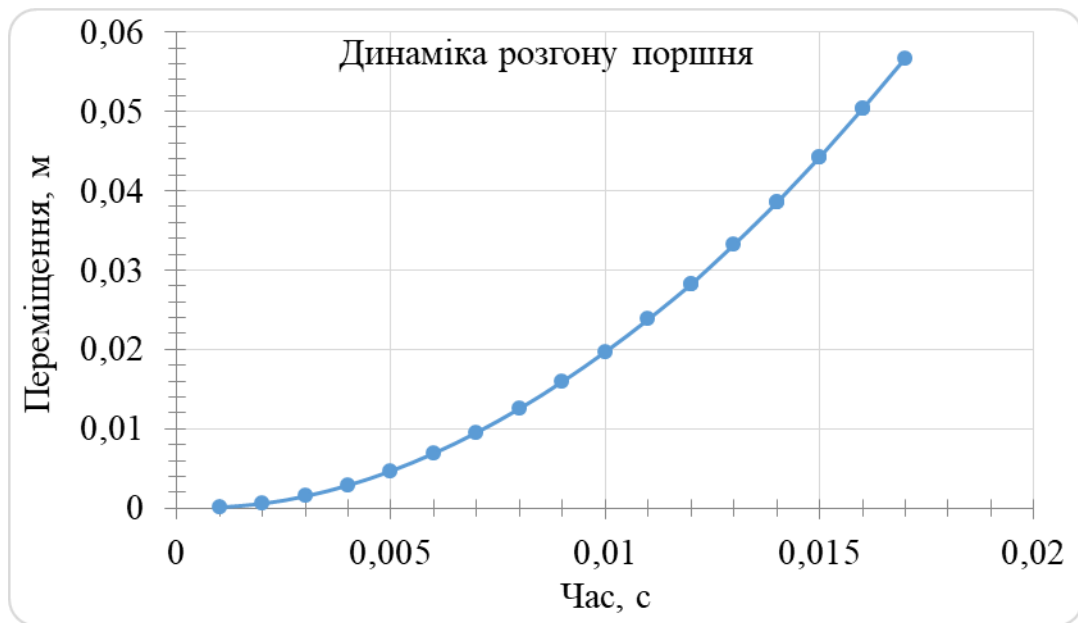


Рисунок 2.49 – Динаміка розгону рухомого стакану клапану

На другому етапі числових досліджень визначалася можливість захисту рухомих частин клапану від високотемпературного потоку газу наявною водою на шляху його відкривання. При переміщенні клапану в першу чергу газ виштовхує воду, яка знаходиться в трубі перед випускними вікнами клапана. На рис. 2.50, 2.51 показано об'ємний вміст води біля клапану. Визначено, що газ активно виштовхує воду з зони випускних вікон, й процес супроводжується інтенсивним бризкоутворенням.

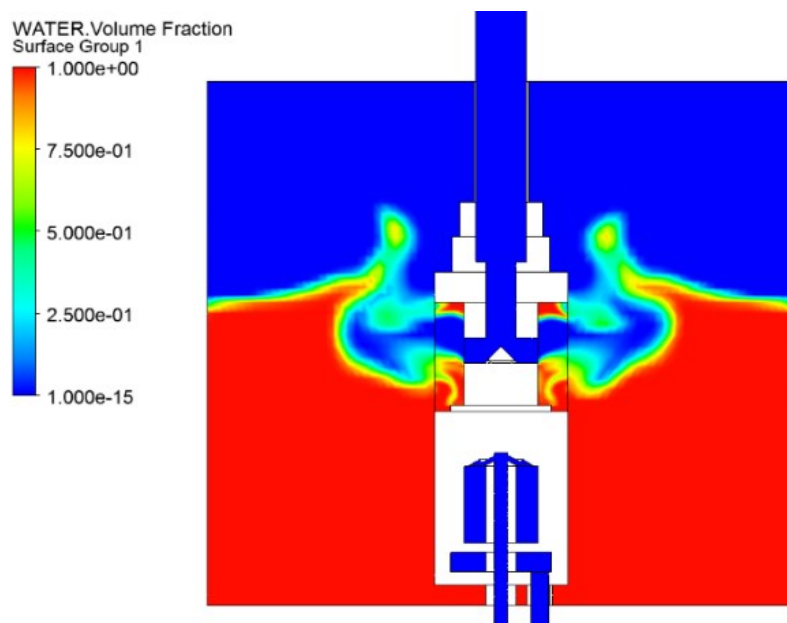


Рисунок 2.50 – Об'ємний вміст води в просторі біля клапану ($t = 0,022$ с)

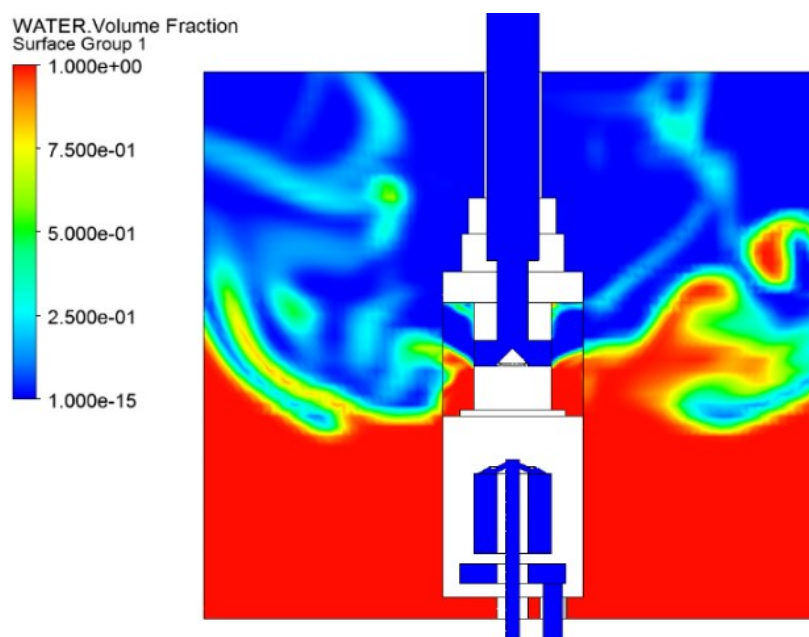
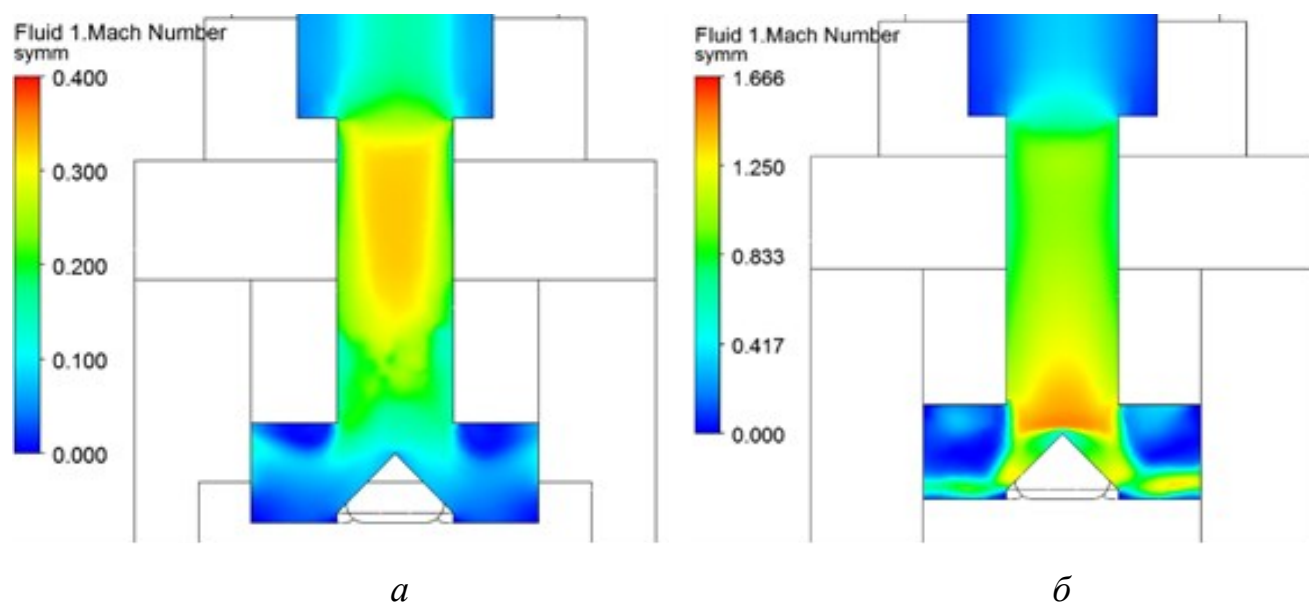


Рисунок 2.51 – Об’ємний вміст води в просторі біля клапану ($t = 0,06$ с)

Спостерігається нерівномірна швидкість падіння тиску при відкритті клапану, яка триває не більше 0,008 с. На відміну від початку випуску (рис. 2.52, *a*), починаючи з 0,018 с перед випускними вікнами формується сталий стрибок ущільнення (рис. 2.52, *б*) і надалі тиск у камері падає рівномірно.



a – 0,004 с від початку відкриття; *б* – 0,012 с від початку відкриття

Рисунок 2.52 – Формування стрибка ущільнення потоку перед випускними вікнами

Результати числових експериментів дозволяють встановити положення рівня води, при якому забезпечується захист рухомих частин клапану на протязі усього процесу витікання газів з камери. Як показано на рис. 2.50, 2.51 при визначеному рівні води рухомий стакан клапан встигає повністю відкрити пропускні вікна до контакту з високотемпературними продуктами згоряння.

Збільшення швидкості спрацьовування клапану розглянутої конструкції можливе за умови використання попередньо стисненого повітря для відкриття клапану. Нестабільність значення часу відкриття клапану, виявлена в ході натурних експериментів може бути пояснена зміною сили тертя на ущільненнях в ході роботи. Для запобігання цьому явищу в конструкції клапану слід застосовувати спеціалізовані ущільнювальні комплекси розраховані на велику (~ 10 м/с) швидкість ковзання.

Таким чином розроблено числову модель для дослідження процесів течії високотемпературних газів при роботі клапану керованого випуску термоімпульсного обладнання, частково зануреного у воду. Особливістю розробленої моделі є врахування реальних значень сили тертя, що діє на рухому частину клапану, введенням встановленої сили спротиву, яка забезпечує збіг між розрахунковим часом відкривання клапану та його усередненим значенням, визначеним за результатами натурних експериментів.

Узгодження числової моделі з натурним експериментом проведено за параметром, який можна відносно просто виміряти. Це дозволяє досліджувати з використанням розробленої моделі особливості витікання високотемпературних газів при роботі клапану керованого випуску, тобто дослідити характеристики які неможливо або надзвичайно складно виміряти (параметри високотемпературного потоку та його взаємодії з рідиною).

Результати моделювання доводять можливість захищення рухомого стакану водою впродовж всього часу випуску продуктів згоряння гарантуючи його захист від впливу високих температур. Для розрахункових умов визначено рівень води, на який клапан необхідно занурити у воду для безпечної роботи, виходячи з нижньої межі робочого тиску продуктів згоряння у камері термоімпульсного обладнання.

2.5 Висновки за розділом 2

1. Розроблено комплекс математичних моделей що описують робочі процеси систем термоімпульсного обладнання з урахуванням вимог до прецизійності їх роботи, а саме, генерації паливної суміші, ініціації горіння, згорання паливної суміші з урахуванням теплообміну, й випуску продуктів згорання, який враховує особливості притаманні робочим процесам систем термоімпульсного обладнання й включає комплекс цільових функцій, спрямованих на забезпечення прецизійності їх роботи.

2. Для моделювання роботи системи генерації паливної суміші для термоімпульсного оброблення сформульовано та верифіковано математичну модель, яка описується системою тривимірних рівнянь однофазної багатокомпонентної течії. Для визначення компонентного складу суміші використовується рівняння концентрації. Відмінністю моделі є урахування особливостей генерації паливною суміші в робочій камері, включаючи етап витримки перед запалюванням, а також включення комплексу критеріїв якості паливної суміші, зокрема точність забезпечення компонентного складу суміші, гомогенність паливної суміші, точність дозування заряду. Для розглянутих задач похибка результатів числових експериментів в порівнянні з натурними не перевищує 0,5%.

3. Для забезпечення можливості керування процесом згорання паливної суміші за рахунок способу її запалення, запропоновано та верифіковано математичну модель розширення іскрового каналу в реагуючих газах, яка враховує перехідні процеси в електричних розрядних колах, нерівноважні хімічні процеси, іонізацію газу, радіаційний теплообмін і електронну теплопровідність. Особливістю числової моделі є її калібрування за параметром Парка при визначенні ефективної температури. Проведено числове дослідження ефективності введення енергії в іскровому розряді в залежності від довжини розрядного проміжку.

4. Сформульовано та верифіковано математичну модель розрахунку енергетичних характеристик термоімпульсного обладнання, яка включає систему диференціальних рівнянь течії хімічно реагуючого газу з урахуванням теплообміну. Мо-

дель замикається критеріями, за якими робиться висновок про відповідність розрахованого режиму заданим умовам, зокрема точність забезпечення осередненого за зовнішньою та внутрішньою поверхнею оброблюваною деталі та часом оброблення питомого теплового потоку, та рівномірність розподілу питомого теплового потоку на зовнішній та внутрішній поверхні оброблюваної деталі. Для розглянутих задач похибка результатів числових експериментів в порівнянні з натурними не перевищує 6%.

5. З використанням розробленою моделі встановлено вплив похибок компонентного складу суміші на точність завдання питомих теплових потоків, що дозволяє встановити науково обґрунтовані вимоги до точності дозування компонент в системі генерації паливної суміші для задач прецизійного термоімпульсного оброблення.

6. Сформульовано та верифіковано математичну модель випуску продуктів згоряння, яка включає систему диференціальних рівнянь двофазної течії з рухомими границями. Особливістю запропонованої моделі є використання експериментальних даних для визначення сили тертя на рухомих елементах. Застосування моделі дозволяє визначити параметри системи керованого випуску продуктів згоряння, при яких забезпечується захист ущільнюючого елемента рідиною на протязі процесу спрацьовування клапану.

Розділ 3

РОЗРОБКА МЕТОДУ ВИЗНАЧЕННЯ ПОЗИЦІЮВАННЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ТЕРМОІМПУЛЬСНОМУ ОБРОБЛЕННІ

3.1 Визначення форми еквівалентної деталі для задач розрахунку питомих теплових потоків та позиціювання

3.1.1 Постановка задачі оптимального розташування деталі при термоімпульсному обробленні

Для забезпечення стабільної якості під час термоімпульсного оброблення в ідеалі необхідно забезпечити однакові умови оброблення на всіх оброблюваних поверхнях та кромках. Зважаючи на те, що основним фактором, який визначає результати термоімпульсного оброблення є нагрів оброблюваних деталей при контакті з продуктами згоряння, задача стабілізації якості обробки зводиться до забезпечення максимально близьких значень питомого теплового потоку на поверхнях оброблюваних деталей.

Для термоімпульсного оброблення в умовах дії ударних хвиль інтенсивність питомих теплових потоків випадку визначається частотою їх взаємодії з оброблюваними деталями. За неоптимального компонування деталей в камері питомі теплові потоки, що діють на поверхні деталей, можуть суттєво (в рази) відрізнятися [46], що унеможлиблює стабільну якість термоімпульсного оброблення. Таким чином, забезпечення однакових умов оброблення є одним з головних завдань проектування технологічних пристроїв для термоімпульсного оброблення.

На практиці при позиціюванні одиничних деталей відносно простої форми їх розташовують близько до осі робочої камери (рис. 1.37, б), а у випадку групової обробки – з циклічною симетрією відносно неї (рис. 1.37, в) [164]. Вочевидь такі підходи не спрацьовують при необхідності оброблення несиметричних деталей складної форми, таких як корпуси насосів (рис. 3.1, а, б), а також деталей отриманих методами 3D друку (рис. 3.1, в), які зазвичай додатково оброблюються на механообробних верстатах для забезпечення заданої точності (рис. 3.1, г).



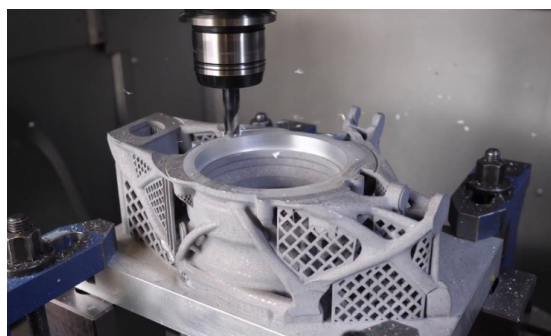
а



б



в



г

Рисунок 3.1 – Деталі складної форми (а, б, в, г), що підлягають фінішному термоімпульсному обробленню

Як вже зазначалось вище, при визначенні режимів термоімпульсного оброблення на етапі розробки технологічних процесів як основний фактор буде братися до уваги осереднене по поверхні оброблюваної деталі значення питомого теплового потоку. З точки зору забезпечення близьких умов обробки для задачі визначення положення деталей при термоімпульсному обробленні це приводить до вимоги мінімізації середньоквадратичного відхилення питомого теплового потоку на поверхні від величини його математичного очікування:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\int_S (q - M(q))^2 dS}{\int_S dS}} \rightarrow \min, \quad (3.1)$$

де q – величина питомого теплового потоку на поверхні оброблюваної деталі з поверхнею S ; $M(q) = \int_S q dS / \int_S dS$ – математичне очікування величини питомого теплового потоку.

Зазначимо, що така задача ніколи не розглядалася у відомих дослідженнях, присвячених питанням термоенергетичного оброблення і була вперше поставлена в роботах, виконаних за участю і під керівництвом авторки. Така задача за постановкою суттєво відрізняється від відомих задач оптимального компоновання, тому її розв'язування потребувало розроблення нових підходів.

3.1.2 Задача найрозрідженого балансного пакування

Зазначена задача була вперше сформульована авторкою у роботі [16] як задача найрозрідженого пакування. Як відзначалось в огляді [181] відомі до цього задачі оптимального пакування могли бути класифіковані як:

- задачі оптимального розкрою і мінімізації обрізі;
- задачі пакування у бункер, подвійного пакування, пакування у смужку та ранець;
- задачі завантаження транспортних засобів, піддонів, контейнерів та ін.;
- задачі поділу, компоновання, вкладеності та розділення;
- задачі капітального бюджетування, балансування ліній, розподілу пам'яті та багатопроцесорного планування.

В таких задачах як правило вирішувалась задача максимально щільного розміщення об'єктів у заданій області. В деяких випадках на розв'язок накладались додаткові обмеження, як, наприклад, в задачах балансної компоновки, коли додатково враховувались вимоги щодо розташування центру мас розміщуваних об'єктів.

У випадку термоімпульсного оброблення, задача позиціонування оброблюваних деталей може бути сформульована як задача розташування тривимірних об'єктів у камері, з урахуванням умови їх рівномірної віддаленості між собою та від поверхні камери.

Ця гіпотеза була сформульована авторкою у роботі [16]. Такий підхід обумовлений тим, що при виникненні ударних хвиль після детонації чи теплового вибуху паливної суміші нагрівання поверхні оброблюваних деталей визначаються частотою їх дії. З іншого боку ця частота визначається відстанню між поверхнями, що віддзеркалюють такі хвилі.

Такі задачі можуть розглядатися як задачі оптимальної компоновки. Зазвичай при їх вирішенні тривимірні об'єкти апроксимуються більш простими за формою тілами, для яких існують добре розроблені методи оптимального розміщення. Для застосування цього підходу потрібно визначити спосіб такої заміни. Для формулювання такої задачі у [258] було запропоновано розглянути задачу оптимального розташування в області матеріальної точки o_1 , а як критерій оптимальності використовувати мінімізацію математичного очікування квадрата відстані між нею та точками межі області розміщення Ω : $M(\|o_1 - o_\Omega\|^2) \rightarrow \min$.

В двовимірній постановці цей критерій може бути записаний у вигляді:

$$M(\|o_1 - o_\Omega\|^2) = \frac{1}{L_\Omega} \int_{\Gamma_\Omega} \left((x_{o_\Omega} - x_{o_1})^2 + (y_{o_\Omega} - y_{o_1})^2 \right) d\Gamma_\Omega \rightarrow \min, \quad (3.2)$$

де Γ_Ω – крива, що є межею області розміщення, а L_Ω – довжина кривої Γ_Ω .

Якщо вибрати осі OX і OY таким чином, щоб вони проходили через центр ваги кривої Γ_T , то умова (3.2) може бути переписана як

$$M(\|o_1 - o_\Omega\|^2) = (J_x^\Omega + J_y^\Omega)/L_\Omega + (x_{o_1}^2 + y_{o_1}^2) \rightarrow \min, \quad (3.3)$$

де J_x^Ω, J_y^Ω – осьові моменти інерції кривої Γ_Ω щодо відповідної осі.

Враховуючи, що сума осьових моментів інерції довільного тіла щодо осей, які проходять через центр його ваги, є постійною величиною, з (3.3) випливає, що шуканий мінімум досягається при $x_{o_1} = y_{o_1} \equiv 0$, тобто при розташуванні точки у центрі ваги кривої, яка обмежує область розміщення.

Вочевидь такий саме висновок можна зробити для задачі позиціонування двовимірних, або тривимірних об'єктів, якщо взяти до уваги те, що їх поверхня є набором точок. Такий результат не є новим і був вперше отриманий в роботі [21], в якій було запропоновано ІСР алгоритм для задач суміщення хмар точок, і в якому також мінімізувалась сума квадратів відстаней між найближчими точками хмар. Різні варіанти ІСР алгоритму було розроблено в численних дослідженнях, зокрема, стосовно до задач віртуального базування [106, 113, 185], але базова ідея алгоритму – накладення на першому кроці розв'язання центрів мас суміщуваних хмар точок – у всіх варіантах алгоритму зберігалася.

Недоліком таких підходів є те, що вони не дозволяють визначити орієнтацію розміщеного об'єкта відносно осей OX та OY . Для усунення цього недоліку, як показано в дослідженнях, проведених за участю авторки, в якості критерію оптимізації можна використати мінімізацію різниці квадратів радіусів інерції кривих, що задають межу області (Γ_Ω), та розміщеного об'єкта (Γ_T) щодо головних центральних осей інерції кривої Γ_Ω [16, 258]. Ідею такого підходу без втрати загальності висновків можна знову проілюструвати на прикладі двовимірної задачі. Припустимо, що максимальний головний центральний момент інерції кривої, що обмежує область розміщення J_{max}^Ω відповідає моменту інерції щодо осі OY , а мінімальний J_{min}^Ω – щодо осі OX . Для встановлення оптимальної орієнтації об'єкта щодо області розміщення вимагатимемо виконання умов:

$$r_{max\Omega}^2 - r_{yT}^2 = J_{max}^\Omega/L_\Omega - (J_{max}^T \cos^2 \theta_1 + J_{min}^T \sin^2 \theta_1)/L_T \rightarrow \min, \quad (3.4)$$

$$r_{min\Omega}^2 - r_{xT}^2 = J_{min}^\Omega/L_\Omega - (J_{min}^T \cos^2 \theta_1 + J_{max}^T \sin^2 \theta_1)/L_T \rightarrow \max, \quad (3.5)$$

де J_{min}^T, J_{max}^T – головні центральні моменти інерції кривої Γ_T , що обмежує розміщений об'єкт.

Обидва критерії виконуються при $\theta_1 = 0$, що призводить до вимоги збігу головних центральних осей кривих Γ_T і Γ_Ω . При цьому:

$$\min (r_{max\Omega}^2 - r_{yT}^2) = J_{max}^\Omega/L_\Omega - J_{max}^T/L_T, \quad (3.6)$$

$$\max (r_{min\Omega}^2 - r_{xT}^2) = J_{min}^\Omega/L_\Omega - J_{min}^T/L_T. \quad (3.7)$$

Вирази (3.6) і (3.7) можуть бути використані для розв'язання двох задач, пов'язаних з розробкою технологій термоімпульсного оброблення. По-перше, це задача визначення форми еквівалентних деталей при розрахунках осереднених по поверхні питомих теплових потоків. З методичної точки зору це завершує формулювання методу еквівалентної камери, описаного в попередньому розділі. По-друге, це задача визначення позиціювання оброблюваних деталей шляхом заміни оригінальних деталей геометричними об'єктами простої форми, отриманих шляхом операцій з геометричними примітивами.

В обох випадках при змінній розміщеного в області Ω об'єкта T тілом простої форми T_i будемо вимагати забезпечення умов $\min(r_{max\Omega}^2 - r_{yT_i}^2) \rightarrow idem$ та $\max(r_{min\Omega}^2 - r_{xT_i}^2) \rightarrow idem$ що призводить до залежностей:

$$J_{min}^{T_i}/L_{T_i} = J_{min}^T/L_T; \quad J_{max}^{T_i}/L_{T_i} = J_{max}^T/L_T.$$

У тривимірному випадку ці умови записуються для тонких оболонок, натягнутих на зовнішню поверхню оригінальної деталі і тіла, на яке вона замінюється:

$$J_x^{T_i}/S_{T_i} = J_x^T/S_T; \quad J_y^{T_i}/S_{T_i} = J_y^T/S_T; \quad J_z^{T_i}/S_{T_i} = J_z^T/S_T, \quad (3.8)$$

де OX, OY, OZ – головні центральні осі оболонок тіл T та T_i , а S_T та S_{T_i} – площі їхніх зовнішніх поверхонь.

Перейдемо до формулювання задачі найрозрізненішої балансної компоновки як основи для визначення розміщення деталей при термоімпульсному обробленні. Для спрощення викладок як і раніше, задачу розглянемо в двовимірній постановці.

Будемо розглядати набір об'єктів $T_i \subset R^2, i \in I_n = \{1, \dots, n\}$, які розміщуються в контейнері Ω . Будемо вважати, що кожен об'єкт $T_i, i \in I_n$, може бути представлений у формі $T_i = \bigcup_{s=1}^{n_i} T_{is}$ де T_{is} – коло або багатокутник, $i \in I_n$. Такий вибір форм об'єктів для розміщення не обмежує загального характеру постановки задачі враховуючи те, що базуючись на сформульованому вище принципі, до виду $T_i = \bigcup_{s=1}^{n_i} T_{is}$ може бути приведений довільний об'єкт T [160].

Кожне коло визначається його радіусом, а багатокутник – вершинами в локальній системі координат, пов'язаній з об'єктом T_i . Зважаючи на те, що стоїть задача оптимального позиціонування об'єктів $T_i, i \in I_n$, вони можуть безперервно пересуватись та обертатись. Вектор руху об'єкта T_i позначимо як $\mathbf{u}_i = (\mathbf{v}_i, \theta_i)$, де $\mathbf{v}_i = (x_i, y_i)$ – вектор трансляції, а θ_i – кут повороту, $i \in I_n$. Центр ваги кривої Γ_{T_i} , яка є межею об'єкта T_i збігається з початком його локальної системи координат.

Обертання об'єкту T_i на кут θ_i та трансляція за вектором \mathbf{v}_i визначиться як $T_i(\mathbf{u}_i) = \{p \in R^2: p = \mathbf{v}_i + \mathcal{E}(\theta_i) \cdot (p^0)^T, \forall p^0 \in T_i^0\}$, де T_i^0 – незміщений і неповернутий об'єкт T_i , а $\mathcal{E}(\theta_i)$ – стандартна матриця обертання:

$$\Xi(\theta_i) = \begin{pmatrix} \cos \theta_i & \sin \theta_i \\ -\sin \theta_i & \cos \theta_i \end{pmatrix}.$$

Вектор $\mathbf{u}_i = (\mathbf{v}_i, \theta_i)$ визначає розташування об'єктів T_i , $i \in I_n$, у евклідовому просторі R^2 , де $\mathbf{v} = (v_1, \dots, v_n)$, $\theta = (\theta_1, \dots, \theta_n)$. Крива Γ_{T_i} , що обмежує кожен об'єкт T_i має свою вагу, яка у двовимірному випадку визначається довжиною L_i , $i \in I_n$. Вага кривої Γ_Ω , яка є межею контейнера Ω становить L_0 . Будемо вважати, що в системі координат контейнера, яка являє собою головні центральні осі інерції кривої Γ_Ω , центр тяжіння об'єкта $T_i(u_i)$ розміщений у точці \mathbf{v}_i і співпадає з початком його локальної системи координат. Тоді центр тяжіння $\mathbf{v} = (x_C, y_C)$ системи об'єктів, розміщених всередині контейнера, визначається як:

$$x_C(\mathbf{v}) = \sum_{i=1}^n \frac{L_i}{L} x_i, \quad y_C(\mathbf{v}) = \sum_{i=1}^n \frac{L_i}{L} y_i, \quad (3.9)$$

де $L = \sum_{i=1}^n L_i$.

Вимагатимемо щоб відхилення центру ваги $\mathbf{v} = (x_C, y_C)$ від точки $(0,0)$ було в межах

$$|x_C| \leq \delta, \quad |y_C| \leq \delta, \quad (3.10)$$

де $\delta > 0$ є заданою похибкою позиціювання.

Приймемо, що $dist(T_i(u_i), T_j(u_j)) = \min_{t_i \in \Gamma_{T_i}(u_i), t_j \in \Gamma_{T_j}(u_j)} \|t_i - t_j\|$ є евклідовою відстанню між $T_i(u_i)$ та $T_j(u_j)$, а $dist(T_i(u_i), \Omega) = \min_{t_i \in \Gamma_{T_i}(u_i), t \in \Gamma_\Omega} \|t_i - t\|$ між об'єктами $T_i(u_i)$ та Ω . Упаковку об'єктів T_i всередині контейнера Ω будемо вважати найрозрідженою, якщо вона максимізує мінімум відстаней між кожною парою об'єктів T_i та T_j а також відстань між кожним об'єктом T_i і Ω , тобто

$$\min \left\{ \begin{array}{l} dist(T_i(u_i), T_j(u_j)) > 0, i < j = 1, \dots, n; \\ dist(T_i(u_i), \Omega) > 0, i = 1, \dots, n \end{array} \right\} \rightarrow \max. \quad (3.11)$$

Задача балансного найрозрідженого пакування полягає в визначенні найрозрідженого розташування об'єктів T_i , $i \in I_n$ з умови (3.11) з урахуванням умов балансування (3.10).

Для тривимірного випадку задача найрозріженого балансного пакування формулюється аналогічно. Звісно, що для цього випадку у виразах типу (3.9) фігурують не довжини кривих, а площі тонких оболонок, натягнутих ззовні на об'єкти T_i та на внутрішню поверхню контейнеру Ω . Відповідно до умов (3.10) додається обмеження для координати z_c . Розглянемо яким чином сформульована задача може бути використана для замикання методу еквівалентної камери.

3.1.3 Методика та результати числового експерименту

Перевірка сформульованих в попередньому пункті гіпотез проводилась в ході числового експерименту. Насамперед була поставлена задача на прикладі об'єктів достатньо складної форми оцінити похибку у визначенні величин осередненого по їх поверхні питомого теплового потоку при їх заміні на еквівалентну деталь з виконанням наступних умов:

- 1) центри ваги тонких оболонок, натягнутих на поверхні оригінальної та еквівалентної деталі співпадають;
- 2) головні центральні осі інерції тонких оболонок, натягнутих на поверхні оригінальної та еквівалентної деталі співпадають;
- 3) для оригінальної та еквівалентної деталі виконуються умови (3.8).

В ході числових експериментів моделювався нагрів в умовах дії ударних хвиль. Для цього розглядалася задача теплообміну в камері, яка наповнена газом з певною температурою та тиском. Розрахункова схема тестової задачі представлена на рис. 3.2. Математична модель для проведення числових експериментів включає систему визначальних рівнянь (2.1), (2.2), (2.29)–(2.35), (2.6)–(2.12) і (2.40). Оригінальна та еквівалентна деталі розташовувались в камері з виконанням умов 1 і 2. Камера вважалась наповненою газом з тиском P_0 та температурою T_0 . Таким чином імітувалися умови теплового вибуху частини паливної суміші, який є одним з режимів термоімпульсного оброблення металевих деталей. В середині камери для обох випадків в одному і тому ж місці задавалась область з підвищеним тиском $P = P_0 + \Delta P$ у вигляді кулі однакового діаметру і розв'язувалась задача розповсюдження та угамування ударних хвиль.

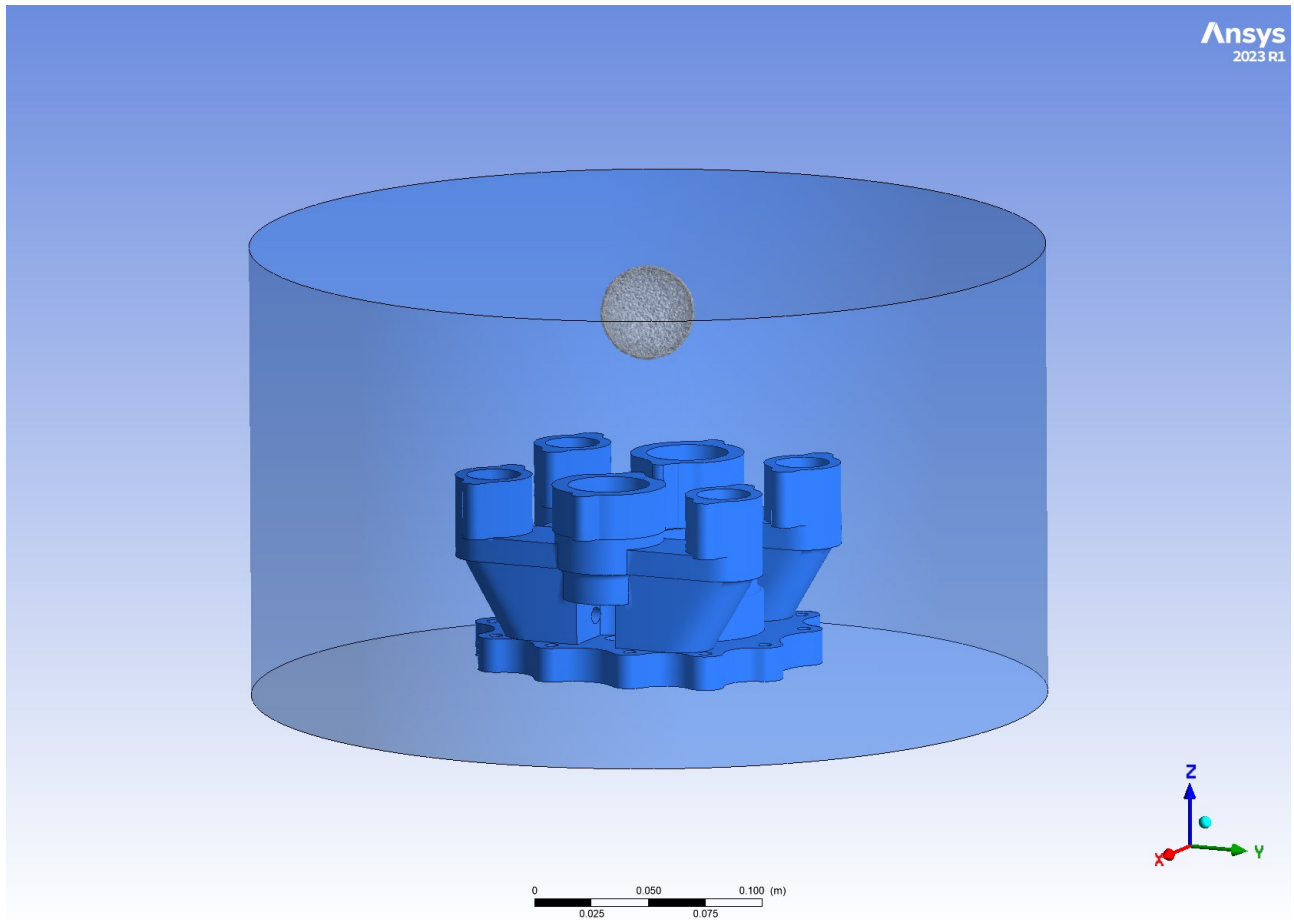
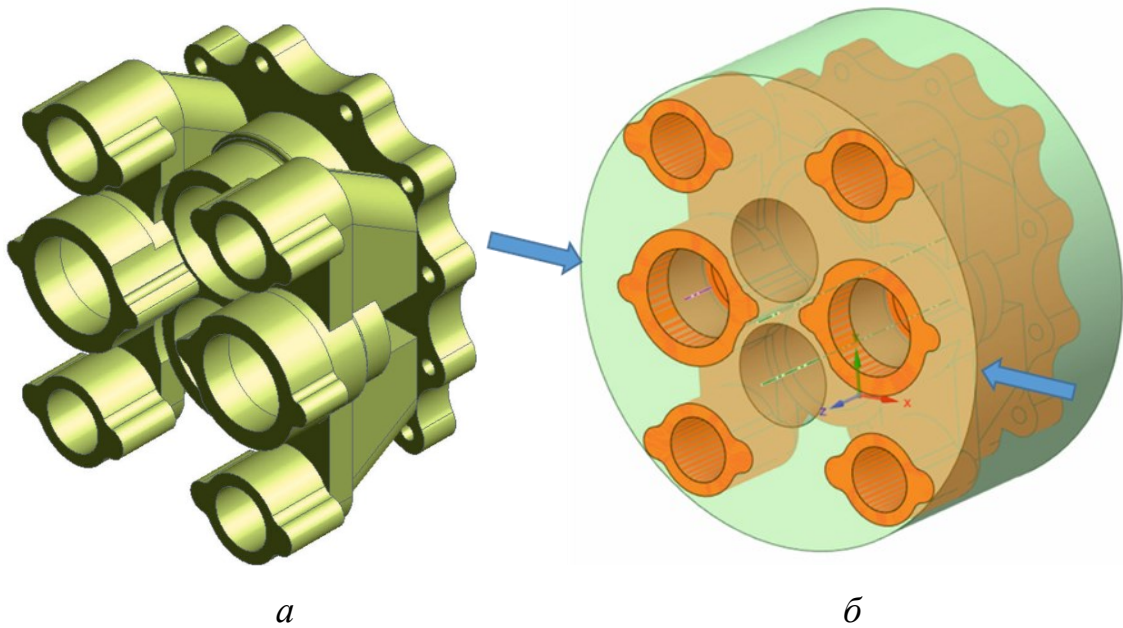


Рисунок 3.2 – Розрахункова схема задачі визначення питомих теплових потоків з кулястою зоною високого тиску

Умова зупинки розрахунку задавалась виразом $\frac{\max(P)}{\min(P)} \leq 1.05$. Час за якого виконувалась вказана умова вважався часом угамування ударних хвиль. В ході розв'язку визначались питомі теплові потоки на поверхнях деталей. Температура стінок деталі задавалась постійною, а стінка камери вважалась адіабатичною. Така постановка задач була обумовлена тим, що метою розрахунків не було визначення точних значень питомих теплових потоків, що потребувало б урахування втрат тепла продуктів згорання на нагрівання стінок камери. Оцінювались лише похибки заміни оригінальної деталі на еквівалентну та пов'язані з цим вимоги до обчислювальних ресурсів.

Розглядалося два варіанти побудови еквівалентної деталі. В першому зважаючи на симетричність оригінальної деталі вона будувалась наступним чином.



a – оригінальна деталь; *б* – етап побудови еквівалентної деталі

Рисунок 3.3 – Побудова еквівалентної деталі з геометричного примітива

1. Деталь вписувалась у циліндр з висотою, який співпадав з висотою оригінальної деталі (рис. 3.3). Після цього було проведено стиснення отриманого циліндру масштабуванням по осі OX , таким чином щоб співвідношення головних центральних моментів інерції тонкої оболонки, натягнутої на його поверхню, дорівнювало аналогічним співвідношенням для оригінальної деталі:

$$\left. \begin{aligned} J_x^{екв} / J_y^{екв} &= J_x^\partial / J_y^\partial \\ J_x^{екв} / J_z^{екв} &= J_x^\partial / J_z^\partial \end{aligned} \right\} \quad (3.12)$$

де $J_x^{екв}$, $J_y^{екв}$, $J_z^{екв}$, J_x^∂ , J_y^∂ , J_z^∂ – головні центральні моменти інерції тонких оболонок, натягнутих на зовнішні поверхні еквівалентної та оригінальної деталі.

Зазначимо, що форма геометричного примітива, в яку вписуватиметься оригінальна деталь, має обиратися залежно від її форми. Тобто в залежності від конкретного випадку це може бути циліндр, паралелепіпед, призма тощо.

2. На другому кроці еквівалентна деталь масштабується за усіма координатами для виконання умов (3.8), тобто з урахуванням позначень введених у (3.12) має бути виконані умови

$$J_x^{екв} / S_{екв} = J_x^\partial / S_\partial, \quad J_y^{екв} / S_{екв} = J_y^\partial / S_\partial, \quad J_z^{екв} / S_{екв} = J_z^\partial / S_\partial,$$

для чого модифікований на попередньому кроці геометричний примітив масштабується з коефіцієнтом $k = \sqrt{S_{екв}/S_{\delta}}$.

3. У випадку, коли оригінальна деталь містить розвинуті отвори чи внутрішні порожнини, аналогічні дії здійснюються для побудови еквівалентної деталі для внутрішнього об'єму оригінальної деталі. Для цього зручно використовувати інструменти заповнення (filling), які містяться у більшості CAD систем, включаючи геометричні модулі ANSYS Design Modeler та Space Claim. Остаточна форма еквівалентної деталі отримується булевим відніманням еквівалентної деталі для внутрішнього об'єму від еквівалентної деталі для зовнішньої форми.

На рис. 3.4 наведено результати розрахунку осередненого по поверхні оригінальної та еквівалентної деталі (для випадку, наведеного на рис. 3.2) питомого теплового потоку при угамуванні ударних хвиль. Похибка оцінювалася за осередненим за поверхнею та часом оброблення питомим тепловим потоком:

$$\delta = \frac{\left| \frac{1}{\tau_y^{\delta}} \int_0^{\tau_y^{\delta}} \left(\frac{\int S_{\delta} q dS}{S_{\delta}} \right) dt - \frac{1}{\tau_y^{екв}} \int_0^{\tau_y^{екв}} \left(\frac{\int S_{екв} q dS}{S_{екв}} \right) dt \right|}{\frac{1}{\tau_y^{\delta}} \int_0^{\tau_y^{\delta}} \left(\frac{\int S_{\delta} q dS}{S_{\delta}} \right) dt} \times 100\%, \quad (3.13)$$

де τ_y^{δ} , $\tau_y^{екв}$ – час угамування ударних хвиль для оригінальної та еквівалентної деталі.

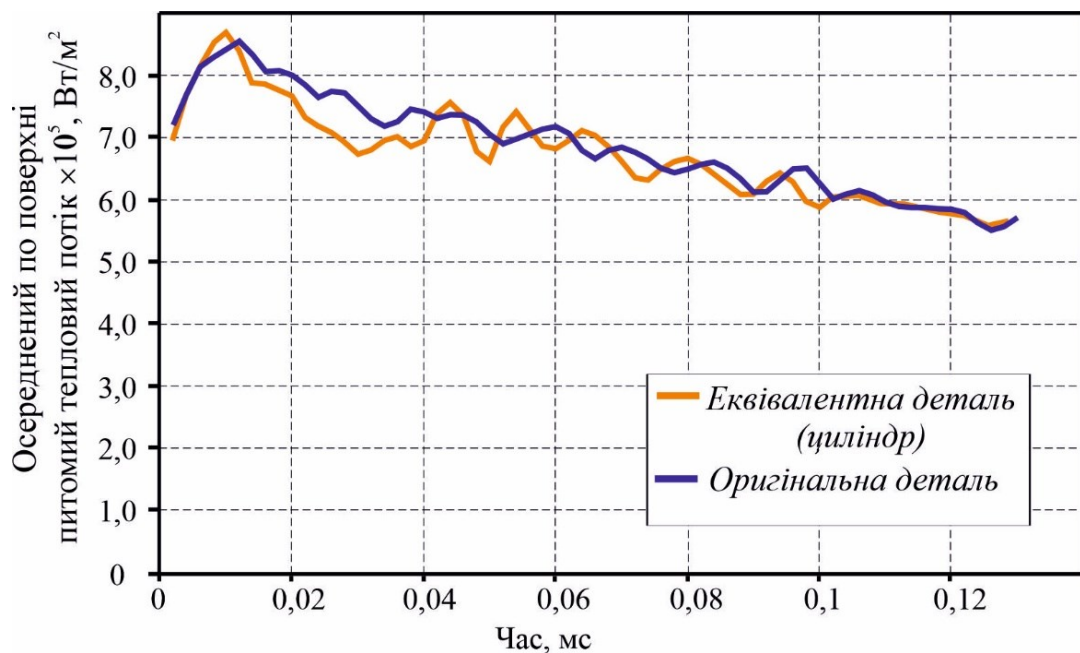


Рисунок 3.4 – Результати розрахунків питомого теплового потоку для оригінальної та еквівалентної деталі

Для розглянутого випадку похибка розрахунку за виразом (3.13), викликана переходом від оригінальної до еквівалентної деталі, не перевищує 2,5%. При цьому час отримання розв'язку при однакових налаштуваннях параметрів розрахункової сітки для оригінальної деталі склав 2,5 години, а для еквівалентної – 0,5 години, тобто у 5 разів менше.

У випадку, коли форма деталі, яка підлягає обробленню є занадто складною і не вписується у якийсь геометричний примітив, для побудови еквівалентної деталі для розрахунку осереднених питомих теплових потоків можна застосувати альтернативний підхід, який передбачає побудову форми еквівалентної деталі шляхом булевих операцій з декількома геометричними примітивами. Як приклад розглянемо послідовність такої побудови для вже розглянутої деталі.

Для цього найбільш простим шляхом є видалення деяких ланок з дерева побудови 3D моделі оригінальної деталі в проєкті модуля CAD. Послідовність побудови еквівалентної деталі в цьому випадку є наступною.

Як і в попередньому випадку для заповнення внутрішніх порожнин оригінальної деталі (рис. 3.3, *a*) використовується стандартний інструмент CAD систем типу «filling» (рис. 3.5, *a*). Після цього з дерева проєкту видаляються ланки, які відповідають за побудову незначних за розмірами елементів і еквівалентна деталь будується з використанням мінімальної кількості геометричних примітивів (рис. 3.5, *b*).

В подальшому для побудови еквівалентної деталі здійснюються кроки 2 та 3, описані вище для випадку еквівалентної деталі з модифікованого геометричного примітива.

На рис. 3.6 наведено результати розрахунку осередненого по поверхні оригінальної та еквівалентної деталі питомого теплового потоку при угамуванні ударних хвиль. Похибка, розрахована за виразом (3.13) для розглянутого випадку склала 5%. При цьому час отримання розв'язку при однакових налаштуваннях параметрів розрахункової сітки для еквівалентної деталі склав 1 годину, тобто у 2,5 рази менше, ніж у випадку розрахунків для оригінальної деталі.

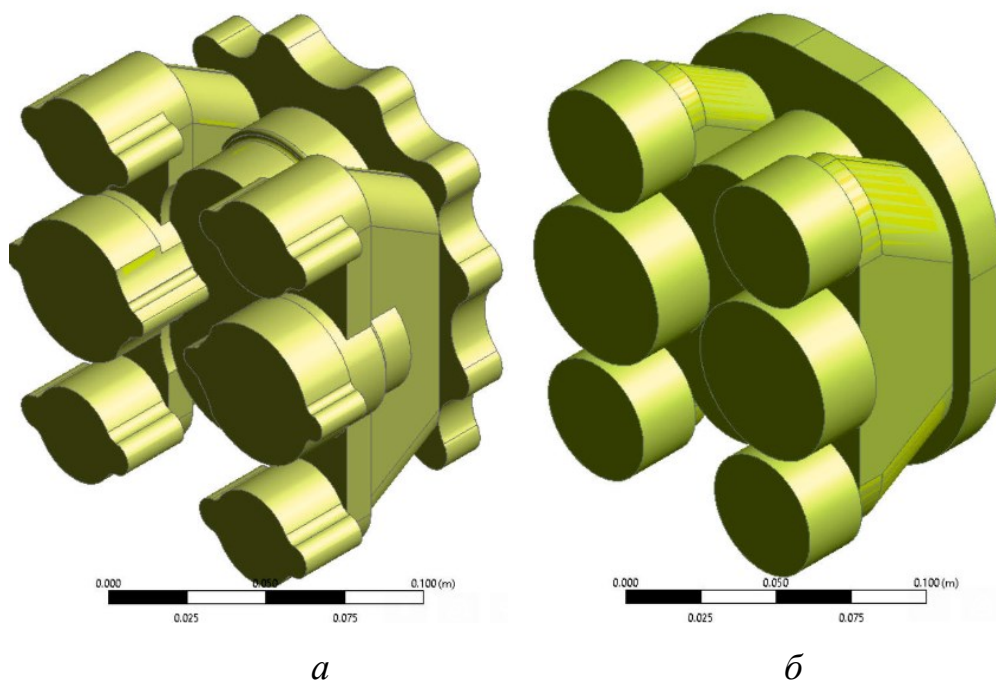


Рисунок 3.5 – Побудова еквівалентної деталі з декількох примітивів

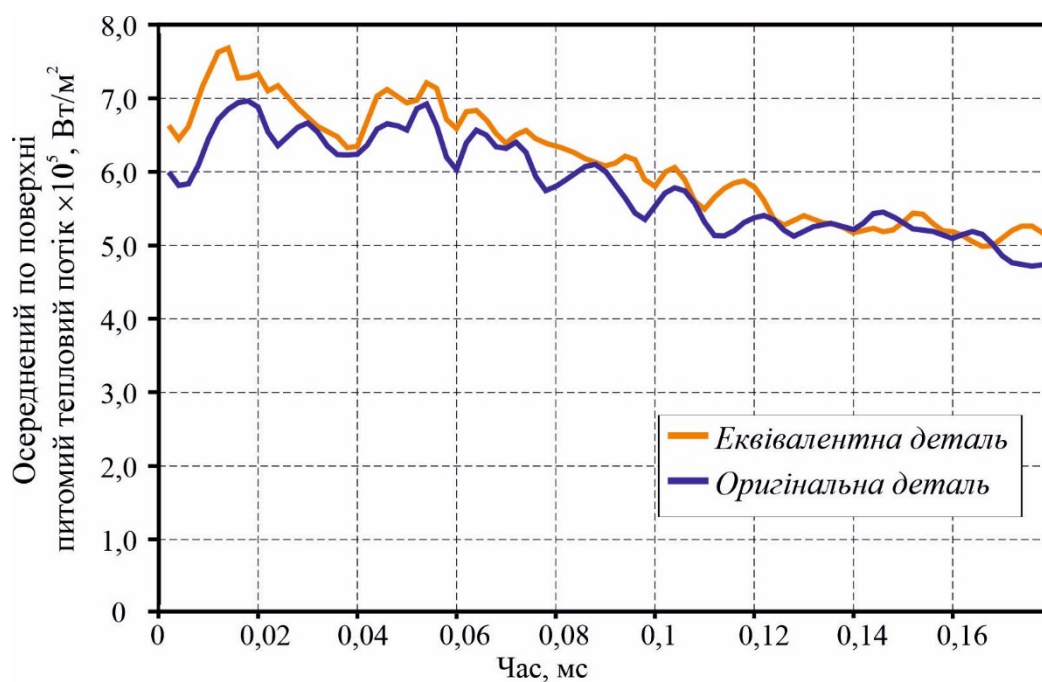


Рисунок 3.6 – Результати розрахунків питомого теплового потоку для оригінальної та еквівалентної деталі

Таким чином, описана методика замикає описаний в попередньому розділі метод еквівалентної камери та дозволяє розраховувати енергетичні параметри термоімпульсного оброблення (осереднений питомий тепловий потік та час угамування ударних хвиль) при суттєвому скороченні обчислювальних витрат.

3.2 Методика визначення позиціювання деталей при розробці пристосувань для групового термоімпульсного оброблення

При груповому термоімпульсному обробленні усі деталі мають бути надійно закріплені для запобігання пошкодженню поверхонь від зіткнень, викликаних дією ударних хвиль. Для цього використовують різноманітні пристосування для закріплення оброблюваних деталей на робочому столі (рис. 1.37, б) або на одній (рис. 1.37, в) чи декількох (рис. 1.37, г) полицях. У цьому випадку постановка задачі найрозрідженого балансного компоунування дещо відрізняється від описаної в попередньому розділі оскільки пересування оброблюваних деталей можливі виключно вздовж площинок пристосування, тобто координата z для деталей, розташованих на певних полицях, є фіксованою. При цьому розміщені об'єкти можуть вільно обертатися на відповідних полицях. Далі буде показано як для такого випадку з використанням методу ϕ -функцій [38, 163] і квазі- ϕ -функцій [162] формується математична модель у вигляді задачі нелінійного програмування, представлено метод та приклади її розв'язання, розроблені в роботах виконаних за участі та під керівництвом авторки [159, 210, 259].

3.2.1 Постановка задачі найрозрідженого балансного компоунування при груповому термоімпульсному обробленні

Відповідно до підходу, сформульованому у [210, 259] пристосування Ω (рис. 3.7) будемо розглядати як вертикальну циліндричну стійку висотою h із круглими полицями з радіусом r , закріплені на циліндричному стрижні, що проходить через центр пристосування. Такий тип пристосувань є достатньо поширеним (рис. 1.37, г). З Ω пов'яжемо систему координат $OXYZ$ з початком у центрі нижньої полиці Ω . При цьому OZ будемо задавати як вертикальну вісь. Стрижень $K_\Omega = \{(x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min\{\tilde{r}^2 - x^2 - y^2, -z + h, z\} \geq 0\}$ має радіус $\tilde{r} \ll r$. Об'єм пристосування розділено на окремі зони Ω_s , $s \in J_{m-1} = \{1, \dots, m-1\}$ полицями, позначеними як B_s , висотою \bar{h} , де $B_s = \{(x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min\{r^2 - x^2 - y^2, -z + z_s, z - z_s - \bar{h}\} \geq 0\}$; $z_s = s\bar{h} + \sum_{i=0}^{s-1} t_i$; $t_0 = 0$; t_s – відстань між B_s і B_{s+1} , $s \in J_{m-1}$. Відповідно, $m\bar{h} + \sum_{s=1}^{m-1} t_s = h$.

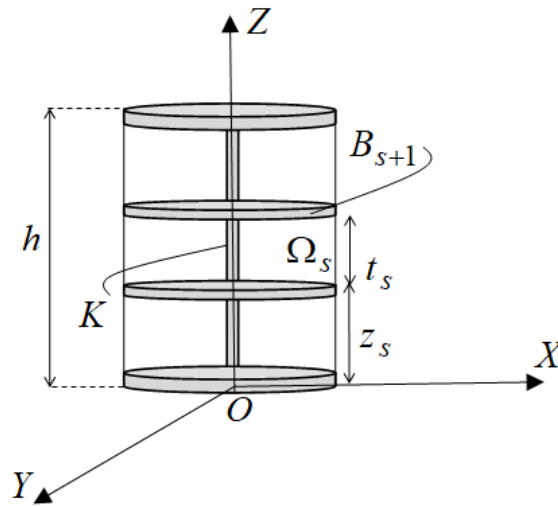


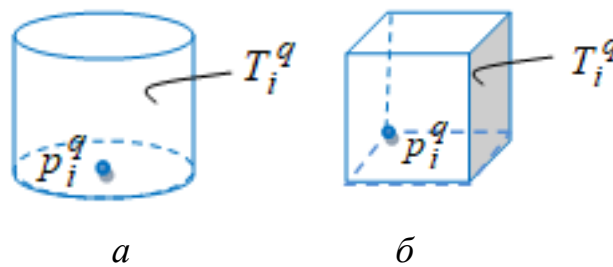
Рисунок 3.7 – Схема пристосування для групового термоімпульсного оброблення

Поверхню пристосування позначимо як $\partial\Omega$, відповідно масу тонкої оболонки одиничної густини визначимо як S_0 . Її центр ваги знаходиться в точці $(0,0,z_0)$. При постановці задачі визначення позиціювання деталей будемо замінювати їх еквівалентними об'єктами за методикою, описаною вище, При цьому зазначимо, що з точки зору розташування оброблюваних деталей значення має лише зовнішня їх поверхня. Тобто еквівалентні деталі мають будуватися без урахування внутрішніх порожнин. Тоді в загальному випадку будемо вважати, що G – множина із N еквівалентних об'єктів $T_q \subset \mathbb{R}^3$, $q \in I_N = \{1,2,\dots,N\}$. Кожен об'єкт T_q , $q \in I_N$, як це робилось раніше, можна подати об'єднанням базових геометричних примітивів (призм, пірамід, зрізаних пірамід, кругових циліндрів, конусів, тощо), які позначимо як T_i^q , $i = 1, \dots, n_q$, тобто $T_q = \bigcup_{i=1}^{n_q} T_i^q$.

Вважатимемо, що $n_q \geq 1$. Крім того вочевидь висота об'єктів T_q $h_q \leq t_s$. Розташування й орієнтація кожного об'єкта T_q визначається вектором $u_q = (v_q, \theta_q)$ параметрів розміщення у фіксованій системі координат $OXYZ$, де $v_q = (x_q, y_q, z_q)$ – вектор трансляції, θ_q – кут повороту T_q на полиці B_s в площині XOY . Об'єкт T_q , повернений на кут θ_q і паралельно трансльований на вектор v_q у $OXYZ$, позначають $T_q(u_q) = \{\tilde{p} \in \mathbb{R}^3: \tilde{p} = v_q + A(\theta_q) \cdot (p)^T \forall p \in T_q\}$, де $p = (x_q, y_q, z_q)$, $T_q = T_q(0,0,0,0)$ відповідає непереміщеному та неповерненому об'єкту, $A(\theta_q)$ – матриця повороту.

Масу кожного об'єкта T_q , $q \in I_N$ визначимо як S_q . Щоб рухатися як тверда система, усі геометричні примітиви, що утворюють складену форму об'єкта T_q , повинні мати однакові кут повороту та вектор трансляції. Отже, кожний T_i^q має такі самі змінні параметри розміщення $u_q = (v_q, \theta_q)$, що й складений об'єкт T_q .

Базові геометричні примітиви описуються за допомогою апарату phi -функцій і квазі- phi -функцій. Нехай $p_i^q = (x_i^q, y_i^q, z_i^q)$ – опорна точка базового об'єкта $T_i^q \subset T_q$: центральна точка для круглої нижньої основи (рис. 3.8, а) або довільна вершина для нижньої багатокутної основи (рис. 3.8, б). Далі використовуватиме позначення $\tilde{p}_i^q = (\tilde{x}_i^q, \tilde{y}_i^q, \tilde{z}_i^q) = v_q + A(\theta_q) \cdot (p_i^q)^T$, де v_q – вектор трансляції, а $A(\theta_q)$ – матриця повороту складеного об'єкта T_q .



а – кругла нижня основа; б – багатокутна нижня основа

Рисунок 3.8 – Базові геометричні примітиви об'єкт T_i^q

Як приклад наведемо опис кругового циліндр $C_i^q(u_q)$, що має висоту h_i^q та кругову основу із центром у точці \tilde{p}_i^q і радіусом r_i^q . Такий об'єкт є одним із основних геометричних примітивів при побудові еквівалентних деталей:

$$C_i^q = \left\{ (x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min \left\{ \begin{array}{l} (r_i^q)^2 - (x - \tilde{x}_i^q)^2 - (y - \tilde{y}_i^q)^2, \\ z - \tilde{z}_i^q, -z + \tilde{z}_i^q + h_i^q \geq 0 \end{array} \right\} \right\}.$$

В численних роботах щодо використання методу phi -функцій в задачах оптимального пакування, в тому числі в роботах авторки [210, 259] наведено описи інших часто застосовуваних геометричних примітивів: кругового конусу, зрізаного конусу, призм, пірамід, тощо. Такі описи з точки зору задач даної дисертації не мають методичного значення і додатково наводитися не будуть.

Множина еквівалентних тіл G розділена на $m - 1$ підмножин G_s , $s \in J_{m-1}$,

що не перетинаються, таким чином: $T_q \in G_s$, якщо T_q має належати субзоні Ω_s , $q \in I_N$ (полиці B^s). Відповідно, для $I^s = \{q | T_q \in \Omega_s\} \in \bigcup_{s=1}^{m-1} I^s = I_N$, $I^1 = \{1, \dots, k_1\}$, $I^2 = \{k_1 + 1, \dots, k_2\}$, ..., $I^{m-1} = \{k_{m-2} + 1, \dots, N\}$. Для кожного об'єкта $T_q \in G_s$ дозволеними є тільки неперервні рухи (трансляції й обертання) на відповідній полиці B^s . Відстань між об'єктом T_q і стрижнем K_Ω повинна бути не менш $\Delta > 0$. З кожним об'єктом T_q , $q \in I^s$, пов'яжемо вектор $u_q = (x_q, y_q, z_q, \theta_q)$, де x_q, y_q, θ_q – (змінні) параметри і $z_q = z_s \in \text{фіксованим}$ (рис. 3.9). Прийmemo, що точка (x_q, y_q) збігається із проекцією центра ваги тонкої оболонки, натягнутої на поверхню T_q на відповідну полицю B_s і $\min_{(x,y,z) \in T_q} z = z_s$ для $q \in I^s$.

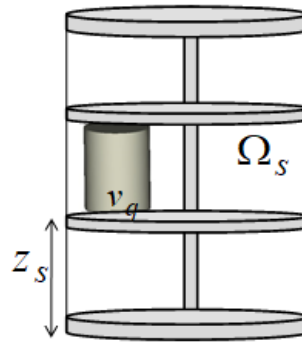


Рисунок 3.9 – Об'єкт T_q усередині субзони Ω_s

Напишемо умови балансу для пристосування з встановленими на полицях еквівалентними тілами. Відзначимо, що в подальшому пристосування з встановленими деталями можна розглядати як один об'єкт і позиціонувати його вже в робочій камері за допомогою простішої задачі найрозріженого балансного компонування. Позначимо через Λ пристосування Ω , заповнене тілами $T_q(u_q)$, $q \in I_N$, повністю розміщеними на полицях (рис. 3.10).

Центр ваги $O_c = (x_c(x), y_c(y), z_c(z))$, що належить Λ , визначимо так:

$$x_c(x) = \frac{\sum_{q=1}^N S_q x_q}{S}, \quad y_c(y) = \frac{\sum_{q=1}^N S_q y_q}{S}, \quad z_c(z) = \frac{\sum_{q=0}^N S_q (z_q + h_{zq})}{S}, \quad (3.12)$$

де $x = (x_1, \dots, x_N)$, $y = (y_1, \dots, y_N)$, $z = (z_1, \dots, z_N)$, $S = \sum_{q=0}^N S_q$.

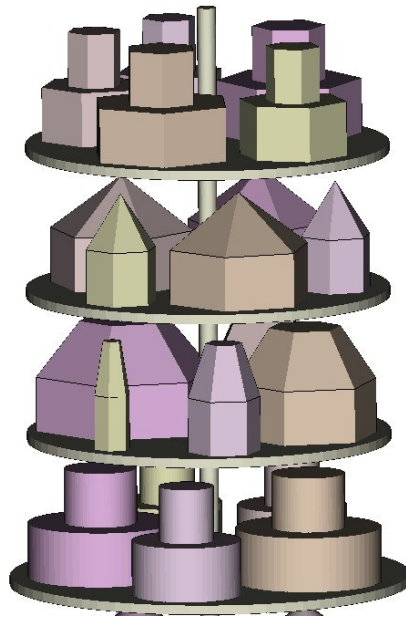


Рисунок 3.10 – Множина Λ – пристосування разом з еквівалентними тілами

Аналогічно умовам (3.10) з технологічних міркувань запишемо обмеження на відхилення координат центра ваги від O_c в межах заданого діапазону $\hat{\delta} \geq 0$:

$$-\hat{\delta} \leq x_c \leq \hat{\delta}, \quad -\hat{\delta} \leq y_c \leq \hat{\delta}, \quad 0 \leq z_c \leq h. \quad (3.13)$$

Виразом $dist(T_q(u_q), T_g(u_g)) = \min_{t_q \in T_q(u_q), t_g \in T_g(u_g)} \|t_q - t_g\|$ позначимо евклідову відстань між об'єктами $T_q(u_q)$ і $T_g(u_g)$ для $(q, g) \in E^s, s \in J_{m-1}$, де $E^s = \{(q, g) | q, g \in I^s, q \neq g\}$, а $dist(T_q(u_q), \mathfrak{S}^*) = \min_{t_q \in T_q(u_q), t \in \mathfrak{S}^*} \|t_q - t\|$ – евклідову відстань між об'єктом $T_q(u_q)$ і множиною $\mathfrak{S}^* = \{(x, y, z) \in \mathbb{R}^3 | x^2 + y^2 - r^2 \geq 0\}$ для $q \in I^s, s \in J_{m-1}$. Зазначимо, що \mathfrak{S}^* обмежує ззовні простір, який займає пристосування і є циліндром з радіусом r .

Позначимо ρ_s мінімум евклідових відстаней між об'єктами $T_q(u_q)$ і $T_g(u_g)$, $(q, g) \in E^s$, а також між кожним об'єктом $T_q(u_q)$ і об'єктом \mathfrak{S}^* для $q \in I^s, s \in J_{m-1}$, тобто

$$\rho_s = \min \left\{ dist(T_q(u_q), T_g(u_g)), (q, g) \in E^s, dist(T_q(u_q), \mathfrak{S}^*), q \in I^s \right\}. \quad (3.14)$$

Запишемо обмеження найрозріженого компонування для даного випадку:

$$dist(T_q(u_q), T_g(u_g)) \geq \rho_s \text{ для } (q, g) \in E^s, s \in J_{m-1}, \quad (3.15)$$

$$\text{dist}(T_q(u_q), \mathfrak{S}^*) \geq \rho_s \text{ для } q \in I^s, s \in J_{m-1}, \quad (3.16)$$

за додатковими умовами

$$\text{dist}(T_q(u_q), K_\Omega) \geq \Delta \text{ для } q \in I_N, z_q = z_s \text{ для } q \in I^s, s \in J_{m-1}. \quad (3.17)$$

З урахуванням цього задача визначення позиціонування деталей при використанні пристосування досліджуваного типу буде формулюватися таким чином. Розв'язок задачі позиціонування максимізує суму мінімальних відстаней ρ_s між кожною парою тіл певної субзони (полиці пристосування) Ω_s для $s \in J_{m-1}$, а також відстаней між еквівалентними деталями і об'єктом \mathfrak{S}^* , тобто максимізує $\rho = \sum_{s=1}^{m-1} \rho_s$, де ρ_s визначено в (3.14). Таким чином виходячи з такої формулювання необхідно визначити найрозріжене розміщення об'єктів T_q , $q \in I^s$, усередині Ω_s , $s \in J_{m-1}$, з урахуванням умов балансування (3.13) і обмежень розміщення (3.14)–(3.17). Далі буде наведено методику розв'язання поставленої задачі з використанням псевдонормалізованих *phi*-функції [38] і псевдонормалізовані квазі-*phi*-функції [162].

3.2.2 Засоби математичного моделювання та розв'язання задач позиціонування

Методика розв'язання задачі найрозріженого компоування для вперше сформульована та розроблена в роботах, виконаних за участю та під керівництвом авторки [159, 210, 259]. В даному розділі будуть представлені основні ідеї даної методики. Опис базових інструментів методу *phi*-функції викладено в Додатку А. Слідуючи [159, 210, 259] розглянемо засоби моделювання обмежень найрозріженого компоування (3.15). Для пар складених об'єктів $T_q(u_q) = \bigcup_{i=1}^{n_q} T_i^q(u_q)$ і $T_g(u_g) = \bigcup_{j=1}^{n_g} T_j^g(u_g)$ псевдонормалізовану *phi*-функцію для можна записати у вигляді

$$\Phi'_{qg}(u_q, u_g, \tau_{qg}, \rho_s) = \min_{i=1, \dots, n_q, j=1, \dots, n_g} \Phi'^{qg}_{ij}(u_q, u_g, \tau_{ij}^{qg}, \rho_s), \quad (3.18)$$

де $\Phi'^{qg}_{ij}(u_q, u_g, \tau_{ij}^{qg}, \rho_s)$ – псевдонормалізована квазі-*phi*-функція для опуклих

об'єктів $T_i^q(u_q)$ і $T_j^g(u_g)$.

Розглянемо півпростір $P = \{(x, y, z): x \leq 0\}$. Позначимо півпростір P , який трансльовано на вектор $(\mu, 0, 0)$ і повернуто на кути θ^1, θ^2 навколо осей OY і OZ через

$$\tilde{P} = \tilde{P}(p, \tau) = \{p: \psi(p, \tau) \leq 0\}, \quad \text{де}$$

$$\psi(p, \tau) = \alpha \cdot x + \beta \cdot y + \gamma \cdot z + \mu, p = (x, y, z), \tau = (\theta^1, \theta^2, \mu), \alpha = \cos \theta^1 \cdot \cos \theta^2, \\ \beta = -\sin \theta^2, \gamma = \sin \theta^1 \cdot \cos \theta^2.$$

Уведемо площину $\tilde{L}(p, \tau) = \{(x, y, z): \psi(p, \tau) = 0\}$, де $\psi(p, \tau) = 0$ – нормальне рівняння $\tilde{L}(p, \tau)$. Псевдонормалізована квазі-*phi*-функцію для базових примітивів $T_i^q(u_q)$ і $T_j^g(u_g)$ визначається як:

$$\Phi_{ij}^{'qg}(u_q, u_g, \tau_{ij}^{qg}, \rho_s) = 2 \min\{\Phi_i^q(u_q, \tau_{ij}^{qg}), \Phi_j^{*g}(u_g, \tau_{ij}^{qg})\} - \rho_s, \quad (3.19)$$

де $\Phi_i^q(u_q, \tau_{ij}^{qg})$ – нормалізована *phi*-функція для об'єкта $T_i^q(u_q)$ і півпростору $\tilde{P}(u_q, \tau_{ij}^{qg})$, $\Phi_j^{*g}(u_g, \tau_{ij}^{qg})$ – нормалізована *phi*-функція для об'єкта $T_j^g(u_g)$, $\tilde{P}^* = \tilde{P}^*(u_q, \tau_{ij}^{qg}) = \mathbb{R}^3 \setminus \widetilde{\text{int } \tilde{P}}$ – півпростір, $\tau_{ij}^{qg} = (\theta_{ij}^{1qg}, \theta_{ij}^{2qg}, \mu_{ij}^{qg})$ – вектор допоміжних змінних квазі-*phi*-функції $\Phi_{ij}^{'qg}$. Для визначення псевдонормалізованих квазі-*phi*-функції (3.19) для кожної пари базових примітивів, необхідно отримати нормалізовані *phi*-функції $\Phi_i^q(u_q, \tau_{ij}^{qg})$ і $\Phi_j^{*g}(u_g, \tau_{ij}^{qg})$.

Нормалізовані *phi*-функції $\Phi_i^q(u_q, \tau_{ij}^{qg})$ для базових примітивів $T_i^q(u_q)$ і півпростору $\tilde{P}(u_q, \tau_{ij}^{qg})$ визначаються наступним чином. Нехай $T_i^q(u_q)$ – опукла призма, піраміда, або інший з геометричних примітивів. Нормалізована *phi*-функція для об'єкта $T_i^q(u_q)$ і півпростору \tilde{P} має вигляд

$$\Phi_i^q(u_q, \tau_{ij}^{qg}) = \min\left\{ \min_{1 \leq k \leq l_q} (\psi(\tau_{ij}^{qg}, \tilde{p}_{ik}^q(u_q))), \min_{1 \leq k \leq l_q} (\psi(\tau_{ij}^{qg}, \tilde{p}_{ik}^{hq}(u_q))) \right\},$$

а нормалізована *phi*-функція для об'єкта $T_i^g(u_g)$ і півпростору \tilde{P}^* задається у вигляді

$$\Phi_j^{*g}(u_g, \tau_{ij}^{qg}) = \min\left\{ \min_{1 \leq k \leq l_g} (-\psi(\tau_{ij}^{qg}, \tilde{p}_{jk}^g(u_g))), -\psi(\tau_{ij}^{qg}, \tilde{p}_j^{gh}(u_g)) \right\}.$$

Нехай $T_i^q(u_q)$ – круговий циліндр, конус або інший геометричний примітив.

Нехай, наприклад, нижня кругова основа $T_i^q(u_q)$ центрується в точці $\tilde{p}_{i1}^q = (\tilde{x}_i^q, \tilde{y}_i^q, \tilde{z}_i^q)$ і має радіус r_{i1}^q , а верхня кругова основа $T_i^q(u_q)$ центрується в точці $\tilde{p}_{i2}^q = (\tilde{x}_i^q, \tilde{y}_i^q, \tilde{z}_i^q + h_i^q)$ і має радіус r_{i2}^q (у випадку з конусом $r_{i2}^q = 0$). Нормалізована phi-функція для об'єкта $T_i^q(u_q)$ і півпростору \tilde{P} має вигляд:

$$\Phi_i^q(u_q, \tau_{ij}^{qg}) = \min\{f_1(u_q, \tau_{ij}^{qg}), f_2(u_q, \tau_{ij}^{qg})\},$$

де

$$f_1(u_q, \tau_{ij}^{qg}) = \tilde{\mathbf{n}} \cdot \tilde{p}_{i1}^q + \gamma_{ij}^{qg} - r_{i1}^q \sqrt{1 - (\tilde{n}_z)^2},$$

$$f_2(u_q, \tau_{ij}^{qg}) = \tilde{\mathbf{n}} \cdot \tilde{p}_{i2}^q + \gamma_{ij}^{qg} - r_{i2}^q \sqrt{1 - (\tilde{n}_z)^2},$$

де $\tilde{\mathbf{n}} = (\tilde{n}_x, \tilde{n}_y, \tilde{n}_z)$ – одиничний вектор зовнішньої нормалі до півпростору \tilde{P} (рис. 3.11). Phi-функція для об'єкта $T_j^g(u_g)$ і півпростору \tilde{P}^* задається як:

$$\Phi_j^{*g}(u_g, \tau_{ij}^{qg}) = \min\{f_1(u_g, \tau_{ij}^{qg}), f_2(u_g, \tau_{ij}^{qg})\},$$

$$f_1(u_g, \tau_{ij}^{qg}) = -\tilde{\mathbf{n}} \cdot \tilde{p}_{j1}^g - \gamma_{ij}^{qg} - r_{j1}^g \sqrt{1 - (\tilde{n}_z)^2},$$

$$f_2(u_g, \tau_{ij}^{qg}) = -\tilde{\mathbf{n}} \cdot \tilde{p}_{j2}^g - \gamma_{ij}^{qg} - r_{j2}^g \sqrt{1 - (\tilde{n}_z)^2}.$$

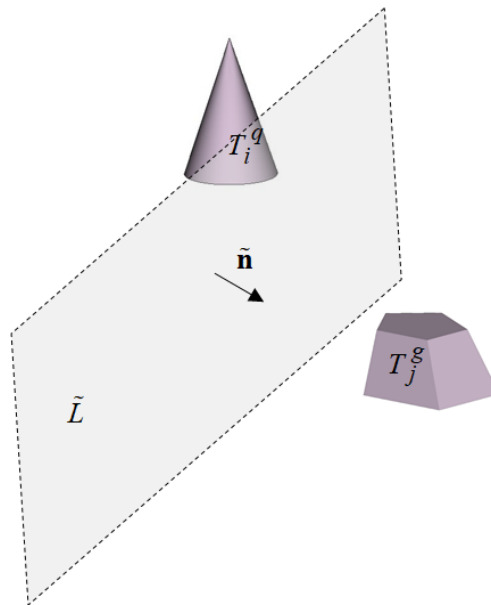


Рисунок 3.11 – Умови неперекриття: опуклі базові об'єкти T_i^q, T_j^g і площина \tilde{L} , що їх розділяє

Із нерівності $\Phi'_{qg}(u_q, u_g, \tau_{qg}, \rho_s) \geq 0$ випливає $dist(T_q(u_q), T_g(u_g)) \geq \rho_s$. Як приклад наведемо побудову псевдонормалізованої квазі- ρ -функція для опуклих призм. Нехай $\Pi_i^q(u_q)$ і $\Pi_j^g(u_g)$ – опуклі призми, задані висотою h_i^q (h_j^g) і вершинами основи. Псевдонормалізовану квазі- ρ -функцію для двох опуклих призм $\Pi_i^q(u_q)$ і $\Pi_j^g(u_g)$ можна визначити у вигляді

$$\Phi'_{ij}{}^{qg}(u_q, u_g, \tau_{ij}{}^{qg}, \rho_s) = 2 \min\{\Phi_i{}^{qg}(u_q, \tau_{ij}{}^{qg}), \Phi_j{}^{qg*}(u_g, \tau_{ij}{}^{qg})\} - \rho_s,$$

де $\Phi_i{}^{qg}(u_q, \tau_{ij}{}^{qg}) = \min\{\min_{1 \leq k \leq l_q}(\psi(\tau_{ij}{}^{qg}, \tilde{p}_{ik}^q(u_q))), \min_{1 \leq k \leq l_q}(\psi(\tau_{ij}{}^{qg}, \tilde{p}_{ik}^{hg}(u_q)))\}$ є нормалізованою ρ -функцією для $\Pi_i^q(u_q)$ і півпростору \tilde{P} , а

$$\Phi_j{}^{qg*}(u_g, \tau_{ij}{}^{qg}) = \min\{\min_{1 \leq k \leq l_g}(-\psi(\tau_{ij}{}^{qg}, \tilde{p}_{jk}^g(u_g))), \min_{1 \leq k \leq l_g}(-\psi(\tau_{ij}{}^{qg}, \tilde{p}_{jk}^{hg}(u_g)))\},$$

є нормалізованою ρ -функцією для $\Pi_j^g(u_g)$ і півпростору $\tilde{P} = \mathbb{R}^3 \setminus \widetilde{int \tilde{P}^*}$.

Далі опишемо засоби моделювання обмежень (3.15)–(3.16). Кожний об'єкт $T_q(u_q)$ потрібно помістити у зону для відповідної полиці Ω_s , $q \in I^s$, $s \in J_{m-1}$, на при $z_q = z_s$ і $h_q \leq t_s$. Псевдонормалізована ρ -функція для об'єктів $T_q(u_q)$ і $\mathfrak{S}^* = \{(x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid x^2 + y^2 - r^2 \geq 0\}$ матиме вигляд:

$$\Phi^{T_q \mathfrak{S}^*}(u_q, \rho_s) = \min_{i=1, \dots, n_q} \Phi^{T_i^q \mathfrak{S}^*}(u_q, \rho_s), \quad (3.20)$$

де $\Phi^{T_i^q \mathfrak{S}^*}(u_q, \rho_s)$ – псевдонормалізована ρ -функція для об'єкта $T_i^q(u_q)$ і множини \mathfrak{S}^* . Із нерівності $\Phi^{T_q \mathfrak{S}^*}(u_q, \rho_s) \geq 0$ випливає $dist(T_q(u_q), \mathfrak{S}^*) \geq \rho_s$, тобто виконується обмеження розміщення (3.16).

Наведемо як приклад побудови псевдонормалізованої ρ -функція для включення круглого циліндра в зону Ω_s . Нехай $C_i^q(u_q)$ – круговий циліндр, заданий базисним радіусом r_i^q . Псевдонормалізована ρ -функція для циліндра $C_i^q(u_q)$ і об'єкта \mathfrak{S}^* запишеться як

$$\Phi^{C_i^q \mathfrak{S}^*}(u_q, \rho_s) = \min\{\chi_1^s(u_q, \rho_s), \chi_2^s(\rho_s)\}, \quad (3.21)$$

де $\chi_1^s(u_q, \rho_s) = (r - r_i^q - \rho_s)^2 - (\tilde{x}_i^q(u_q))^2 - (\tilde{y}_i^q(u_q))^2$, а $\chi_2^s(\rho_s) = r - r_i^q - \rho_s$.

Із нерівності $\Phi^{C_i^q \mathfrak{S}^*}(u_q, \rho_s) \geq 0$ випливає $dist(C_i^q(u_q), \mathfrak{S}^*) \geq \rho_s$, тобто виконується обмеження розміщення (3.16). В роботах, виконаних за участі та під керівництвом авторки [159, 210, 259], наведено приклади побудови псевдонормалізованих *phi*-функцій для інших геометричних примітивів, що можуть застосовуватись для побудови еквівалентних деталей: призм, конусів, пірамід тощо. Для опису умови (3.17) для $T_i^q(u_q)$ використовують псевдонормалізовану *phi*-функцію об'єктів $T_q(u_q) = \bigcup_{i=1}^{n_q} T_i^q(u_q)$ і K_Ω , яку можна записати у вигляді

$$\Phi^{T_q K}(u_q) = \min_{i=1, \dots, n_q} \Phi^{T_i^q K}(u_q), \quad (3.22)$$

де $\Phi^{T_i^q K}(u_q)$ – псевдонормалізована *phi*-функція для об'єктів $T_i^q(u_q)$ і K_Ω . Якщо, наприклад, $T_i^q(u_q)$ є циліндром, круговим або зрізаним конусом, то така функція матиме вигляд $\Phi^{T_i^q K}(u_q) = -(\tilde{r} + \Delta + r_i^q)^2 + (\tilde{x}_i^q(u_q))^2 + (\tilde{y}_i^q(u_q))^2$. Для $T_i^q(u_q)$, що є призмою, пірамідою або зрізаною пірамідою, така функція запишеться як $\Phi^{T_i^q K}(u_q) = \min_{k=1, \dots, l_i^q} (-(\tilde{r} + \Delta)^2 + (\tilde{x}_{ik}^q(u_q))^2 + (\tilde{y}_{ik}^q(u_q))^2)$. При цьому із нерівності $\Phi^{T_q K}(u_q) \geq 0$ випливає, що $dist(T_q(u_q), K_\Omega) \geq \Delta$, тобто обмеження (3.17) виконується автоматично.

З урахуванням вищевикладеного задачу найрозрізеного компонування з умовами балансу (3.13) можна сформулювати як задачу нелінійного програмування:

$$\max \sum_{s=1}^{m-1} \rho_s \text{ таке, що } (u, \tau) \in W, \quad (3.23)$$

$$W = \left\{ (u, \tau, \rho): \begin{array}{l} \Phi'_{qg}(u_q, u_g, \tau_{qg}) \geq \rho_s, (q, g) \in \mathfrak{E}^s, \Phi(u_q, \rho_s) \geq 0, \\ \Phi^{T_q K}(u_q) \geq 0, q \in \mathbf{I}^s, \rho_s > 0, s \in J_{m-1}, Y(v) \geq 0 \end{array} \right\}, \quad (3.24)$$

де $\rho = (\rho_1, \dots, \rho_{m-1})$, $\tau = (\tau^1, \dots, \tau^{m-1})$, $\tau^s = (\tau_{qg}, (q, g) \in \mathfrak{E}^s)$, $s \in J_{m-1}$, τ_{qg} – вектор допоміжних змінних для псевдонормалізованої квазі-*phi*-функції (3.18) для об'єктів $T_q(u_q)$ і $T_g(u_g)$, $(q, g) \in \mathfrak{E}^s$, $s \in J_{m-1}$; $\Phi_q(u_q, \rho_s)$ – псевдонормалізована *phi*-функція (3.20) для об'єктів $T_q(u_q)$ і \mathfrak{S}^* , $q \in \mathbf{I}^s$, $s \in J_{m-1}$, $\mathbf{I}^s = \{q | T_q \subset \Omega^s\}$; $\Phi^{T_q K}(u_q)$ – псевдонормалізована *phi*-функція (3.22) для об'єктів $T_q(u_q)$ і K_Ω , $q \in \mathbf{I}^s$; $Y(v) \geq 0$ встановлює умови балансу (3.13).

Допустима область W (3.23)–(3.24) визначається системою негладких нерівностей, які зводяться до системи нерівностей з диференційовними функціями. Задача (3.23)–(3.24) є неопуклою й неперервною задачею нелінійного програмування. Це формулювання є точним у тому сенсі, що вона включає всі оптимальні розв'язки для задачі найрозріженого балансного компонування. Кількість змінних задачі – $\sigma = m - 1 + 3N + 3 \sum_{s=1}^{m-1} \sum_{(q,g) \in \Sigma_s} n_q n_g$. Модель (3.23)–(3.24) включає в себе $O(N^2)$ нелінійних нерівностей та $O(N^2)$ змінних через допоміжні змінні у квазі-*phi*-функціях.

Для термоімпульсного оброблення більш характерним є випадок коли на кожній полиці повинні розташовуватися однакові деталі. У цьому випадку задача (3.23)–(3.24) зводиться до простішої задачі, сформульованої, наприклад, для $s = 1$ [210, 259]:

$$\max \rho_1 \text{ таке, що } (\hat{u}, \hat{\tau}) \in \hat{W}, \quad (3.25)$$

$$\hat{W} = \left\{ (\hat{u}, \hat{\tau}, \rho_1) : \begin{cases} \Phi'_{qg}(u_q, u_g, \tau_{qg}) \geq \rho_1, & (q, g) \in \Sigma^1, \\ \Phi_q(u_q, \rho_1) \geq 0, \Phi^{TqK}(u_q) \geq 0, & q \in I^1, \rho_1 > 0 \end{cases} \right\}. \quad (3.26)$$

Задача (3.25)–(3.26) є задачею дисперсного компонування для першої субзони (полиці пристосування) Ω_1 .

Для розв'язування задачі (3.23)–(3.24) в роботах, виконаних за участі авторки, запропонована стратегія мультистарту. Спочатку, на підставі гомотетических перетворень еквівалентних об'єктів за дотримання умов балансу генерується низка допустимих стартових точок. Потім отримують локальний максимум задачі (3.23)–(3.24), починаючи з кожної допустимої точки, сформованої на першому етапі. Після цього, з усіх отриманих розв'язків вибирають кращий з точки зору цільової функції. Відповідний алгоритм формулюється наступним чином [210, 259].

Крок 1. Формується множина точок $v_q^0 = (x_q^0, y_q^0, z_q^0)$ усередині субзони Ω_s для $q \in I^s$, $s \in J_{m-1}$, при цьому x_q^0, y_q^0 вибирають випадковим чином: $(x_q^0, y_q^0) \in B_s$, і $z_q^0 = z_s$. Формується точка $v^{(0)} = (v_1^{(0)}, \dots, v_N^{(0)})$. Результатом цього кроку є набір точок, що знаходяться усередині субзон.

Крок 2. Виконується страт із точки (v^0, δ^0) , де $\delta^0 = r$. Знаходиться балансне компонування N зважених точок (вироджених еквівалентних об'єктів заданої ваги) усередині Ω . Для цього розв'язується підзадача нелінійного програмування:

$$\min \delta \text{ таке, що } (\delta, v) \in V \subset R^{3N+1}, \quad (3.27)$$

$$V = \left\{ (\delta, v): \omega(x_q, y_q, z_q) \geq 0, z_q = z_q^s, q \in I^s, s \in J_{m-1}, \right. \\ \left. -\delta \leq x_c \leq \delta, -\delta \leq y_c \leq \delta \right\}, \quad (3.28)$$

де x_c, y_c визначені за (3.12), $\omega(x_q, y_q, z_q) = \min\{r^2 - x_q^2 - y_q^2, x_q^2 + y_q^2 - \Delta^2\}$. Визначається точка $(\delta^{(1)}, v^{(1)})$ локального мінімуму задачі (3.27)–(3.28), де $v^{(1)} = (v_1^{(1)}, \dots, v_n^{(1)})$. Результатом цього кроку є набір зважених точок, що задовольняють умовам балансу.

Крок 3. Визначаються стартові значення вектору змінних τ_{qg} кожної квазі-phi-функції $\Phi'_{qg}(u_q, u_g, \tau_{qg}, \rho_s) \geq 0$, $(q, g) \in E^s$. Ці змінні розглядають як параметри розділювальних площин між кожною парою точок $v_q^{(1)}$ і $v_g^{(1)}$, $q \in I^s, s \in J_{m-1}$. Результатом є визначення $\tau^{(1)} = (\tau_{qg}^{(1)}, q \in I^s, s \in J_{m-1})$.

Крок 4. Формується точка $(u^{(1)}, \tau^{(1)})$, де $u^{(1)} = (v^{(1)}, \theta^{(1)})$, $\theta^{(1)} = (\theta_1^{(1)}, \dots, \theta_N^{(1)})$ – вектор випадково згенерованих параметрів обертання. Зазначимо, що для випадку розміщення однакових об'єктів параметри обертання визначаються тільки для одного об'єкта на полиці, а для інших вираховуються за цим значенням з використанням умов циклічної симетрії. Точку $(u^{(1)}, \tau^{(1)})$, яку отримано на кроках 1–4, використовують як стартову точку для підзадачи нелінійного програмування, визначеної на кроці 5.

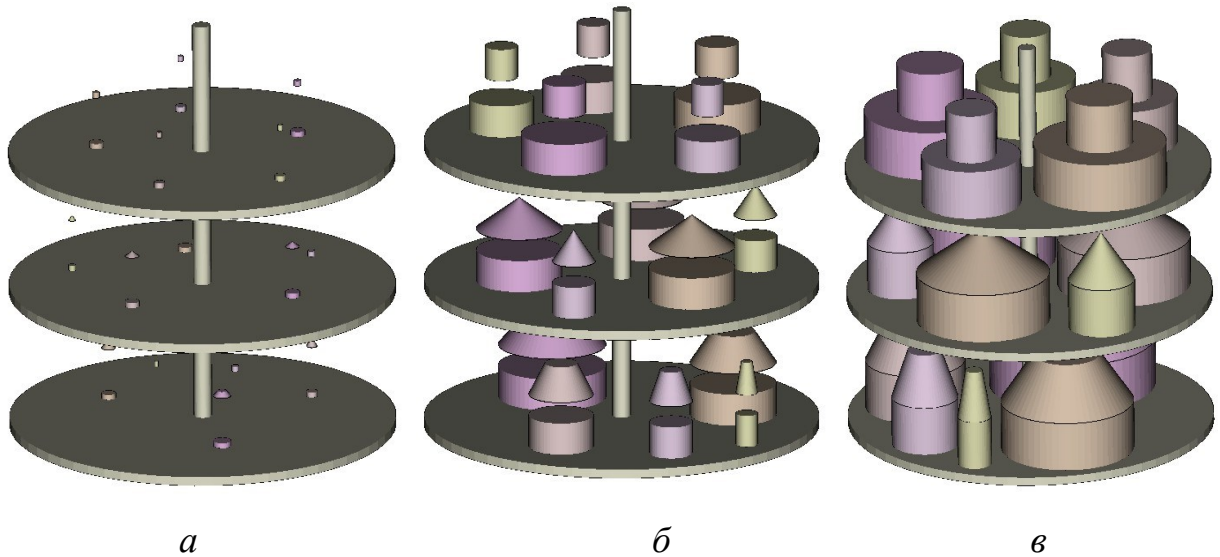
Крок 5. Проводиться «збільшення» зважених точок $v_q^{(1)}$ усередині відповідних субзон Ω_s , $q \in I^s, s \in J_{m-1}$, до 3D еквівалентних об'єктів, з розв'язанням підзадачі нелінійного програмування:

$$\max \lambda \text{ таке, що } (u, \tau, \lambda) \in W_\lambda, \quad (3.29)$$

$$W_\lambda = \left\{ (u, \tau, \lambda): \Phi'_{qg}(u_q, u_g, \tau_{qg}, \lambda) \geq 0, (q, g) \in E^s, \Phi_q(u_q, \lambda) \geq 0, \right. \\ \left. \Phi^{TK}(u_q, \lambda) \geq 0, q \in I^s, s \in J_{m-1}, \gamma(u) \geq 0, 0 \leq \lambda \leq 1 \right\}, \quad (3.30)$$

починаючи із точки $(u^{(1)}, \tau^{(1)}, \lambda = 0)$.

У задачі (3.29)–(3.30) λ є параметр масштабування (коефіцієнт гомотетії) кожного об'єкта T_q , $q \in I_N$, $\Phi'_{qg}(u_q, u_g, \tau_{qg}, \lambda)$ – квазі-*phi*-функція об'єктів $\lambda T_q(u_q)$, $\lambda T_g(u_g)$ для $(q, g) \in \Xi^s$, $s \in J_{m-1}$, $\Phi_q(u_q, \lambda)$ – *phi*-функція об'єктів $\lambda T_q(u_q)$, а \mathfrak{S}^* для $q \in I^s$, $s \in J_{m-1}$, $\Phi^{T_q K}(u_q, \lambda)$ – псевдонормалізована *phi*-функція для об'єктів $\lambda T_q(u_q)$ і K_Ω , $q \in I^s$. Визначається точка $(u^{(2)}, \tau^{(2)}, \lambda^{(2)})$, що забезпечує оптимальний розв'язок задачі (3.29)–(3.30). Якщо $\lambda^{(2)} = 1$, то проводиться перехід до кроку 6, у іншому випадку – повернення до кроку 1 і генерується новий набір стартових точок. На рис. 3.12 наведено проміжні розв'язки задачі (3.29)–(3.30) для тестової прикладу.



a – проміжне розташування для $\lambda = 0,1$; *b* – проміжне розташування для $\lambda = 0,6$; *v* – можливе розташування оригінального розміру ($\lambda = 1$)

Рисунок 3.12 – Приклад реалізації кроку 5 алгоритму розв'язку

Крок 6. Обчислення мінімальної відстані між усіма парами об'єктів у кожній субзоні. $\rho_s^{(2)} = \min\{\Phi'_{qg}(u_q^{(2)}, u_g^{(2)}, \tau_{qg}^{(2)}), (q, g) \in \Xi^s, \Phi_q(u_q^{(2)}), q \in I^s\}$, $s \in J_{m-1}$ як початкове значення змінної ρ_s у задачі (3.23)–(3.24).

Після виконання кроку 6 утворюється точка $(u^{(2)}, \tau^{(2)}, \rho^{(2)})$, припустима для задачі (3.23)–(3.24). Її можна використовувати як прийнятну відправну точку для локальної оптимізації задачі.

Крок 7. Розв'язуємо задачу (3.23)–(3.24), починаючи із точки $(u^{(2)}, \tau^{(2)}, \rho^{(2)})$.

Після перебору всіх сформованих стартових точок, з усіх отриманих розв'язків вибирають кращий з точки зору цільової функції. Далі наведемо деякі приклади розв'язання задач найрозріженого балансного компоування стосовно до задачі визначення позиціонування еквівалентних деталей під час проєктування пристосування для групового термоімпульсного оброблення.

3.2.3 Результати числових експериментів для задачі найрозріженого балансного компоування

Наведемо деякі приклади для ілюстрації застосування описаного вище алгоритму. Задачі, розв'язки яких приводяться, розглянуто в роботах виконаних за участю та під керівництвом авторки [159, 210, 259]. Для локальної оптимізації в задачах використовували код IPOPT, поданий в [189].

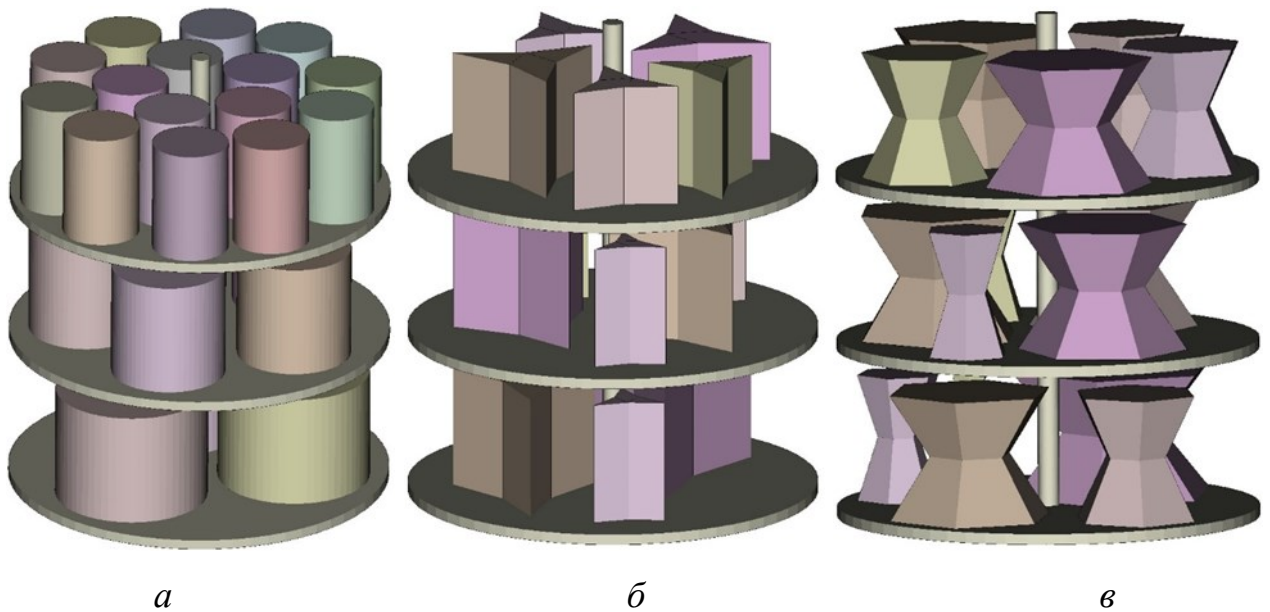
Для кожного прикладу було застосовано стартовий набір зі 100 початкових точок. За описаним алгоритмом отримано 100 відповідних локальних мінімумів. Як розв'язок задачі (3.23)–(3.24) було обрано найкращий локальний мінімум. Обчислюваний час, зазначений для кожного прикладу, є загальним часом для всіх 100 стартів.

Приклад 1. Дисперсне компоування $N = 23$ циліндрів різного діаметру. Час отримання розв'язку за описаним алгоритмом – 69,43 с, відповідне балансне найрозріжене компоування наведене на рис. 3.13, а.

Приклад 2. Дисперсне компоування $N = 15$ неопуклих призм. Час отримання розв'язку за описаним алгоритмом – 555,05 с, відповідне балансне найрозріжене компоування наведене на рис. 3.13, б.

Приклад 3. Дисперсне компоування $N = 15$ неопуклих складених об'єктів. Час отримання розв'язку за описаним алгоритмом – 298,58 с, відповідне балансне найрозріжене компоування наведене на рис. 3.13, в.

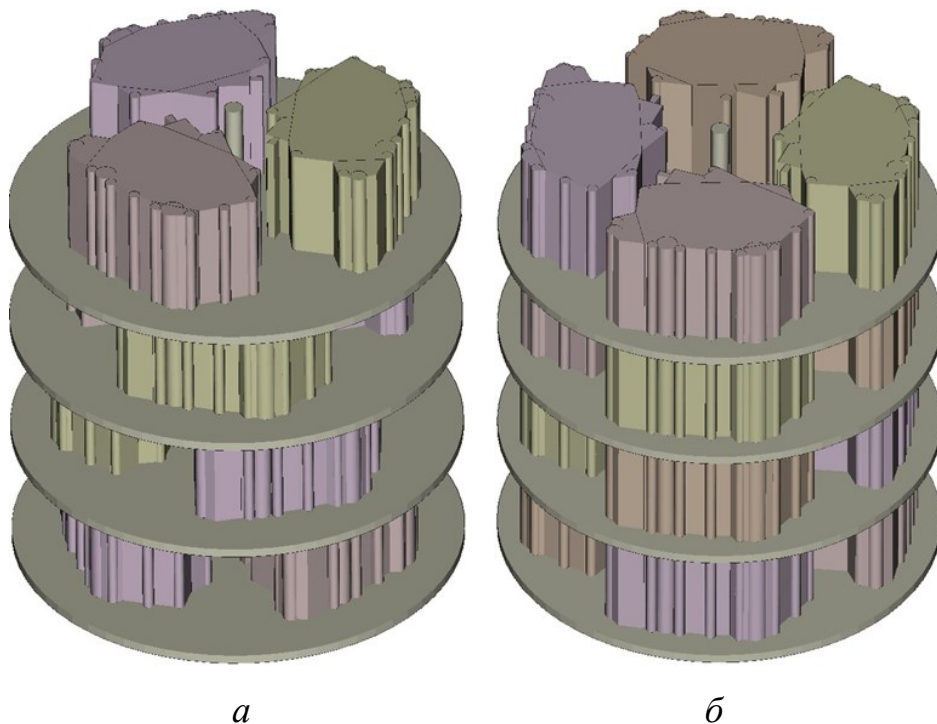
Далі наведено приклади найрозріженого балансного компоування еквівалентних деталей для корпусів деяких гідроагрегатів авіаційних двигунів.



a – циліндри; *б* – неопуклі призми; *в* – складені неопуклі об'єкти

Рисунок 3.13 – Компонування 3D об'єктів у прикладах 1–5

Приклад 6. Складені неопуклі еквівалентні об'єкти $N = 12$, по три на кожній полиці пристосування. Час отримання розв'язку – 3636,07 с. Відповідне балансне найрозріжене компонування наведено на рис. 3.14, *a*.



a – три об'єкти на кожній полиці пристосування;

б – чотири об'єкти на кожній полиці пристосування

Рисунок 3.14 – Компонування еквівалентних деталей у прикладі 6, 7

Приклад 7. Складені неопуклі еквівалентні об'єкти $N = 16$, по чотири на кожній полиці пристосування. Час отримання розв'язку – 8351,9 с. Відповідне балансне найрозріжене компонування наведено на рис. 3.14, б.

Наведені приклади показують, що час розв'язання задачі найрозріженого балансного компонування різко зростає зі зростанням кількості окремих ділянок поверхні на еквівалентних деталях. Для простих форм, які являють собою геометричні примітиви на кшталт Прикладу 1, час пошуку складає секунди або десятки секунд при збільшенні кількості розташовуваних об'єктів. Для складених з декількох геометричних примітивів об'єктів на кшталт Прикладів 2, 3 час розв'язання задачі складає вже хвилини або десятки хвилин. Для еквівалентних деталей з багатьма гранями – години і можливо десятки годин.

Ці приклади показують підтверджують ефективність ідеї застосування для розв'язання задач позиціювання еквівалентних деталей. Оригінальна деталь, наприклад у форматі STL, являє собою фасеточну поверхню з кількістю граней, яка може досягати десятків або сотень тисяч в залежності від точності відтворення форми. Вочевидь застосування алгоритмів найрозріженого балансного компонування в такому випадку буде потребувати надмірної кількості обчислювальних ресурсів і часу і може взагалі не призвести до отримання розв'язку при використанні серверів, які зазвичай є в наявності на промислових підприємствах.

З іншого боку очевидним висновком аналізу наведених вище прикладів є перспективність застосування для розв'язання задач позиціювання при груповому термоімпульсному обробленні еквівалентних деталей найпростішої форми з мінімальною кількістю залучених геометричних примітивів. Це дозволить отримати розв'язок або, принаймні, наближення до нього за мінімальний час. Подальше уточнення розташування деталей може бути проведене при використанні еквівалентних деталей більш складної форми, які потім можна буде застосовувати в задачах визначення енергетичних характеристик термоімпульсної обробки – величини осереднених за поверхнями оброблюваних деталей питомих теплових потоків та часу затухання ударних хвиль.

3.3 Найрозріджене балансне компонування з урахуванням дії ударних хвиль

3.3.1 Найрозріджене балансне компонування із забороненою зоною

У цьому пункті розглядатимемо особливості задачі найрозрідженого балансного компонування в умовах дії ударних хвиль, що притаманно процесам термоімпульсної обробки при детонації чи тепловому вибуху частини паливної суміші. В таких випадках при віддзеркаленні чи взаємодії ударних хвиль можуть виникати «гарячі точки» та струменеві течії високотемпературного газу які суттєво впливають на нагрівання оброблюваних деталей, в тому числі і на рівномірність нагрівання різних ділянок поверхні оброблюваних деталей. Такі особливості процесу треба враховувати при позиціюванні деталей щоб запобігти небажаним ефектам та навіть появи браку при обробленні.

Розглянемо особливості задачі найрозрідженого балансного компонування в умовах дії ударних хвиль на прикладі двовимірної задачі. Така задача розглядалася в ряді робіт, виконаних при участі і під керівництвом авторки [39, 158, 259]. Для таких задач розгляд доцільно проводити не розглядаючи етап згоряння паливної суміші, аналогічно постановці, описаній у пункті 3.1.3 цієї роботи. Тоді задача зводиться до розгляду теплообміну з гарячим газом протягом часу загасання ударних хвиль, зумовлених імпульсом тиску. Так, наприклад, в роботі [39] моделювання проводили за таких допущень: урахується тепловіддача між газом з початковою температурою 1000°C та об'єктами розміщення, що визначені їхніми межами, з постійною температурою 25°C; для межі області розташування встановлюються умови адіабатичної стінки; обчислювальний час обмежено часом затухання ударної хвилі, який зумовлений імпульсом тиску в частині області розташування в початковий час.

Початковий розподіл тиску в розрахунковій області задавався виразом:

$$P_0 = \begin{cases} 0,1[\text{МПа}], r^2 - x^2 - y^2 < 0, \\ 0,4[\text{МПа}], r^2 - x^2 - y^2 \geq 0. \end{cases}$$

Фактично таким чином задається зона підвищеного тиску всередині кола з центром в початку координат та радіусом r . Розрахункова сітка скінченних елементів і налаштування вирішувача відповідали рекомендаціям праць, в яких проводилося числове моделювання задач теплообміну в разі дії ударних хвиль [158]. Та додатково подрібнювалася в зоні, в якій у початковий момент часу задавався високий тиск (рис. 3.15). Крок розв'язання за часом вибирали так, щоб гарантувати, що число Куранта буде менше за 5. Для налаштування вирішувача використовували схему адвекції з високою роздільною здатністю та перехідну схему Ейлера другого порядку. Критерієм зупинки розрахунку приймалась умова $P_{max}/P_{min} \leq 1,05$.

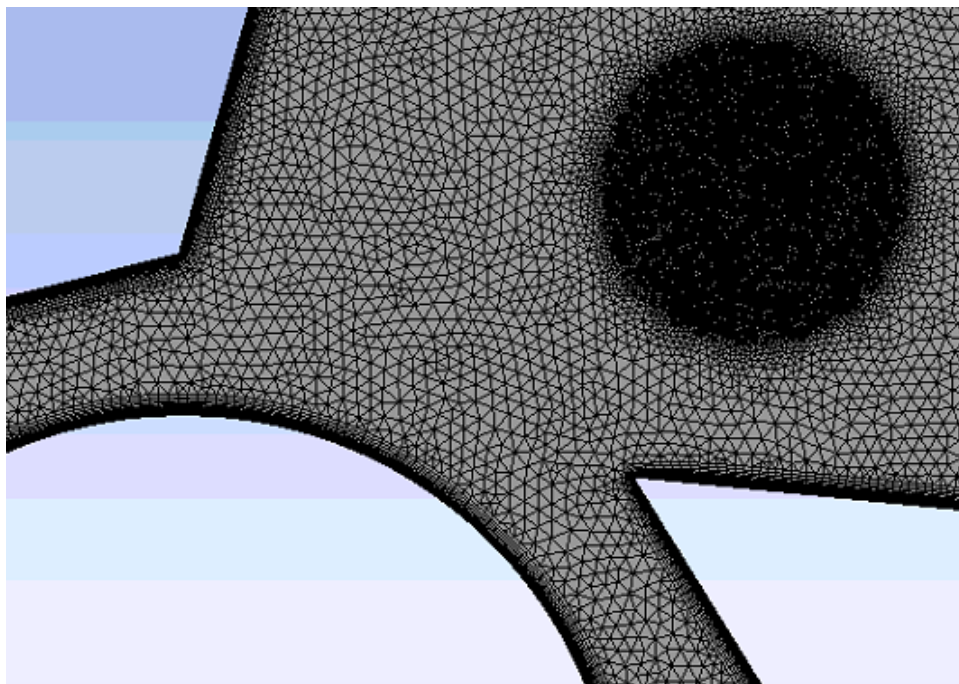


Рисунок 3.15 – Фрагмент розрахункової сітки зі згущенням елементів в області початкового тиску та в пристінковій зоні

На відміну від попередньо розглянутого формулювання в задачах найрозрізденішого балансного компонування із забороненою зоною будемо додатково вимагати, щоб об'єкти розміщення були віддалені від границі зони підвищеного тиску. Фактично таким чином в постановці задачі (3.23)–(3.24) в середині зони розміщення вводиться додаткова границя. Це робиться для того, щоб уникнути розміщення деталей в зонах камери з температурою, яка різко відрізняється від осередненого по камері значення.

Для перевірки доцільності введення заборонених зон в задачах визначення

позиціонування деталей при термоімпульсному обробленні було розв'язано ряд тестових задач [9, 39]. В роботі [39] досліджувались три варіанти задачі найрозрідженого пакування для випадку розміщення трьох об'єктів у вигляді кіл у зоні розміщення, яка також являла собою коло (рис. 3.16):

- компонування без забороненої зони (рис. 3.16, *а*);
- компонування без забороненої зони та умов балансу (рис. 3.16, *б*);
- компонування із забороненою зоною та умовами балансу (рис. 3.16, *в*).

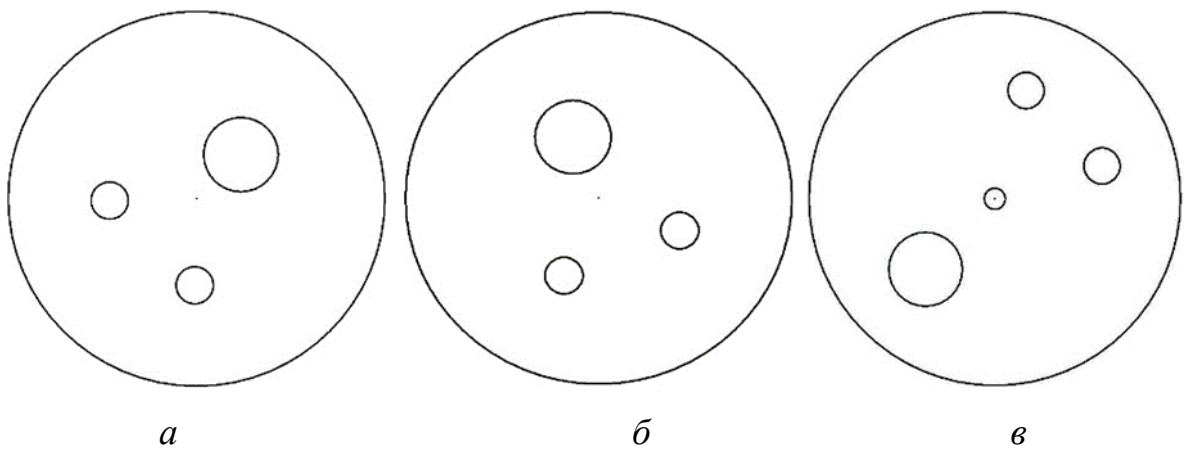


Рисунок 3.16 – Локальне оптимальне розміщення кіл в тестовій задачі [39]

Розв'язки задач в різній постановці порівнювались за значеннями осереднених за контуром кожного з об'єктів розміщення значень питомого теплового потоку. Відповідні залежності для випадку 1 (рис. 3.16, *а*) та 2 (рис. 3.16, *б*) представлено на рис. 3.17 та рис. 3.18 відповідно. Для випадку 1 середня відносна різниця теплових потоків між кругами C_1 (більшого діаметру) та C_2 (C_3) становить приблизно 1,54 рази. Для випадку 2 така різниця становить приблизно 1,45 рази. Тобто розподіл питомих теплових потоків для компонування без умов балансу є більш рівномірним. У [39] було зроблено припущення, що це зумовлено суттєво різницею у відстанях між розміщуваними об'єктами та межею зони високого тиску, від якої починається поширення ударної хвилі. Для випадку 1 (рис. 3.16, *а*) відносна різниця цих відстаней становить до 4,127 рази, а для випадку 2 (рис. 3.16, *б*) – лише до 3,131 рази.

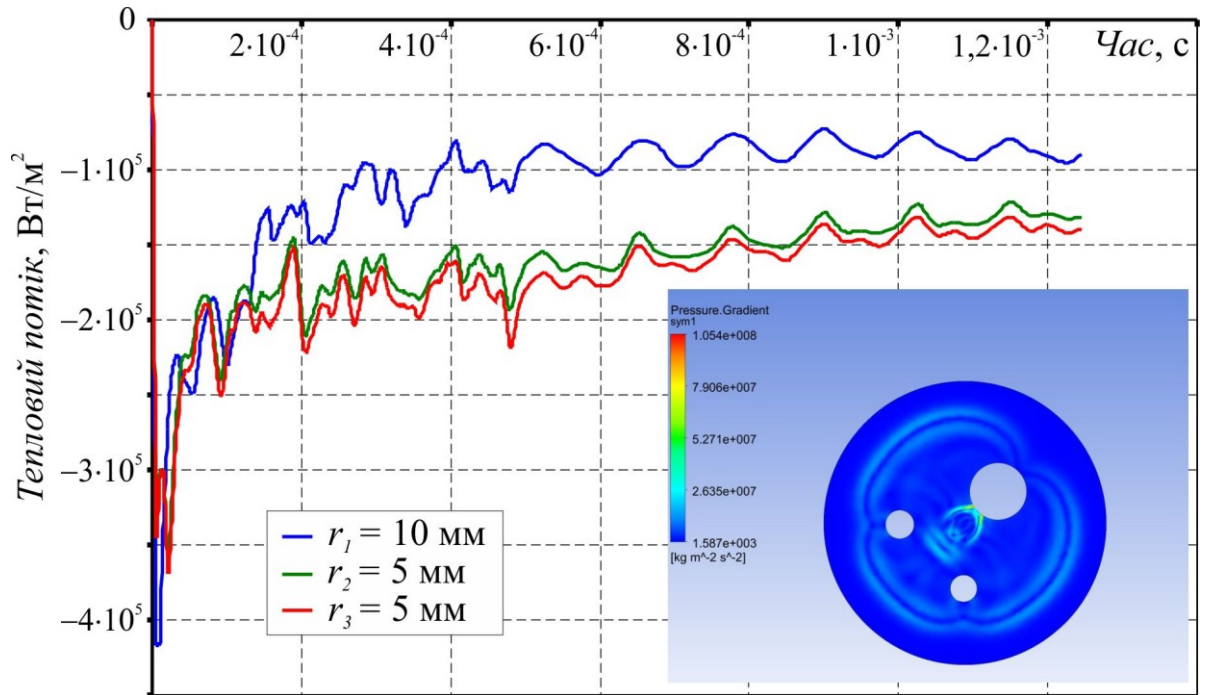


Рисунок 3.17 – Осереднені питомі теплові потоки для випадку 1 як функція часу і розподіл градієнта тиску у момент $t = 5 \cdot 10^{-4}$ с [39]

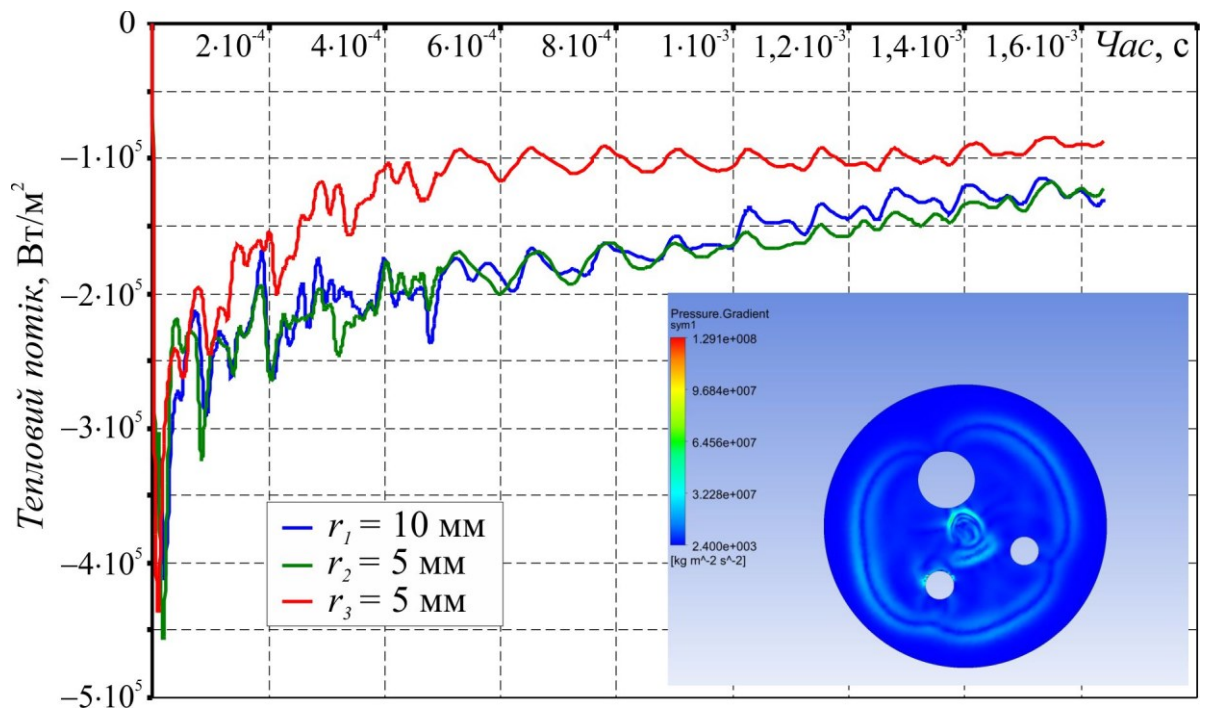


Рисунок 3.18 – Осереднені теплові потоки для випадку 2 як функція часу і розподіл градієнта у момент $t = 5 \cdot 10^{-4}$ с [39]

Саме це припущення привело до ідеї додавання до умов розміщення забороненої зони. Для розв'язку задачі найрозрідженого балансного компоновання при введенні забороненої відносна різниця відстаней між об'єктами розміщення C_1 та C_2 (C_3) та межею забороненої становила 1,67 рази. Числові результати розрахунку осереднених питомих теплових потоків показано на рис. 3.19. При урахуванні при компонованні забороненої зони відносна середня різниця осереднених питомих теплових потоків між об'єктами C_1 та C_2 (C_3) є меншою ніж у 1,21 рази, тобто з точки зору рівномірності нагріву таке компоновання виявилось кращим на 16,55%. Для перевірки того, що компоновання із забороненою зоною забезпечує принаймні локальний мінімум для різниці питомих теплових потоків на об'єктах розміщення, розглянуто три додаткові випадки. Їх отримали з розташування, вказаного на рис. 3.16, в, переміщенням об'єктів розташування таким чином, щоб їх центр ваги був зміщений відносно центру забороненої зони точок з координатами відповідно (2, 2), (-2, -2) та (2, -2) [мм]. У цих випадках середня відносна різниця теплових потоків між C_1 і C_2 (C_3) становила відповідно 1,231, 1,221 та 1,223 рази, тобто розв'язок задачі найрозрідженого балансного компоновання з забороненою зоною дав найкращий результат.

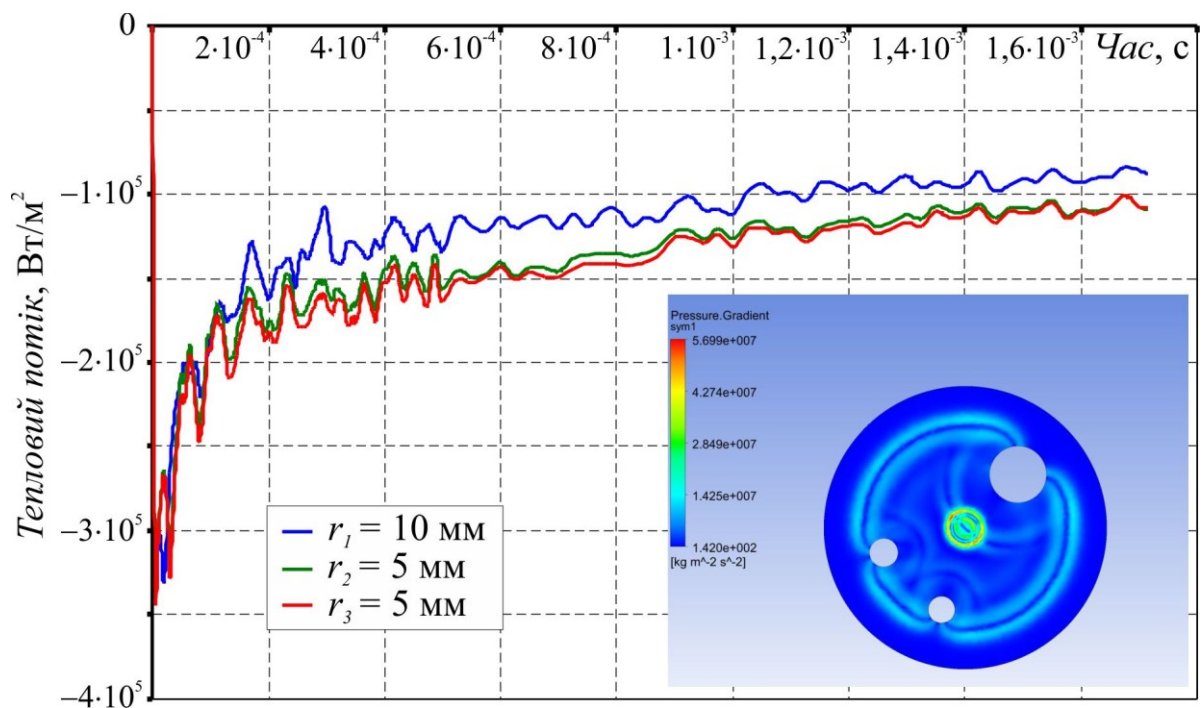


Рисунок 3.19 – Осереднені теплові потоки для задачі з забороненою зоною і розподіл градієнта тиску у момент $t = 5 \cdot 10^{-4}$ с [39]

Таким чином, можна зробити висновок, що для отримання найбільш рівномірного розподілу теплових потоків під час дії ударних хвиль найрозріджене компонування має узгоджуватися з розташуванням зони високого тиску в початковий момент.

3.3.2 Балансне компонування 2D об'єктів з урахуванням дії ударних хвиль

В подальшому було проведено аналіз можливості забезпечення рівномірності розподілу питомих теплових потоків в умовах дії ударних хвиль при найрозрідженому балансному компонуванні різних за формою та розмірами об'єктів розміщення. За результатами розрахунків визначали осереднене значення питомого теплового потоку \bar{q}_i на межі $\partial\Omega_i$ кожного з розташованих об'єктів Ω_i :

$$\bar{q}_i = \frac{\int_{\partial\Omega_i} q d(\partial\Omega_i)}{\int_{\partial\Omega_i} d(\partial\Omega_i)}$$

На графіках, наведених на рис. 3.20 та 3.21, побудовано залежності $\bar{q}_i(t)$ для випадку компонування кіл та шестикутників [158]. Додатково на рисунках показано розподіл градієнтів тиску в області в момент часу $t = 0,00013$ с.

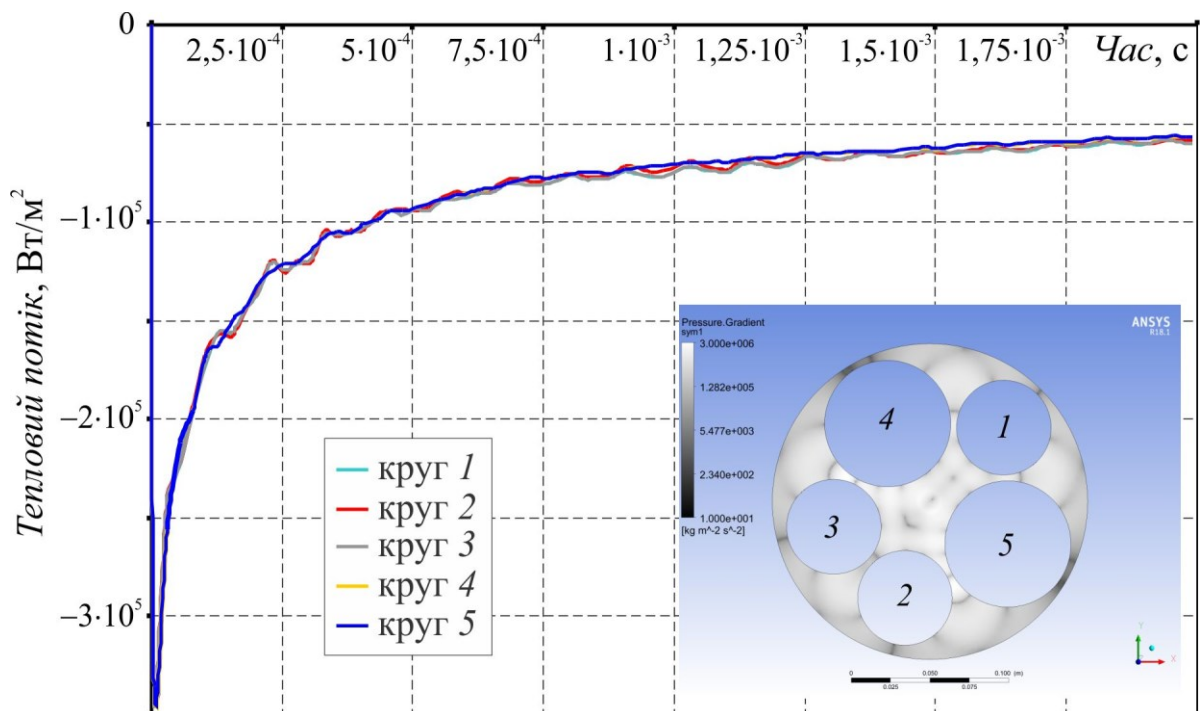


Рисунок 3.20 – Осереднені теплові потоки для балансного компонування кругів і розподіл градієнта тиску у момент $t = 1,3 \cdot 10^{-4}$ с [158]

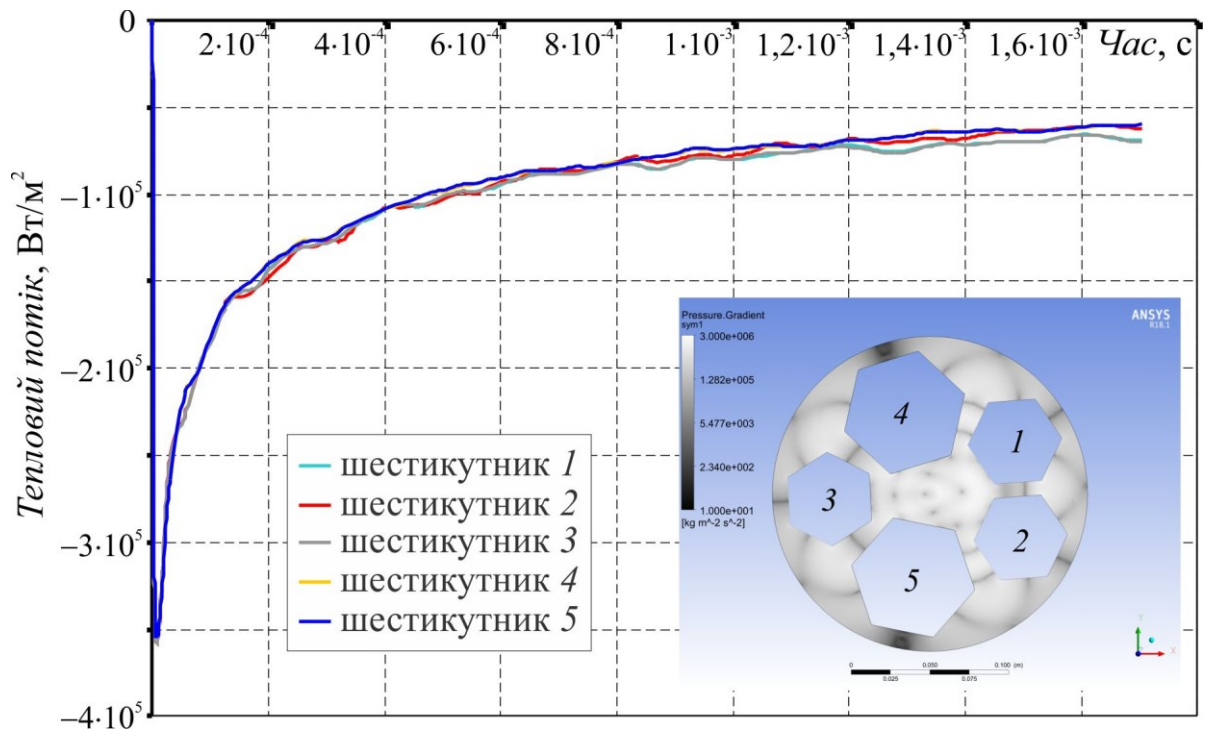


Рисунок 3.21 – Осереднені теплові потоки для балансного компонування шестикутників і розподіл градієнта тиску у момент $t = 1,3 \cdot 10^{-4}$ с [158]

Крім того, порівнювали відносну похибку осередненого питомого теплового потоку для кожного з об'єктів \bar{q}_i стосовно його середнього значення для всіх об'єктів розміщення $\delta = |(\bar{q}_i - \bar{q})/\bar{q}|$. Результати розрахунків для балансного й небалансного компонування для розміщення кругів і шестикутників наведено на рис. 3.22–3.25. Для всіх розв'язків розподіл похибок у симетрично розташованих об'єктах одного розміру був практично однаковим. Тому на графіках наведено дані тільки для трьох об'єктів. Балансне компонування забезпечило більш рівномірний розподіл питомих теплових потоків.

При оцінюванні загальної кількості теплоти, поглиненої поверхнями об'єктів за час загасання ударних хвиль, похибка щодо середнього значення для випадку розміщення кругів для балансного компонування дорівнювала 1,02%, а для небалансного – 1,81%. Для випадку розміщення шестикутників похибка для балансного компонування становила 1,75%, а для небалансного – 2,56%. Припускалося, що погіршення рівномірності розподілу теплових потоків у разі ускладнення форми розташованих об'єктів пов'язане з ускладненням хвильової картини та з інтерферен-

цією хвиль та впливом близькості до забороненої зони. Це припущення підтвердилося під час розв'язування задачі для випадку розміщення неопуклих багатокутників і об'єктів різної форми. Для цих випадків залежності осереднених питомих теплових потоків від часу $\bar{q}_i(t)$ представлено на рис. 3.26 і 3.27.

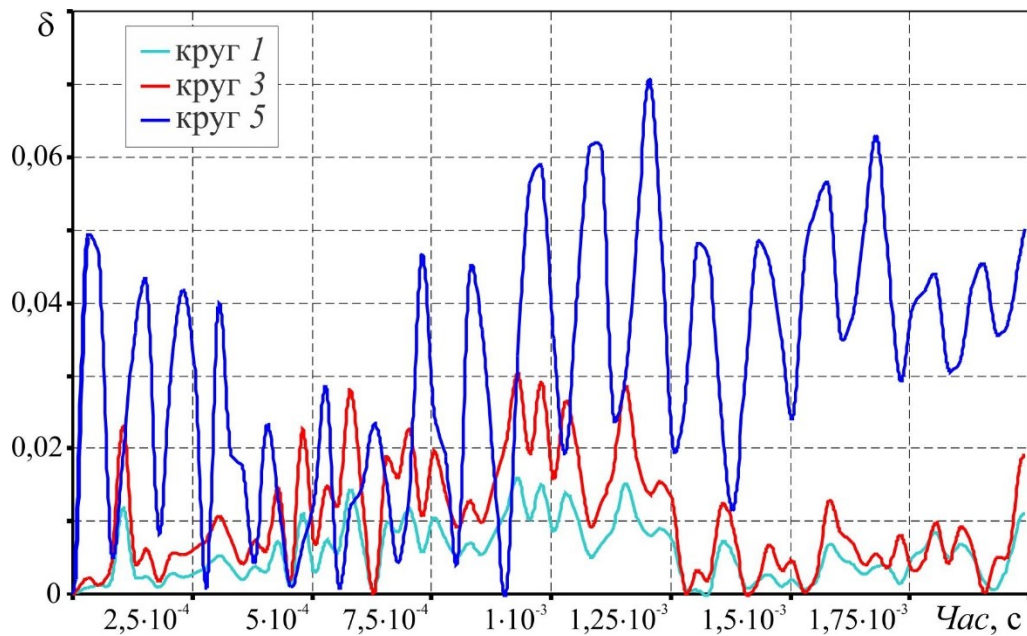


Рисунок 3.22 – Зміння відносної похибки осереднених теплових потоків для балансного компонування кіругів [158]

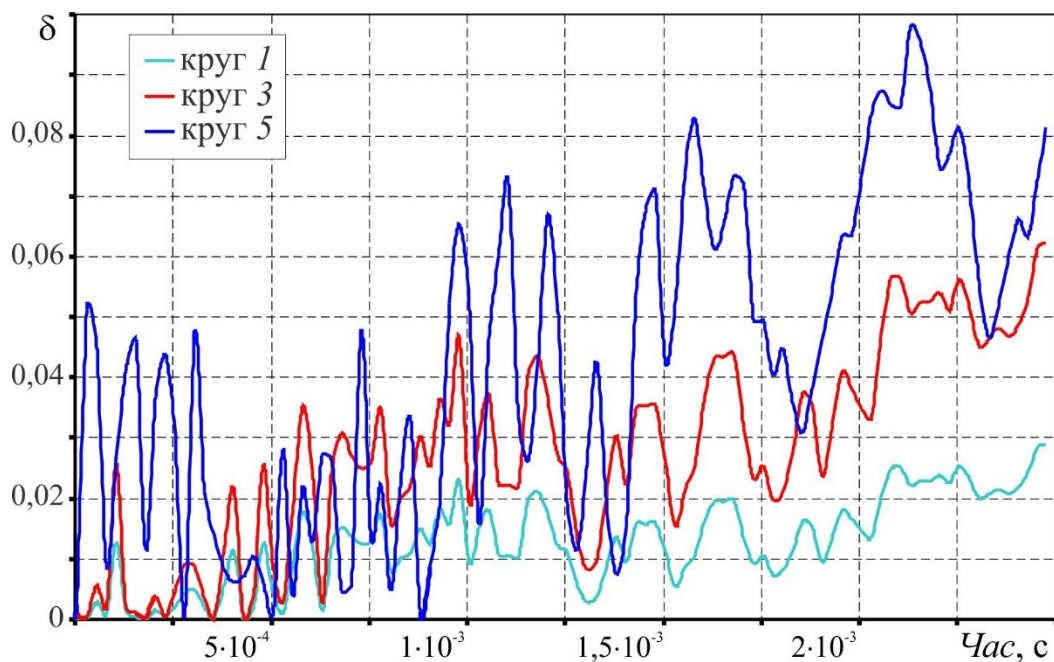


Рисунок 3.23 – Зміння відносної похибки осереднених теплових потоків для небалансного компонування кіругів [158]

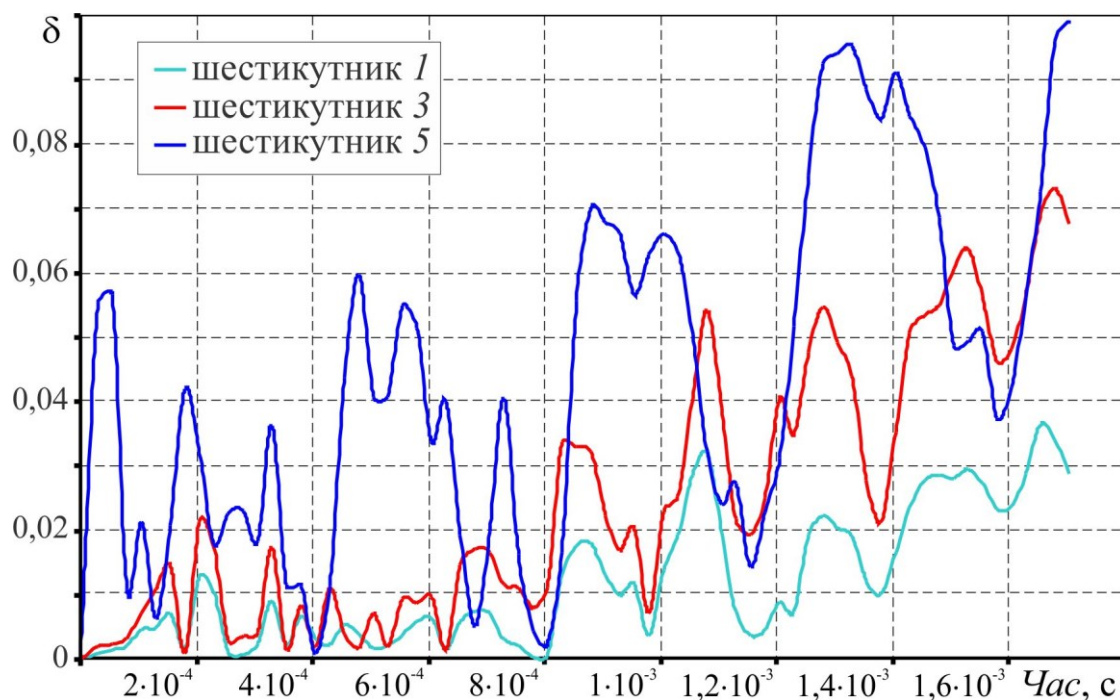


Рисунок 3.24 – Змінення відносної похибки осереднених теплових потоків для балансного компонування шестикутників [158]

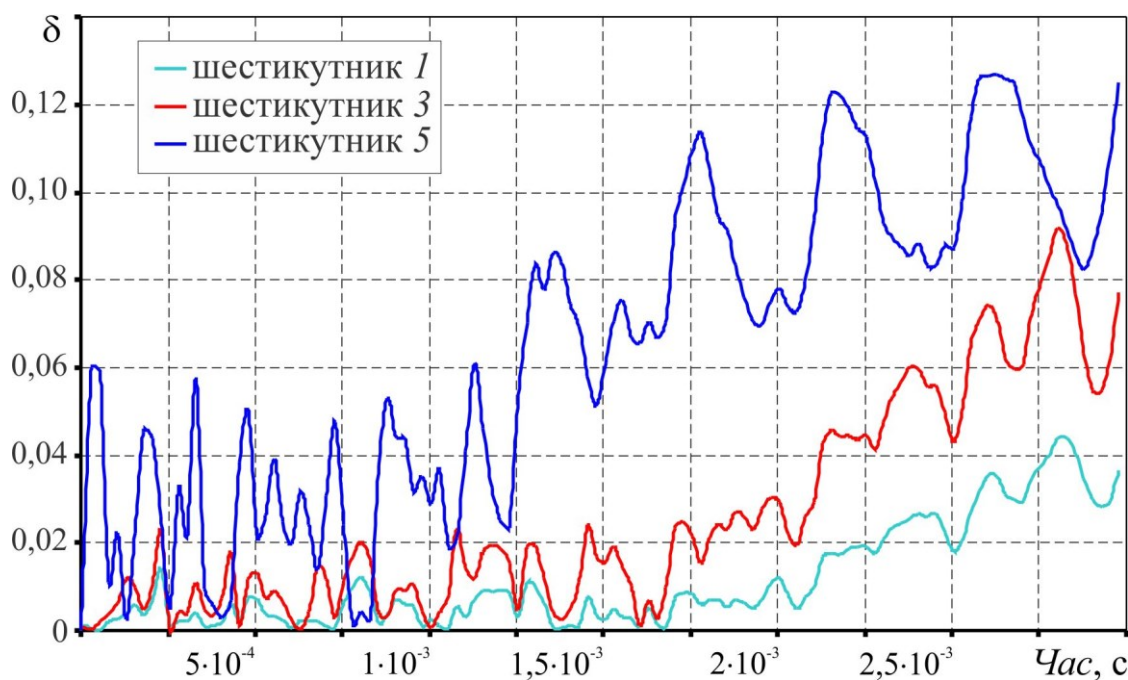


Рисунок 3.25 – Змінення відносної похибки осереднених теплових потоків для небалансного компонування шестикутників [158]

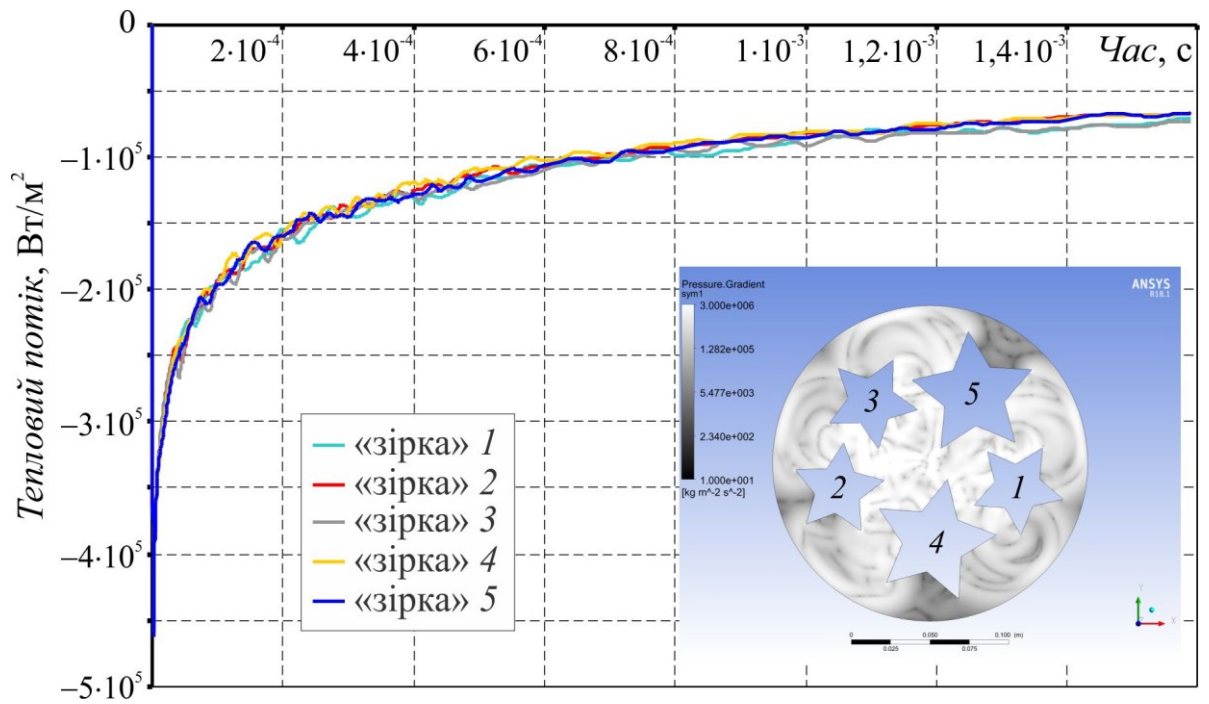


Рисунок 3.26 – Осереднені питомі теплові потоки для балансного компонування «зірок» і розподіл градієнта тиску у момент $t = 1,3 \cdot 10^{-4}$ с [158]

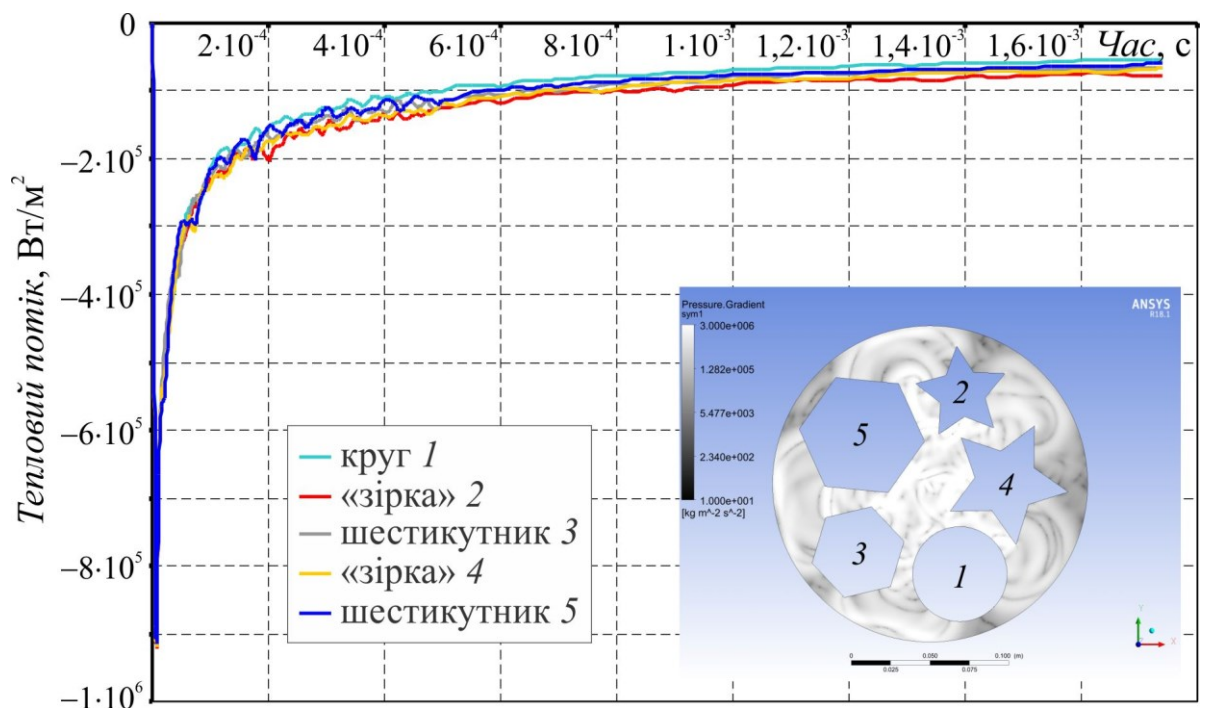


Рисунок 3.27 – Осереднені питомі теплові потоки для балансного компонування об'єктів різної форми і розподіл градієнта тиску у момент $t = 1,3 \cdot 10^{-4}$ с [158]

Результати розрахунків відносної похибки \bar{q}_i щодо значення \bar{q} для компонування неопуклих багатокутників та компонування об'єктів різної форми наведено на рис. 3.28–3.31. Випадок розміщення «зірок» виявився єдиним, у якому небалансне компонування забезпечило більш рівномірний розподіл питомих теплових потоків. Похибка загальної кількості теплоти, поглиненої поверхнями неопуклих багатокутників за час загасання ударних хвиль, щодо середнього значення для балансного компонування становила 2,05%, для небалансного – 0,99%. Аналіз причин таких результатів показав, що це викликане впливом забороненої зони. Близькість до границі забороненої зони у випадку балансного компонування призвела до того, що інтенсивна ударна хвиля, яка виникала на самому початку моделювання, при взаємодії з неопуклою стінкою призводила до появи «гарячих» точок у вершинах кутів, що підвищувало нерівномірність питомого теплового потоку.

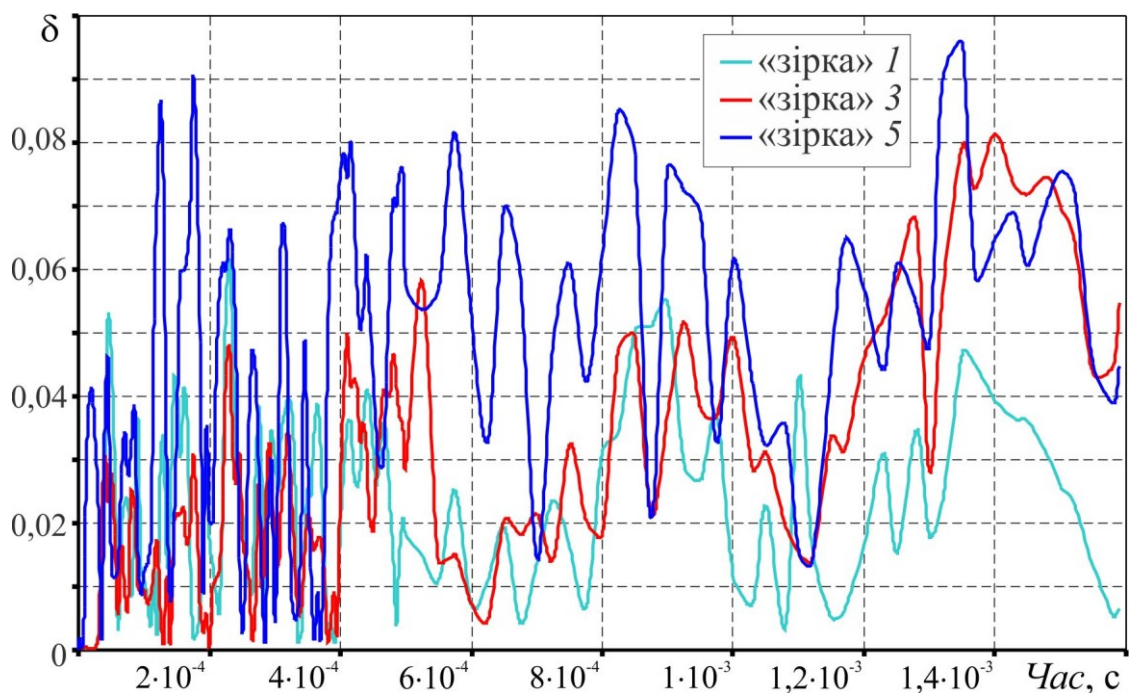


Рисунок 3.28 – Змінення відносної похибки осереднених теплових потоків для балансного компонування «зірок» [158]

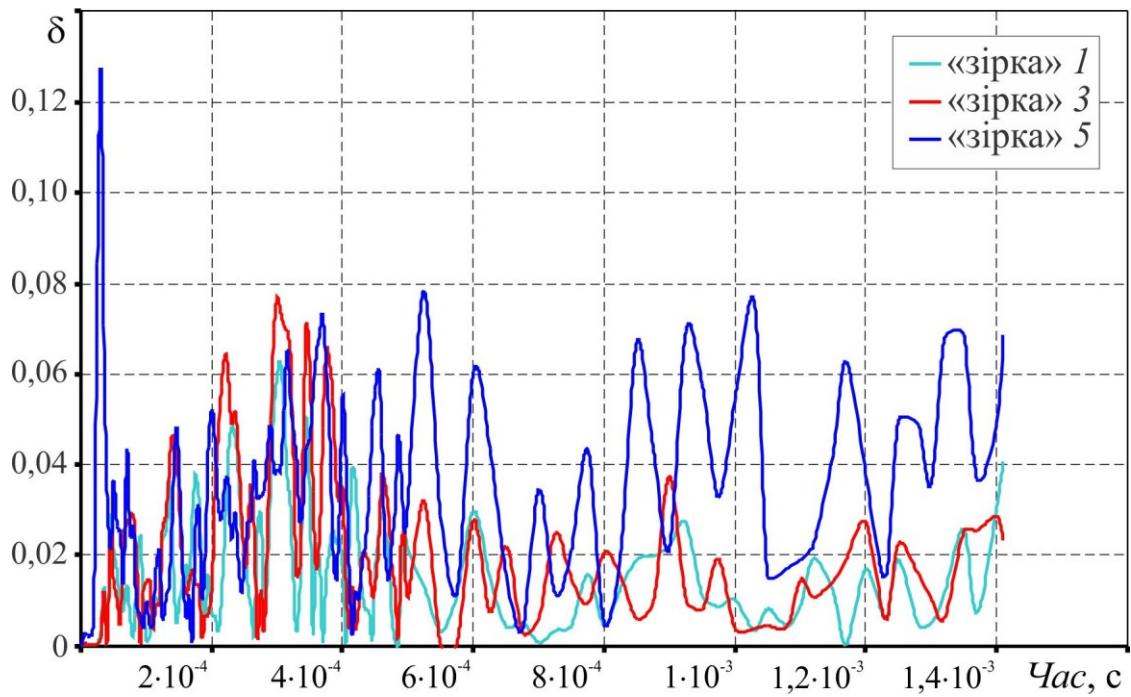


Рисунок 3.29 – Змінення відносної похибки осереднених теплових потоків для небалансного компонування «зірок» [158]

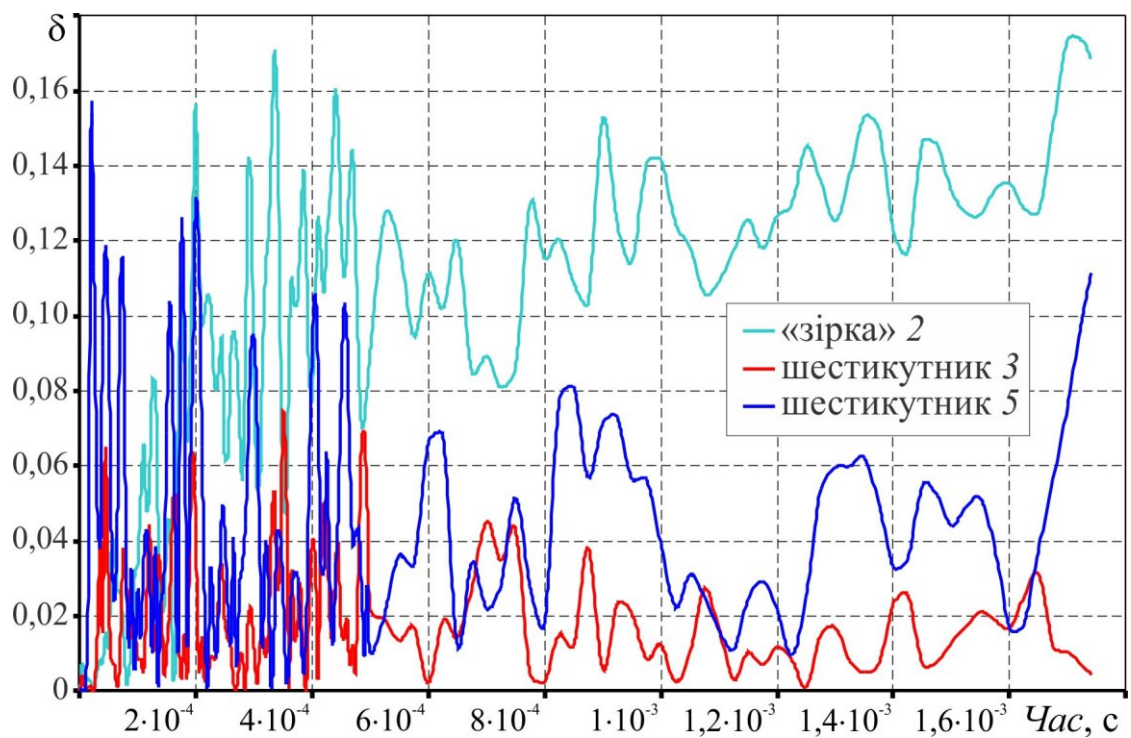


Рисунок 3.30 – Змінення відносної похибки осереднених теплових потоків для балансного компонування об'єктів різної форми [158]

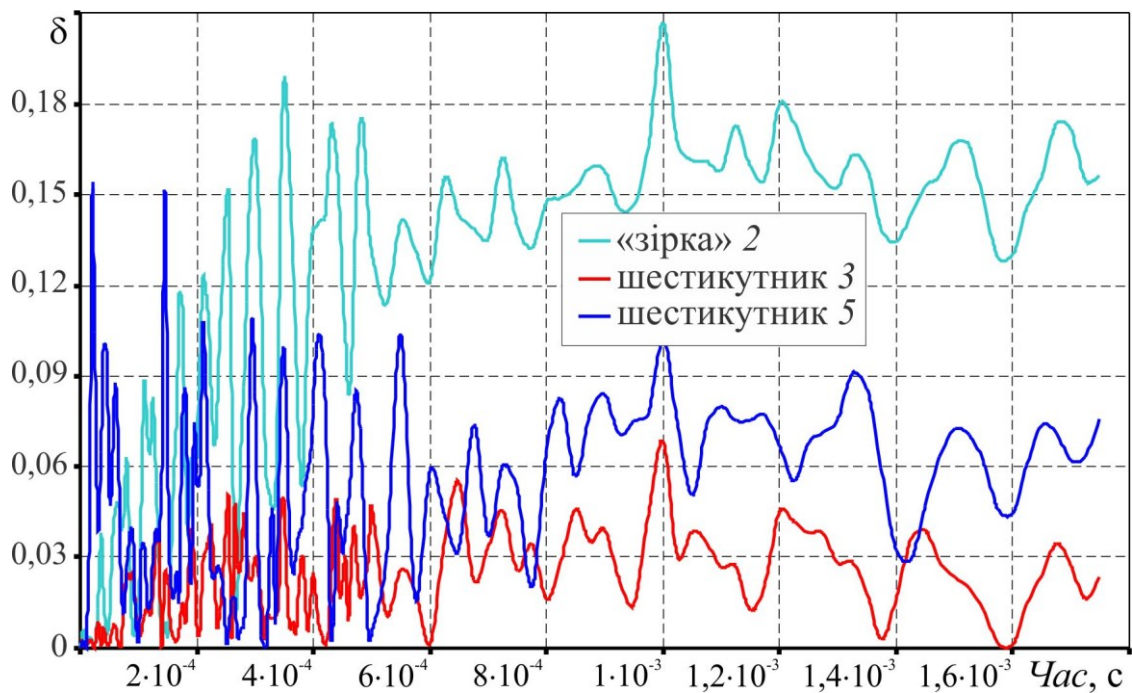


Рисунок 3.31 – Змінення відносної похибки осереднених теплових потоків для небалансного компонування об'єктів різної форми [158]

Найгірші результати з погляду рівномірності питомих теплових потоків спостерігалися у разі розміщення об'єктів різної форми. У цьому випадку похибка загальної кількості поглиненої межами об'єктів теплоти щодо середнього значення для балансного компонування дорівнювала 5,54%, а для небалансного – 6,38%.

Наведені результати дозволяють зробити висновок про те, що найрозріджене балансне компонування в більшості випадків забезпечує найкраще з погляду рівномірності питомих теплових потоків розташування об'єктів в умовах теплообміну при дії ударних хвиль.

Одночасне термоімпульсне оброблення різних за формою або розміром деталей призводить до суттєвих похибок у величинах осереднених питомих теплових потоків, які діють на їхніх поверхнях. Це не дозволяє гарантувати однакові умови, і, як наслідок цього, однакову якість оброблення. Водночас, застосовуючи метод найрозрідженого балансного компонування для однакових тіл, можна забезпечити стабільні умови термоімпульсного оброблення.

3.3.3 Балансне компонування 3D об'єктів з урахуванням дії ударних хвиль

В ході ще однієї групи числових експериментів перевірялися зроблені висновки щодо оптимальних умов розміщення об'єктів, тобто суміщення центрів ваги та головних центральних осей інерції для тонких оболонок, натягнутих на внутрішню поверхню робочої камери та на поверхню розміщеного об'єкта. Математична модель для проведення числових експериментів включає систему визначальних рівнянь (2.1), (2.2), (2.29)–(2.35), (2.6)–(2.12) і (2.40). Оригінальна та еквівалентна деталі розташовувались в камері з виконанням умов 1 і 2. Камера вважалась наповненою газом з тиском та температурою. В кутовій частині камери для всіх розрахункових випадків задавалась область з підвищеним тиском у вигляді чверті тора однакового діаметру і розв'язувалась задача розповсюдження та угамування ударних хвиль. Як і раніше розглянутих задачах умова зупинки розрахунку задавалась виразом $\max(P)/\min(P) \leq 1,05$. В ході розв'язку визначались питомі теплові потоки на поверхнях деталей. Температура стінок деталі задавалась постійною, а стінка камери вважалась адіабатичною. Метою моделювання було підтвердження сформульованих висновків про те, що оптимальним з точки зору рівномірності розподілу питомих теплових потоків по поверхні камери в умовах дії ударних хвиль буде випадок, коли центри ваги і головні центральні осі інерції тонких оболонок, натягнутих на поверхню оброблюваної деталі та внутрішню поверхню камери співпадають. Для цього розглядалось три випадки: деталь у камері розташована згідно до сформульованих вимог (рис. 3.32, а), деталь зміщена відносно положення, яке вважається оптимальним (рис. 3.32, б) та деталь обернуто відносно положення, яке вважається оптимальним (рис. 3.32, в).

На рис. 3.33 наведено результати оцінки осередненого по поверхні деталей питомого теплового потоку при угамуванні ударних хвиль. Оптимальність розташування оцінювалась виходячи з умови мінімізації середньоквадратичного відхилення величини осередненого по поверхні питомого теплового потоку:

$$\sqrt{\frac{\int_{S_\partial} \left(q - \frac{\int_{S_\partial} q dS}{S_\partial} \right)^2 dS}{S_\partial}} \rightarrow \min. \quad (3.31)$$

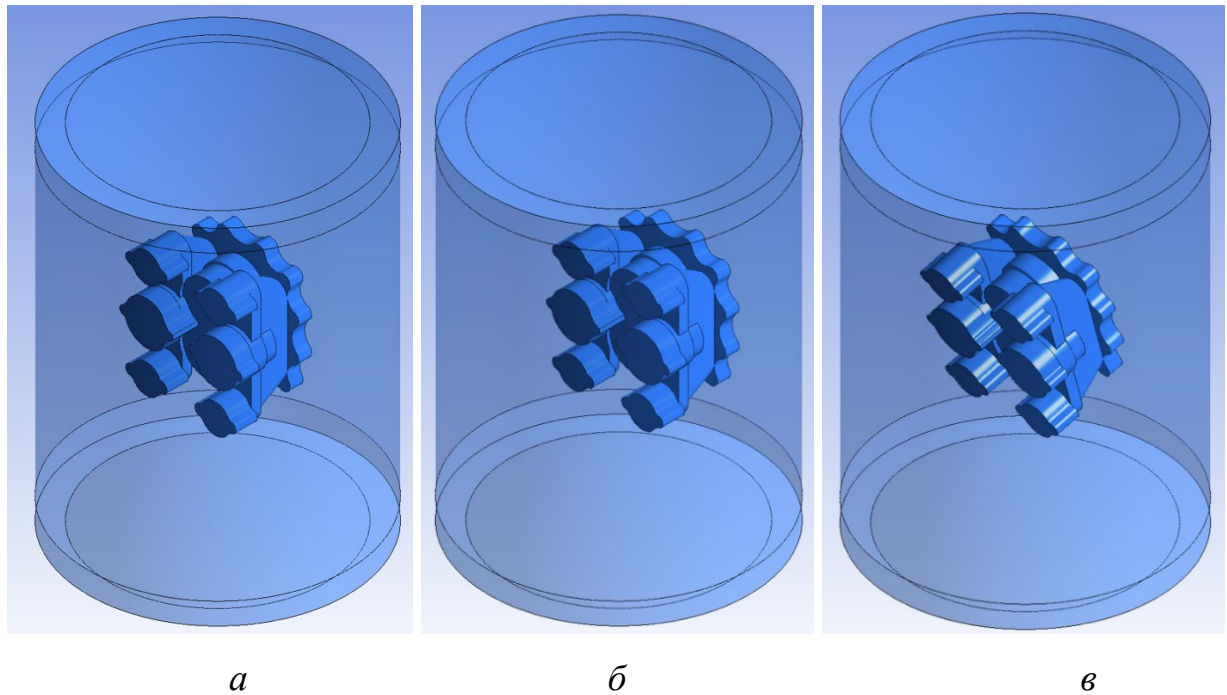


Рисунок 3.32 – Розрахункові схеми задач визначення оптимального положення деталей з точки зору рівномірності розподілу питомих теплових потоків

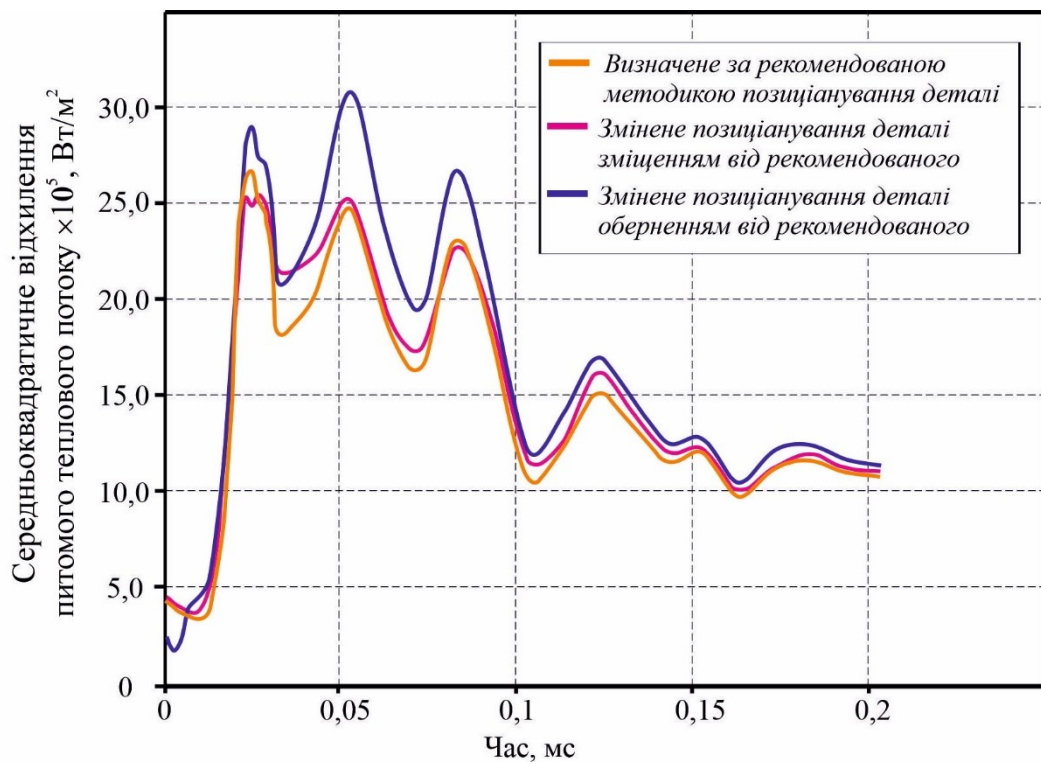


Рисунок 3.33 – Результати оцінювання рівномірності розподілу осереднених теплових потоків за різних умов позиціонування деталі в камері

Як видно з наведених на рис. 3.33 залежностей, розрахованих за виразом (3.31) для випадків, що розглядалися, на протязі усього часу угамування ударних хвиль максимальне відхилення величини осередненого по поверхні питомого теплового потоку для положення деталі при якому центри ваги і головні центральні осі інерції тонких оболонок, натягнутих на поверхню оброблюваної деталі та внутрішню поверхню камери співпадають, виявилось оптимальним.

3.4 Висновки за розділом 3

1. Вперше запропоновано формулювання задачі найрозрідженого пакування для визначення положення деталі складної форми при термоімпульсному обробленні. Показано, що така задача може бути вирішена при суміщенні центрів ваги та головних центральних осей інерції тонких оболонок, які співпадають з зовнішньою поверхнею деталі та внутрішньою поверхнею робочої камери. На прикладі тестових задач показано, що таке розташування є оптимальним з точки зору рівномірності розподілу питомого теплового потоку по поверхні оброблюваної деталі. За неможливості такого суміщення положення оброблюваної деталі необхідно визначати з умов суміщення окремих головних центральних осей та окремих координат центрів ваги.

2. Отримав подальший розвиток метод еквівалентної камери стосовно до задач термоімпульсної обробки деталей складної форми. На відміну від раніше застосовуваних підходів показано, що для застосування методу необхідно забезпечити суміщення центрів ваги та головних центральних осей інерції тонких оболонок, що співпадають з поверхнями оригінальної та еквівалентної деталі, а розміри еквівалентної деталі визначати з умови зменшення головних центральних моментів інерції вказаних оболонок відносно головних центральних моментів інерції оригінальної деталі зі зворотно пропорційним відношенням їх площ.

3. Для розв'язання задачі просторового розташування деталей при груповому термоімпульсному обробленні вперше запропоновано математичну модель найрозрідженої балансної компоновки. Показано, що така задача може бути розв'язана з використанням апарату ϕ -функцій виходячи з умови мінімізації математичного

очікування відстані між еквівалентними деталями та поверхнею робочої камери. Розроблене алгоритмічне та програмне забезпечення для її розв'язання для базових геометричних примітивів та їхніх композицій. Показано, що найрозріджена балансна компоновка в більшості випадків забезпечує найбільшу рівномірність питомих теплових потоків по поверхні оброблюваних деталей.

Розділ 4

РОЗРОБКА МЕТОДУ ВИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМІВ ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ

4.1 Принципи моделювання термоімпульсного оброблення

Математичне моделювання нестационарних теплових джерел має широке практичне застосування в дослідженнях різних технологічних процесів, пов'язаних з впливом на матеріали концентрованих потоків енергії. Важливо враховувати, що методи і режими такого впливу можуть значно варіюватися. Існують численні дослідження, що присвячено моделюванню цих процесів, які відбуваються в оброблюваному тілі під впливом джерел енергії з різною інтенсивністю, тривалістю та характером, такими як поверхневі, об'ємні, рухливі та імпульсні.

Експериментальне вивчення процесів, пов'язаних з впливом інтенсивних джерел енергії, супроводжується значними труднощами. Наприклад, при термоімпульсному обробленні детонувальними газовими сумішами виникають не лише великі значення питомого теплового потоку (порядку 10^8 Вт/м²), але й ударні хвилі з різкими перепадами тиску, які можуть сягати 10 МПа. Тому для дослідження цих процесів математичне моделювання є важливим інструментом.

Основною проблемою в цьому контексті є створення адекватної моделі, яка б з одного боку враховувала унікальні особливості конкретного процесу, і з іншого боку, була достатньо простою для того, щоб генерувати рішення в розумний час. В разі моделювання імпульсного нагрівання це зв'язано, в першу чергу, з вибором типу моделі. Розглянемо особливості моделювання термоімпульсного оброблення починаючи з об'єкту оброблення – крайок високоточних деталей з задирками, утвореними внаслідок розмірного оброблення.

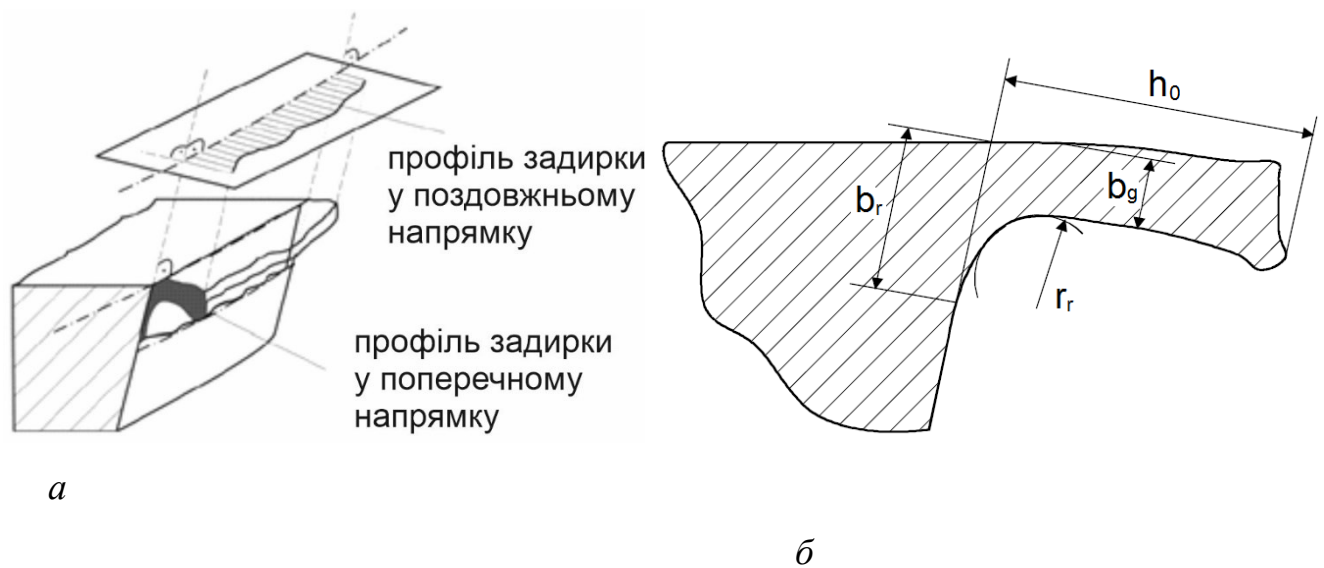
4.1.1 Класифікація задирок, що утворюються під час розмірного оброблення

Дослідження з розробки класифікаторів задирок, що виникають під час механічного оброблення, мають довгу історію. Перші спроби структурування факторів, які викликають відхилення в профілі ріжучого інструменту під час оброблення,

були пов'язані з дослідженнями, проведеними такими дослідниками, як Гіллеспі [68, 69, 70], Такадзави [167, 174], Шефера [148] та ін. Подальший розвиток вивчення цієї галузі привів до багатьох досліджень в галузі утворення задирок, їх форми та розмірів, і зв'язку цих параметрів з властивостями матеріалів, умовами різання, геометрією ріжучого інструменту та оброблюваної деталі. Наприклад, інтенсивні наукові дослідження були проведені дослідницькою групою CODEF під керівництвом Дорнфельда [18, 32, 143].

Задирки на краях мають особливий профіль як уздовж, так і в поперечному перетині (рис. 4.1). Подовжній профіль визначає протяжність задирки вздовж крайок та рівномірність її розмірів. На жаль, на сьогоднішній день у відомих класифікаціях задирок немає конкретних визначень для характерних розмірів подовжнього профілю. При описанні поперечного профілю задирки зазвичай використовуються наступні геометричні параметри (рис. 4.1, б): товщина кореня задирки b_r ; довжина задирки h_0 ; радіус кореня задирки r_r ; товщина задирки b_g [174].

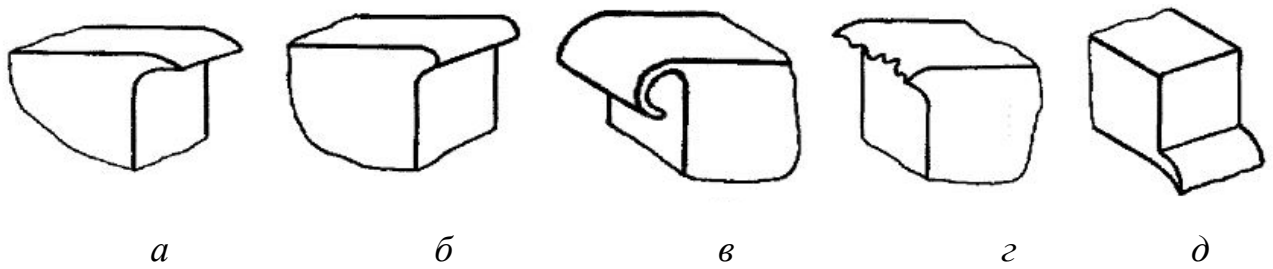
Однією з ранніх спроб класифікації задирок, які виникають під час механічної обробки, була проведена в дослідженнях Гіллеспі [69, 70]. Згідно з механізмом їх утворення, задирки були розділені на чотири основних типи: задирки Пуассона, завиваючі задирки, рвані задирки та відрізні задирки (рис. 4.2).



а – подовжній та поперечний профілі задирки;

б – параметри поперечного профілю задирки

Рисунок 4.1 – Геометричні параметри задирки [174]

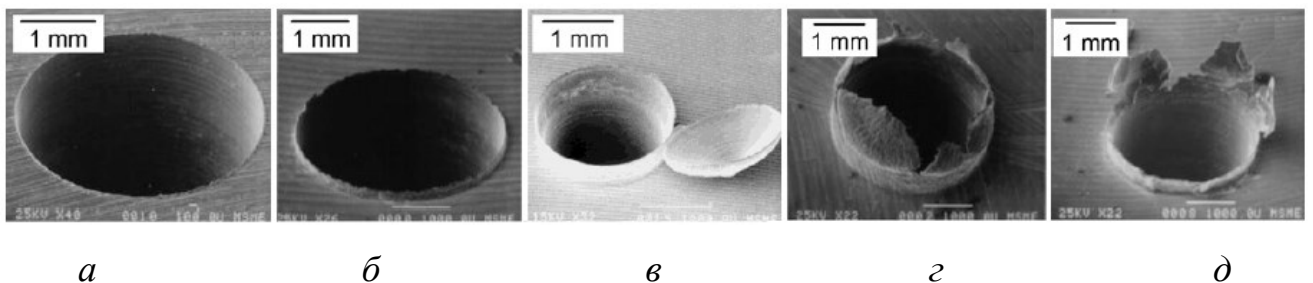


a, б – задирки Пуассона; *в* – задирка, що завивається;
г – рвана задирка; *д* – сколена задирка

Рисунок 4.2 – Загальна класифікація задилок, заснована на механізмі їх утворення за Гіллеспі [70]

За висновками Гіллеспі, формування певного типу задирки має прямий зв'язок з властивостями матеріалу, режимами різання, такими як глибина різання, радіус та наявність дефектів на ріжучій кромці інструменту. Гіллеспі підкреслює, що уникнути появи задилок практично неможливо, оскільки їх виникнення є результатом дії природних законів механіки твердого середовища.

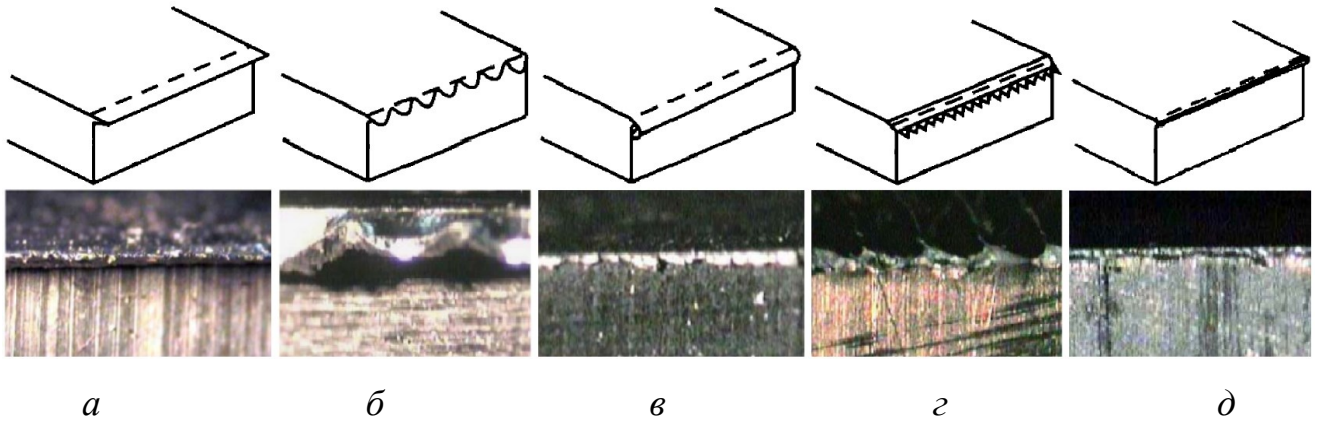
Подальші дослідження привели до появи інших класифікацій. Наприклад, в ході експериментальних досліджень Кім *та ін.* розробили класифікацію задилок, що виникають при свердлінні. Згідно з результатами їх роботи [93], ці задирки можуть бути класифіковані на наступні види (рис. 4.3): рівномірні задирки першого типу; рівномірні задирки другого типу (з більшою висотою); рівномірні задирки з кришкою; короноподібні або пелюсткові задирки; перехідні задирки. Тип задирки, яка утворюється, згідно з даними з роботи [93], залежить від параметрів свердління, головним чином від подачі матеріалу.



a – рівномірна задирка 1-го типу; *б* – рівномірна задирка 2-го типу; *в* – рівномірна задирка з кришкою; *г* – короноподібна задирка; *д* – перехідна задирка

Рисунок 4.3 – Типові форми задилок, що утворюються при свердлінні [93]

Аналогічні дослідження для торцевого фрезерування були проведені в роботі Черн [37]. Для цього виду механічного оброблення форма задирки суттєво залежить від кута виходу (α) інструменту в площині різання. У роботі [37] Черн виділив п'ять типів задирок (рис. 4.4): ножеподібні; хвилеподібні; задирки, що завиваються; сколені задирки; вторинні задирки.



a – ножеподібна задирка; *б* – хвилеподібна задирка; *в* – задирка, що завивається; *г* – сколена задирка; *д* – вторинна задирка

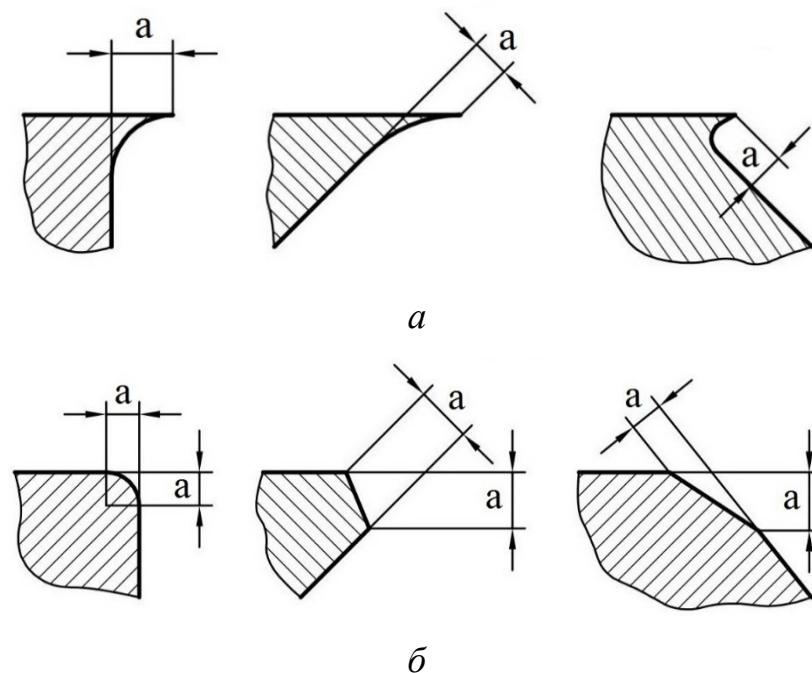
Рисунок 4.4 – Типові форми задирок, що утворюються при торцевому фрезеруванні [37]

Аналогічні дослідження проводилися і для операцій точіння, шліфування та інших процесів механічного оброблення. Досліджувалися механізми, що викликають утворення задирок під час оброблення різних матеріалів, включаючи багаточастинні структури.

На сучасний момент можна стверджувати, що в результаті цих досліджень було накопичено значну кількість даних про механізми утворення задирок, а також встановлені зв'язки між їх типами, формами і розмірами, геометричними параметрами ріжучих інструментів, властивостями матеріалів, режимами різання і характеристиками ріжучих інструментів. На цій основі були розроблені емпіричні формули, що послужили фундаментом для створення онлайн-сервісів, які дозволяють передбачити місце, розміри та тип задирок на основі інформації про матеріали, інструменти та умови різання.

Знання причин і умов утворення задирок стали фундаментом для розробки стратегій їхньої мінімізації і контролю місця їх виникнення [51]. Ці стратегії передбачали зміни напрямку руху інструменту та режимів механообробки, щоб зменшити загальні витрати на виготовлення деталей та створити кращі умови для подальшої фінішної обробки ріжучих кромки.

Для цілей цієї роботи важливим є можливість управляти розмірами задирок на крайках шляхом змінення режимів різання і забезпечення сталої форми і розмірів задирок шляхом своєчасної заміни ріжучого інструменту. Результати класифікації задирок роблять необхідним аналіз особливостей термоімпульсного оброблення кромки із задирками з прямокутною формою поперечного перетину (для задирок, що завиваються, і хвилеподібних задирок) та трикутною формою (для ножеподібних задирок). На відміну від раніше виконаних робіт Божка [202], Лосева [228], Жданова [214], Сломінської [263] розробка методики призначення режимів термоімпульсного оброблення крайок вестиметься виходячи з необхідності забезпечення необхідних кваліметричних показників. Для цього використовуватиметься кваліметричний показник якості крайки відповідно до стандарту ISO 13715:2017, визначуваний за допомогою геометричного параметра a (рис. 4.5) [83].



a – крайка із задиркою; b – зрізана крайка

Рисунок 4.5 – Кваліметричний показник крайки a [83]

При $a = 0$ крайка вважається ідеальною. Якщо ж наявність задирки на крайці є неприпустимою, величина зрізу крайки позначається як « $-a$ ». Саме цей випадок – округленої крайки – прийнятий для аналізу.

4.1.2 Особливості моделювання термоімпульсного оброблення крайок

Тривалість впливу джерела тепла є ключовою характеристикою, що визначає вибір математичної моделі для вивчення термоімпульсних процесів. Усі існуючі моделі, які описують поведінку матеріалу під впливом імпульсного тепла, можуть бути розділені на три основні категорії: континуальні, дискретні і комбіновані (див. рис. 4.6). Континуальний підхід базується на різних варіаціях рівнянь механіки твердого середовища.

Дискретні моделі, засновані на принципах молекулярної динаміки, розглядають оброблюваний матеріал як систему окремих атомів, іонів або молекул. Стан кожної частки характеризується її потенціалом взаємодії. Розв'язання рівнянь руху визначає просторове розташування і імпульс кожної частки, а усереднення отриманих величин дозволяє вивчати процеси імпульсного нагріву в цілому.

Однотемпературні континуальні моделі передбачають, що температура всіх часток, які складають тіло, залишається однаковою під час передачі тепла. Це припущення є достатньо точним для опису нестационарного нагріву зі значеннями швидкостей, що суттєво перевищують час релаксації. Для опису процесу нагрівання в таких моделях, зазвичай, використовується рівняння теплопровідності Фур'є:

$$\vec{q} = -\lambda \operatorname{grad}(T) + Q, \quad (4.1)$$

де \vec{q} – вектор питомого теплового потоку, λ – коефіцієнт теплопровідності, Q – функція інтенсивності об'ємних джерел тепла.

Залежно від властивостей матеріалу задача надалі зводиться до лінійного або нелінійного параболічного рівняння

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} - \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad}(T)) = Q, \quad (4.2)$$

де c , ρ – теплоємність і густина матеріалу.

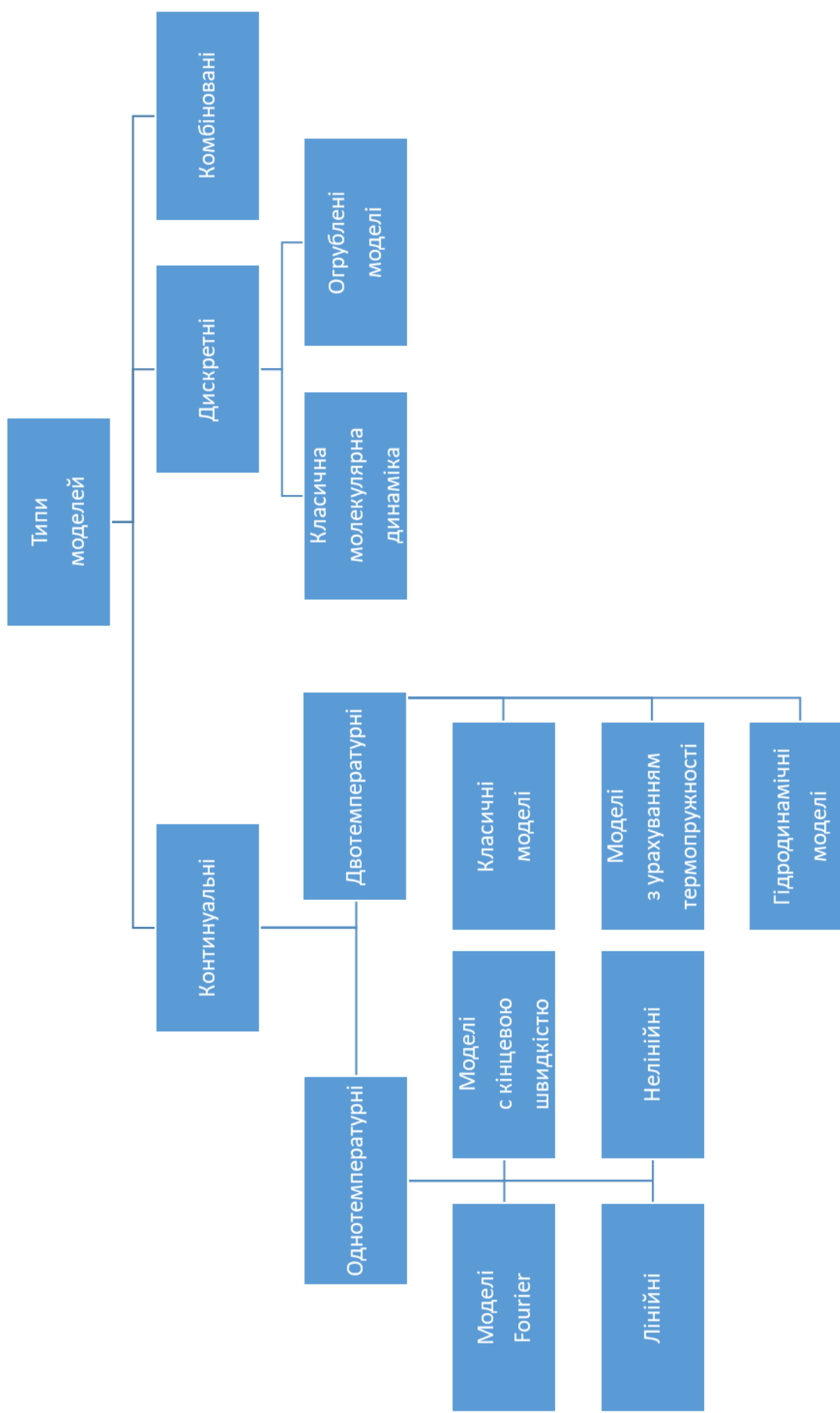


Рисунок 4.6 – Типи математичних моделей, використовуваних для дослідження термоімпульсних процесів

Такий підхід широко використовувався для моделювання нагріву в процесах зварювання [261], дослідження імпульсних процесів нагрівання з тривалістю імпульсу від 10^{-5} до 10^{-2} с [206, 226].

У роботі [236] авторкою було відзначено, що при термоімпульсному обробленні детонувальними газовими сумішами існують кілька можливих механізмів видалення задирок. Це включає в себе оплавлення задирки з відривом рідкого металу під впливом ударних хвиль, горіння задирки у сумішах з надлишком кисню та механічний відрив задирки імпульсним тиском.

Горіння представляє собою окремий варіант термохімічного оброблення, яке може використовувати реакції з галогенами, такими як фтор, йод та хлор. У даній роботі такий варіант оброблення був виключений з аналізу. Варіант відриву задирки також не розглядається як спосіб оброблення крайок, оскільки він не відповідає вимогам до якості оброблення.

Методика розрахунку режимів термоімпульсного оброблення крайок буде базуватися на моделі оплавлення задирки під дією питомого теплового потоку певної інтенсивності. При цьому враховуватиметься можливість змінення кута крайки, а в більш строгому випадку – тривимірну форму як крайки, так і задирки на ній. Під час оброблення розплавлена частина задирки може або відділитися під дією ударних хвиль, або змінювати форму через силу поверхневого натягу. Таким чином, модель повинна враховувати зміну геометрії розрахункової області.

Нарешті, при побудові розрахункової моделі необхідно враховувати залежність теплопровідності і теплоємності матеріалів від температури та прихованої теплоти плавлення при фазовому переході. Однак спроби створення моделей, які враховують фазовий перехід, відрив краплі з урахуванням сил поверхневого натягу та теплообмін при проходженні ударних хвиль, стикаються з великою складністю і практично нереалістичні для практичного застосування, оскільки кожну деталь оброблення доводиться розглядати індивідуально.

Отже, найбільш реалістичним підходом є спрощення розрахункової моделі з урахуванням основних вимог і обмежень, які були висунуті. Для побудови розрахункових моделей термоімпульсного оброблення крайок з оплавленням матеріалу

можливо розглянути використання моделей, які вже були використані для опису оброблення крайок оплавленням в попередніх дослідженнях. Такий підхід дозволяє об'єднати обчислювальну ефективність з відповідністю фізичним процесам.

Такі моделі і їх особливості описано в табл. 4.1. У відомих роботах використано три різні підходи для моделювання оброблення крайки оплавленням:

- моделі з незмінною геометрією задирки і незалежними від температури теплофізичними характеристиками матеріалу, що допускають отримання аналітичного розв'язку для розподілу температури;

- моделі з незмінною геометрією задирки з врахуванням температурної залежності теплофізичних характеристик матеріалу;

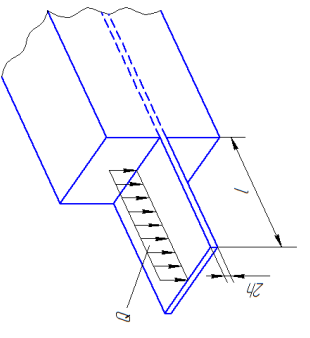
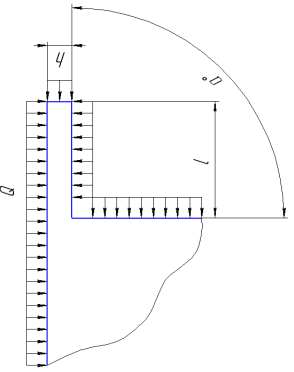
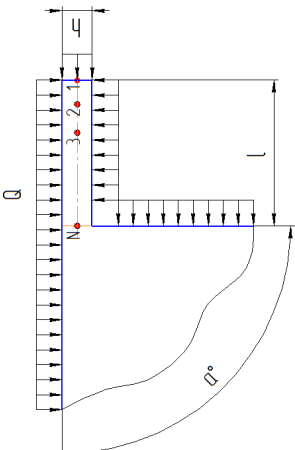
- моделі з геометрією, що дискретно змінюється, з врахуванням температурної залежності теплофізичних характеристик матеріалу.

Перший підхід був реалізований в роботі [228], а згодом використовувався в роботах [214, 263]. Безперечною перевагою цього підходу є можливість отримати розв'язок в аналітичній формі. Проте нехтування залежністю коефіцієнта теплопровідності і теплоємності від температури, як показано в роботі [236], може приводити до похибок більш ніж у 30% у визначенні часу оплавлення задирки (сталь 30X13), а при обробленні термопластів – більше ніж у 100% [232].

У другому підході залежність теплофізичних характеристик оброблюваного матеріалу від температури враховується, що призводить до необхідності використовувати числові методи для отримання розв'язку задач. У початковому варіанті моделі, запропонованому в роботі [236], виконаній за участю авторки, не враховувалась змінення геометрії задирки при оплавленні, через що неадекватно враховувався питомий тепловий потік на межі оплавленої частини. Цей недолік був усунений в моделі з геометрією, що дискретно змінюється [232, 234].

При використанні цієї моделі проведення розрахунків велось послідовно на заздалегідь створених сітках для задирок різної довжини. Крок дискретної зміни довжини задирки визначався через умову відриву краплі на основі рівняння балансу сил.

Таблиця 4.1 – Розрахункові моделі оплавлення задирки в дослідженнях термоімпульсного оброблення

| Тип | Роботи | Особливості прийнятої моделі | Розрахункова схема |
|--------------------------------------|------------------------------|---|---|
| Лінійні моделі | [214, 228, 263] [230] | <p>Задача в 2d постановці; питомий тепловий потік рівномірно розподілений по верхній і нижній частині задирки, а на торці відсутній; постійні теплофізичні характеристики; геометрія крайки не враховується; геометрія задирки не змінюється</p> <p>Враховується кут крайки</p> |  |
| Нелінійні моделі | [236] [284] | <p>Задача в 2d постановці; питомий тепловий потік рівномірно розподілений по всій поверхні задирки; теплофізичні характеристики залежать від температури; враховується кут крайки; геометрія задирки не змінюється</p> <p>Для урахування оплавлення прийнята модель «суперпровідника»</p> |  |
| Моделі зі змінною геометрією задирки | [232, 234] | <p>Задача в 2d постановці; питомий тепловий потік рівномірно розподілений по всій поверхні задирки; теплофізичні характеристики залежать від температури; геометрія задирки дискретно змінюється при оплавленні</p> |  |

У подальшому використовувалась модель з постійною геометрією задирки, але для врахування оплавлення матеріалу вводили штучні властивості «суперпровідника» [246, 284]. Після досягнення температури ліквідуса матеріалу, коефіцієнт теплопровідності збільшувався на декілька порядків, а теплоємність, навпаки, зменшувалася. Цей підхід призводив до того, що тепло, поглинуте задиркою на ділянках з температурою вище точки плавлення, передавалося на межу фазового переходу. Проте зі збільшенням розплавленої частини відбувалося значне збільшення переданого питомого теплового потоку.

Модель дискретних змінень геометрії, яка використовувалася в дослідженнях [232, 234], вимагала наявності достовірних даних про коефіцієнт поверхневого натягнення матеріалу в розплавленому стані. Крім того, ця модель складно реалізується для моделювання тривимірних задач, оскільки вимагає побудови великої кількості розрахункових сіток з неочевидними умовами перемикання задач між різними розрахунковими конфігураціями. Тим не менше, отримані результати розрахунків показали, що змінення довжини задирки суттєво впливає на час її видалення.

Для врахування оплавлення було запропоновано модель «смерті елемента», за якою при досягненні температури ліквідуса в вузлах елементів розрахункової сітки, відповідні елементи виключалися з розгляду, але сама сітка не перебудовувалась. Ця модель відрізняється від моделі «суперпровідника», де елементи з перевищеною температурою ліквідуса не видалялися. Модель «суперпровідника» демонструвала нестійкість, оскільки є двосторонньою, і незначне охолодження розплавленої частини призводило до вимикання передачі тепла і нефізичних коливань температури в задирці.

Видалення елементів, в яких перевищена температура ліквідуса, дещо викривляє картину термоімпульсного зачищення. Проте, з урахуванням того, що термоімпульсне зачищення відбувається в умовах дії ударних хвиль, таке припущення виглядає досить обґрунтованим. З урахуванням того, що час термоімпульсного оброблення крайки має порядок 10^{-3} с, при розрахунку температур можна використовувати нелінійне рівняння теплопровідності Фур'є.

Таким чином для моделювання оплавлення задирок та ополу при термоімпульсному обробленні були прийняті такі розрахункові моделі.

Для випадку обробки металевих деталей з дією ударних хвиль модель «смерті елемента» (рис. 4.7, а). Умовою переривання розрахунку є досягнення в контрольній точці в корені задирки температури плавлення (рис. 4.7, б). При такій умові температура верхньої частини розрахункової зони є вищою, що призводить до округлення кромки.

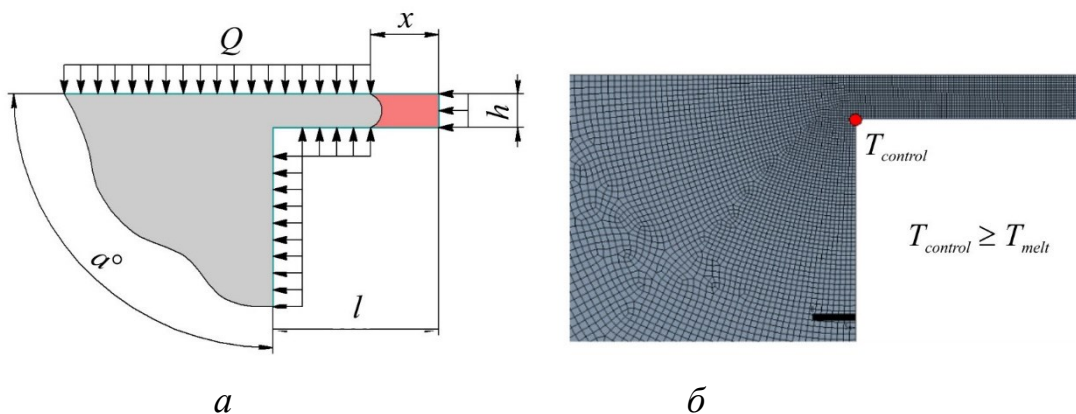


Рисунок 4.7 – Розрахункова схема для визначення питомого теплового стану крайки деталі із задиркою при дії ударних хвиль

Для випадку оброблення деталей з пластику розрахункова схема змінювалась. При досягненні температури плавлення в якійсь частині ополу його форма вважалася незмінною, поки температура в контрольній точці, розташованій в середній площині, не досягне температури плавлення матеріалу (рис. 4.8, а). Після цього вважалось, що форма оплавленої частини, розташованої праворуч від i -ї контрольної точки, набуває форми кола з радіусом, який визначається залежністю $r_i = \sqrt{\frac{l_i h}{\pi}}$ (рис. 4.8, б). При цьому скінченно-елементна сітка оплавленої частини не перебудовується, а змінення форми облоу враховується шляхом зменшення значення питомого теплового потоку на поверхні праворуч від i -ї контрольної точки за виразом:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = Q \frac{2\sqrt{\pi l_i h} - h}{2l_i + h}. \quad (4.3)$$

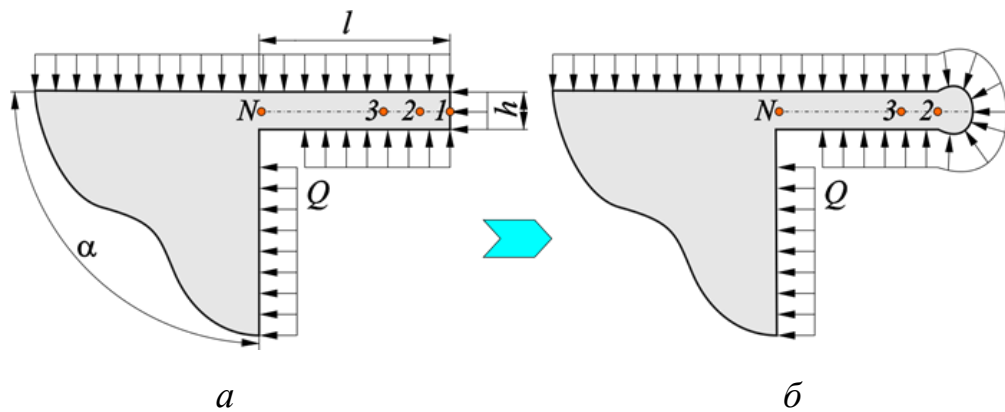


Рисунок 4.8 – Розрахункова схема для визначення теплового стану крайки деталі при обробленні деталей з пластмас

Вираз (4.3) описує зменшення питомого теплового потоку через розплавлену частину облою відповідно до зменшення площі контакту з продуктами згорання, подібно до утворення краплі розплавленого матеріалу, що дає змогу моделювати дискретне змінення геометрії облою під час плавлення. Контрольні точки розташовані посередині висоти облою (рис. 4.3, а); відстань між контрольними точками дорівнює висоті облою.

При формулюванні крайових умов для розрахунку температур враховувалось те, що при нагріванні задирки відбувається зменшення конвективного питомого теплового потоку, вклад якого в теплопередачу від продуктів згорання при термоімпульсному обробленні є основним [207]. Це зменшення пропорційне різниці температур між продуктами згорання та задирки. З урахуванням того, що температура задирки міняється від кімнатної (20°C) до температури топлення (до 1500°C й більше), питомий тепловий потік в ході її оплавлення істотно змінюється.

З врахуванням цього в розроблених моделях на поверхні теплообміну задається конвективний питомий тепловий потік, який визначається двома параметрами – адіабатичною температурою згорання газової суміші, яка визначається за відомими методиками, і коефіцієнтом тепловіддачі. Така крайова умова записується у вигляді:

$$q = \alpha_{ad}(T_{ad} - T_{part}), \quad (4.4)$$

$$\alpha_{ad} = \frac{1}{T_{ad}-T_0} \bar{q} = \frac{1}{T_{ad}-T_0} \bar{q}_{eqv} p_0 \sqrt{\frac{pT_0}{p_0T_p} \frac{S_{cham}+S_{eqv}}{S_{cham}+S_{part}}}, \quad (4.5)$$

де T_{ad} – адіабатична температура згорання газової суміші при постійному об'ємі для заданого значення початкового тиску, визначеного методами [26, 102].

Додатково приймалося припущення про те, що питомий тепловий потік можна усереднювати за тривалістю дії. Це дозволяє під час розрахунків задавати його у вигляді ряду значень і переводить залежність (4.4) у вигляді

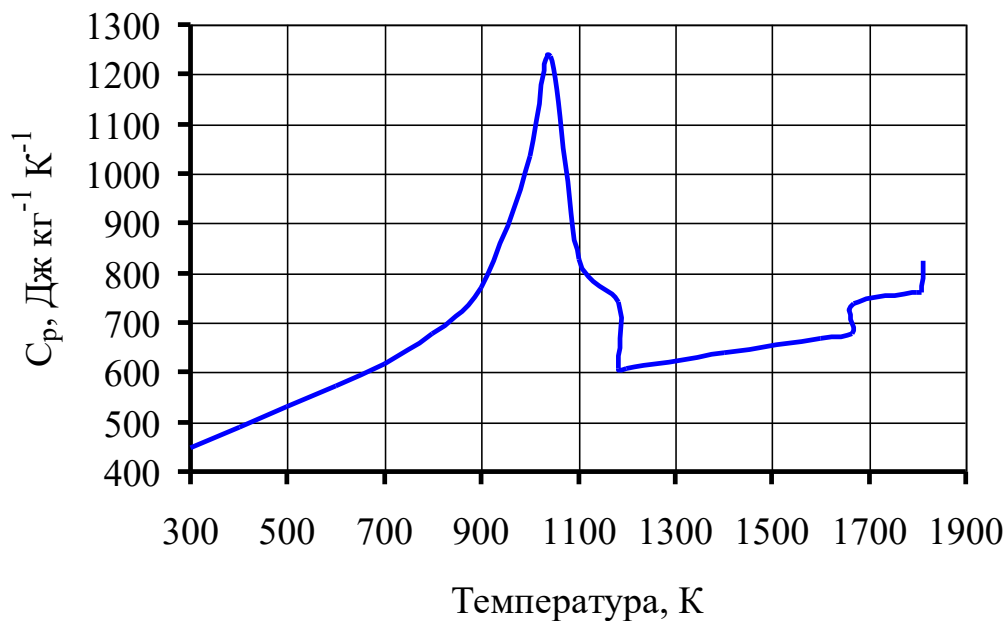
$$q = q_{const} \frac{T_{ad}-T_{part}}{T_{ad}-T_0}. \quad (4.6)$$

Таке припущення передбачає залежність результатів моделювання не від часової залежності питомого теплового потоку, а від кількості поглинутого тепла. Щоб це перевірити було порівняно результати моделювання, отримані в результаті розрахунків для питомого теплового потоку, заданого функцією $q_{test} = Ae^{-Bt}$ і усередненого за часом питомого теплового потоку розрахованого за виразом:

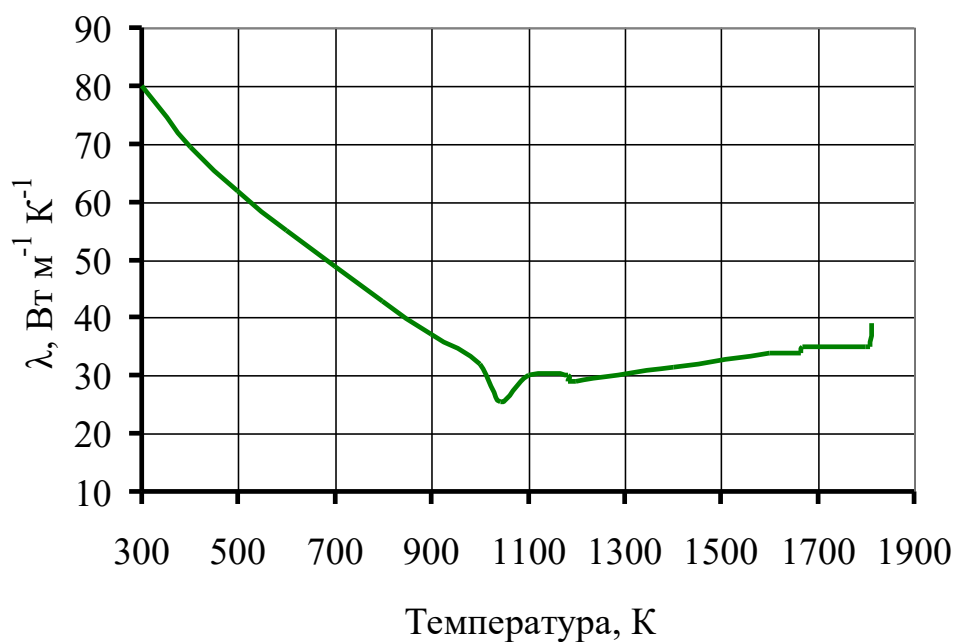
$$\bar{q}(\tau) = \frac{1}{\tau} \int_0^\tau q_{test}(t) dt. \quad (4.7)$$

Числові експерименти проводились для алюмінію, міді, титану, нікелю та заліза в діапазоні питомих теплових потоків, характерних для термоімпульсної обробки. Похибка визначення часу нагріву задирки, отриманого шляхом усереднення питомого теплового потоку за часом, не перевищувала 0,6%. Для всіх розрахованих випадків виконувалась умова $Bi \ll 1$, де $Bi = \alpha h / \lambda$ – число Біо, а h – товщина задирок. Таким чином допустимість усереднення питомого теплового потоку та використання виразу (4.6) для задач термоімпульсного оброблення за умови $Bi \ll 1$ було доведено.

Описана модель була протестована на задачі оплавлення задирки у формі пластини. Результати порівнювалися з даними, отриманими при використанні відомих моделей. У тестовій задачі розглядалося оплавлення задирки довжини 0.3...0.5 мм завтовшки 0.1 мм. Як матеріал взято залізо, для якого відомі теплофізичні характеристики до температури ліквідуса і вище [207]. Як показують графіки на рис. 4.9, в такому діапазоні вони істотно залежать від температури.



a

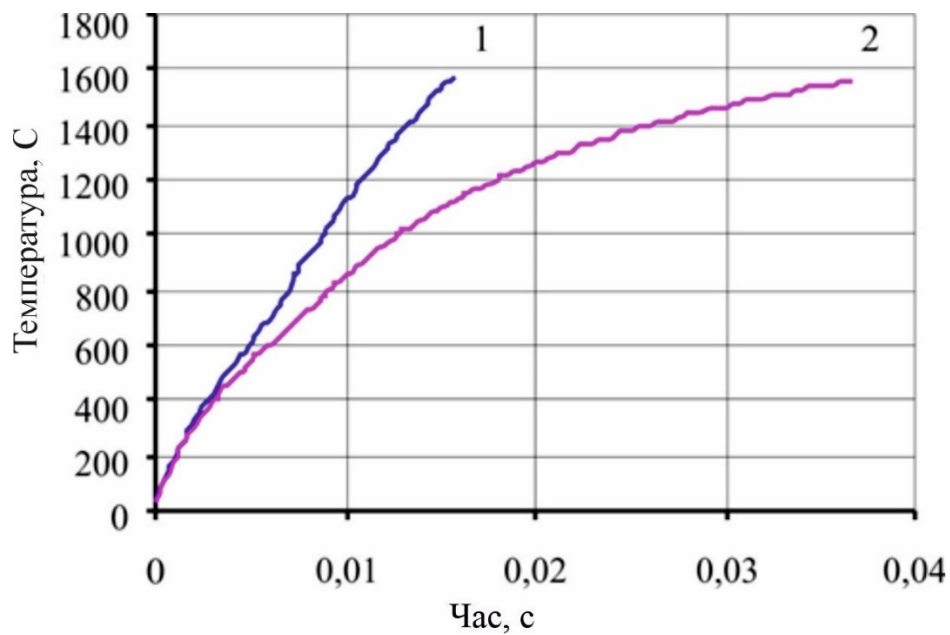


б

a – теплоємність; *б* – теплопровідність

Рисунок 4.9 – Теплофізичні властивості заліза [207]

На рис. 4.10 наведено результати порівняння результатів моделювання нагрівання задирки при допущенні про рівномірний розподіл питомого теплового потоку і при його обчисленні за виразом (4.4). Показано змінення температури в корені задирки.

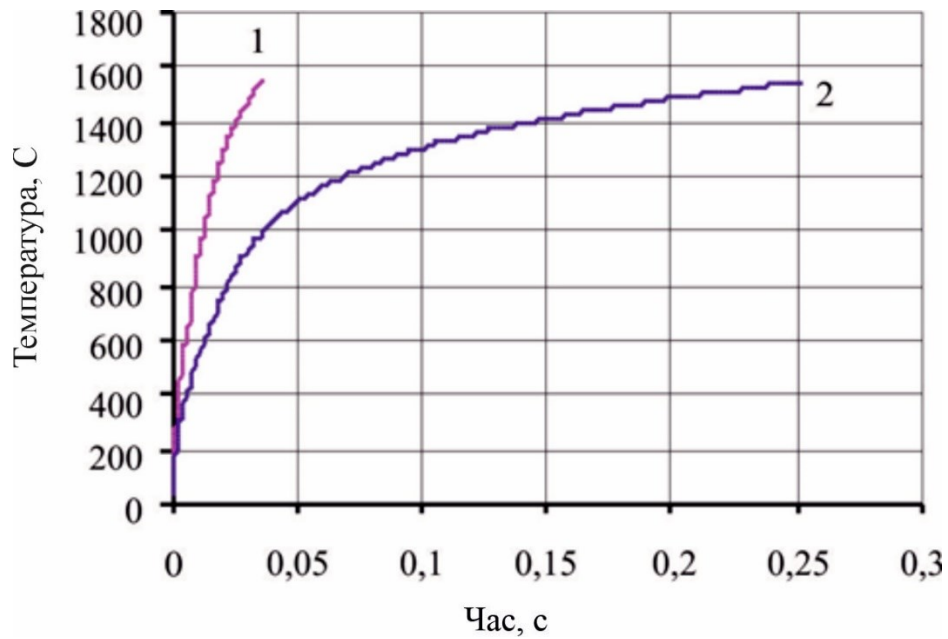


1 – рівномірно розподілений питомий тепловий потік;

2 – питомий тепловий потік за залежністю (4.4)

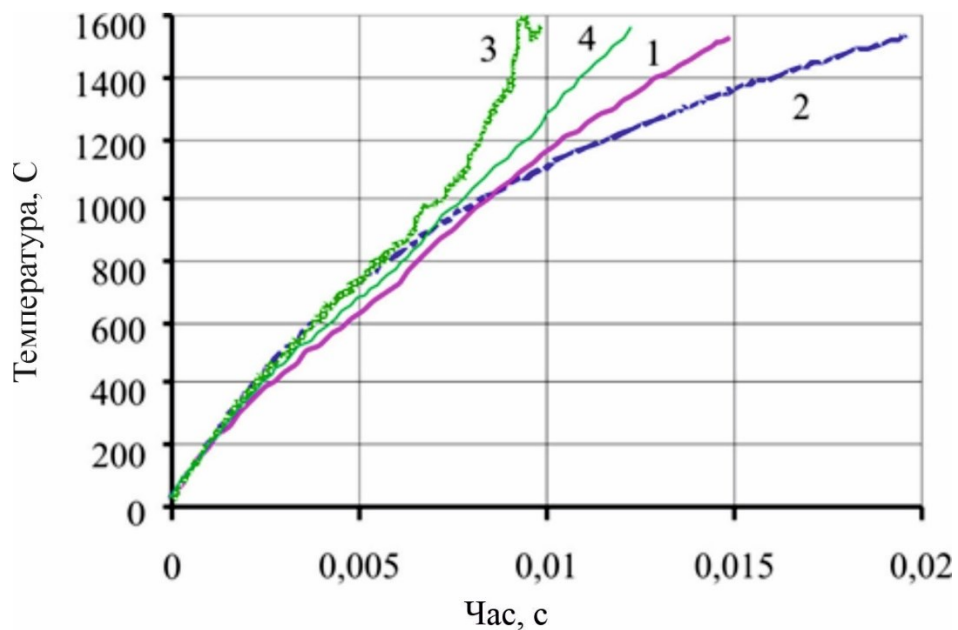
Рисунок 4.10 – Змінення температури в корені задирки $l = 0.5$ мм, $h = 0.1$ мм при різному способі завдання величини питомого теплового потоку

Завдання конвективного питомого теплового потоку по формулі (4.5) істотно впливає на час оплавлення задирки. У наведеному випадку це привело до збільшення часу оброблення в 2.34 разу. Таким чином було підтверджено, що припущення про можливість завдання рівномірного розподілу питомого теплового потоку при термоімпульсному обробленні, яке приймалося в раніше виконаних роботах [214, 228, 230, 263, 284], потребує корекції. Цей висновок ілюструють результати розрахунку нагрівання задирки при використанні метано-повітряної суміші (рис. 4.11). Час оплавлення задирки при використанні метано-повітряної суміші порівняно з метано-кисневою збільшився в 6.86 разів. Результат був отриманий при умові, що температура газу залишалася постійною протягом процесу оброблення. Проте, при урахуванні охолодження продуктів згоряння під час теплообміну, стає очевидним, що видалення задирки при використанні метано-повітряної суміші може бути неможливим. На рис. 4.12 представлені результати моделювання нагріву задирки довжиною 0.3 мм за використання різних моделей. Ці результати демонструють, що ігнорування нелінійності та змінення геометрії задирки під час оплавлення може призвести до непередбачуваних похибок.



1 – метан-кисень; 2 – метан-повітря

Рисунок 4.11 – Змінення температури в корені задирки $l = 0.5$ мм, $h = 0.1$ мм при різному складі паливної суміші



1 – постійні теплофізичні характеристики; 2 – нелінійні теплофізичні характеристики; 3 – модель «суперпровідника»; 4 – модель «смерті» елемента

Рисунок 4.12 – Змінення температури в корені задирки

Таким чином авторкою в ході послідовного удосконалення було розроблена модель, яка враховує скорочення довжини задирки під час оплавлення та реалістично відтворює процеси, які відбуваються під час термоімпульсного оброблення

крайок. Її перевагами є використання постійної сітки скінченних елементів і обчислювальна ефективність. При цьому врахування зменшення конвективного питомого теплового потоку зі зростанням температури задирки є обов'язковим.

4.2 Числове моделювання термоімпульсного оброблення крайок

4.2.1 Вплив геометричних параметрів крайок на час оплавлення задирок

У роботі [228] аналізувався вплив довжини та товщини задирки-пластини на час її оплавлення при впливі імпульсного, постійного та комбінованого питомого теплового потоку на основі аналітичного рішення. При отриманні цих результатів приймався ряд припущень, тому виникла необхідність в уточненні подібних залежностей та оцінці можливості їх використання для розробки методики визначення режимів термоімпульсного оброблення.

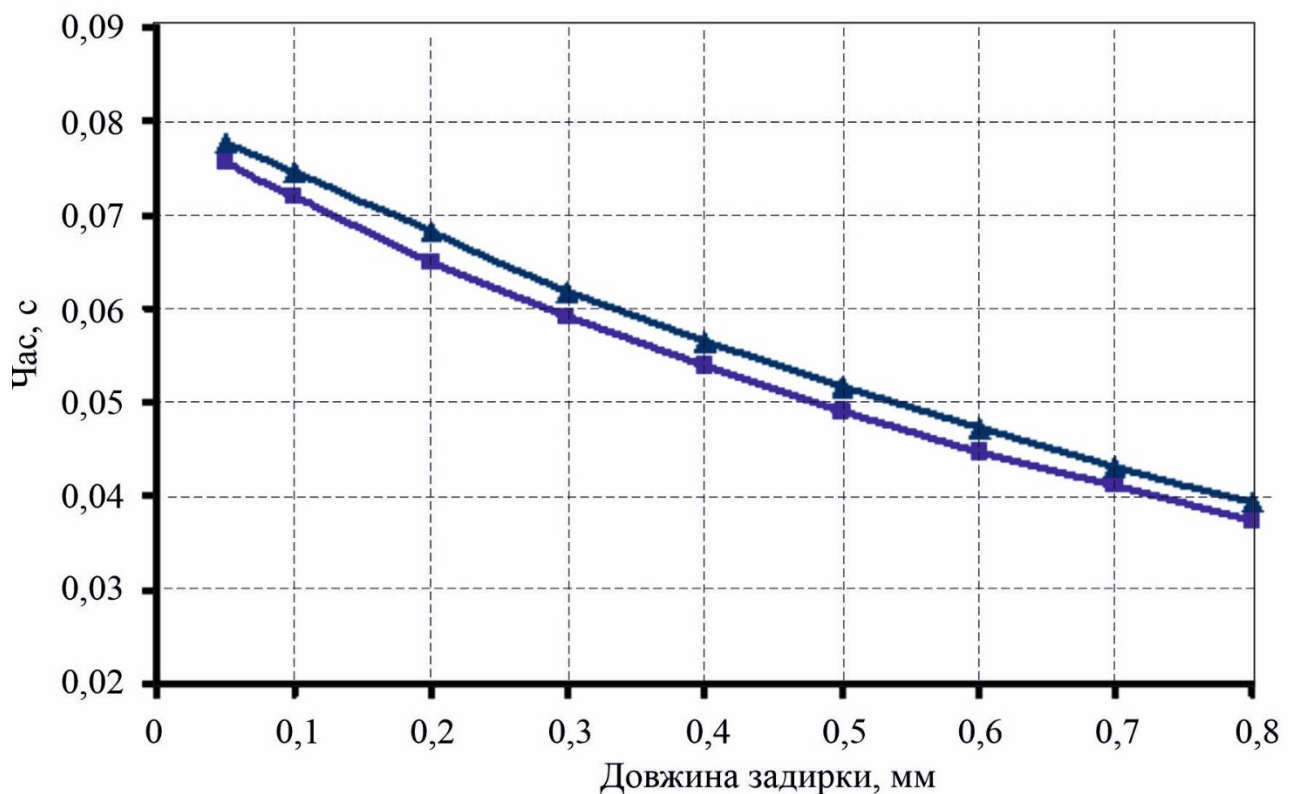
В числовому моделюванні термоімпульсного оброблення були введені додаткові параметри, які характеризують форму оброблюваної деталі, крайки та самої задирки, разом із зміненням її геометрії під час оплавлення. Експерименти проводилися за допомогою числового методу з використанням зазначеної моделі.

Перший набір експериментів був проведений для визначення впливу довжини і товщини задирки на час її оплавлення, враховуючи реальну залежність теплофізичних властивостей матеріалу від температури. Результати числового моделювання, проведені при фіксованих значеннях товщини та питомого теплового потоку, співпадали за якістю з даними, наведеними в роботі [228]. На рис. 4.13 наведено залежність часу оплавлення задирки-пластини різної довжини. Величина питомого теплового потоку задавалася виразами (4.4)–(4.5). Як і в аналітичному рішенні, отриманому в роботі [228], спостерігалось збільшення часу оплавлення при скороченні початкової довжини задирки. Довжина задирки змінювалася в межах 0,5...8 *h*.

Важливо відзначити, що у випадку термоімпульсного оброблення деталей із термопластів спостерігається зовсім інша динаміка. Скорочення довжини задирки

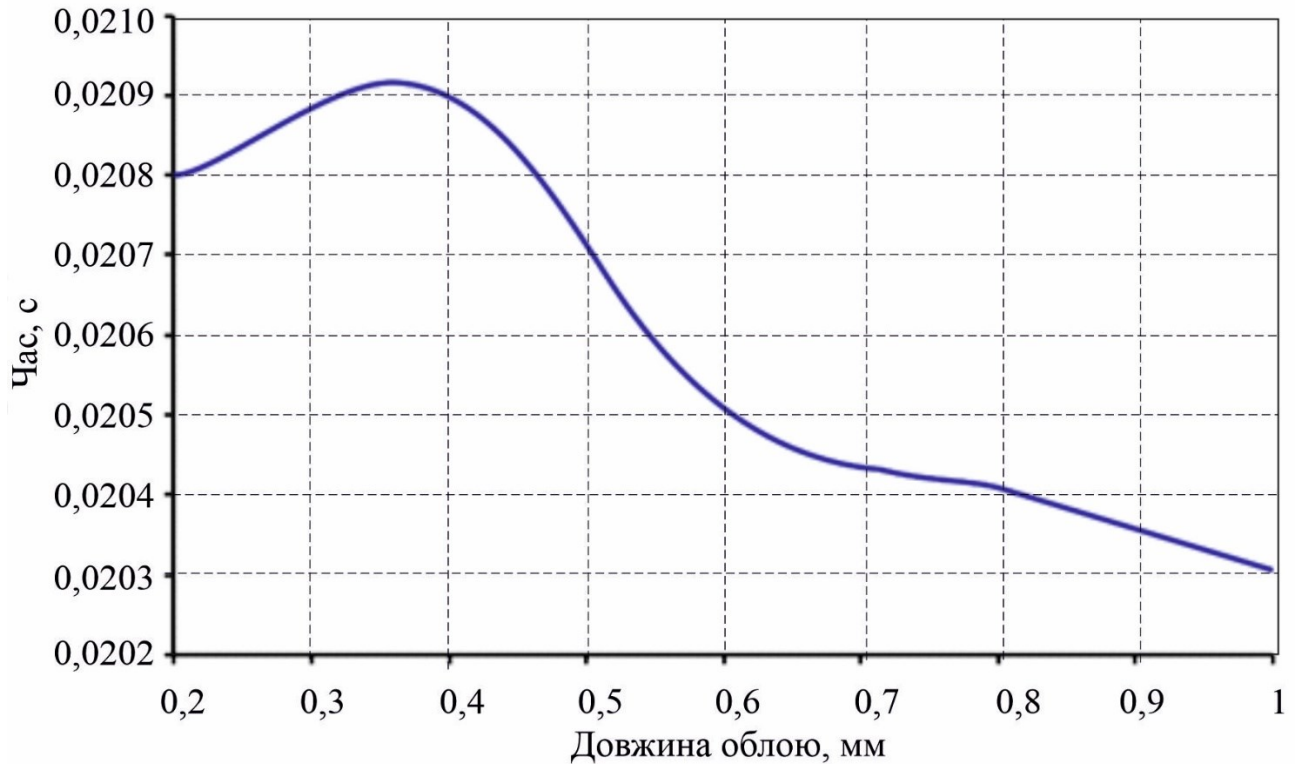
(облою) призводить до скорочення часу її оплавлення, починаючи з певного значення. На рис. 4.14 наведено залежність часу оплавлення облою від довжини для поліетилену, як це було представлено в роботі Малашенка [232]. Така динаміка зумовлена низькою теплопровідністю термопластів, яка призводить до підведення тепла через торець задирки при її скороченні.

Ймовірно, схожа картина може спостерігатися і в разі оплавлення металевих задирок, однак цей випадок був поза областю досліджень, оскільки він є нехарактерним для задирок, які утворюються під час механічного оброблення. Наведені результати дозволяють встановити певні обмеження при призначенні режимів термоімпульсного оброблення. Зокрема, необхідно враховувати, що тиск у фронті ударної хвилі не повинен перевищувати значення, достатнє для механічного відриву задирки. В іншому випадку може виникнути ситуація, коли частина задирки буде відірвана, а та, що залишилася, не зможе бути оплавлена до запланованого радіусу округлення при визначеному часі оброблення.



$$q_{const} = 2 \times 10^7 \text{ Вт/м}^2, h = 0,1 \text{ мм, матеріал – алюміній}$$

Рисунок 4.13 – Залежність часу оплавлення задирки від його довжини

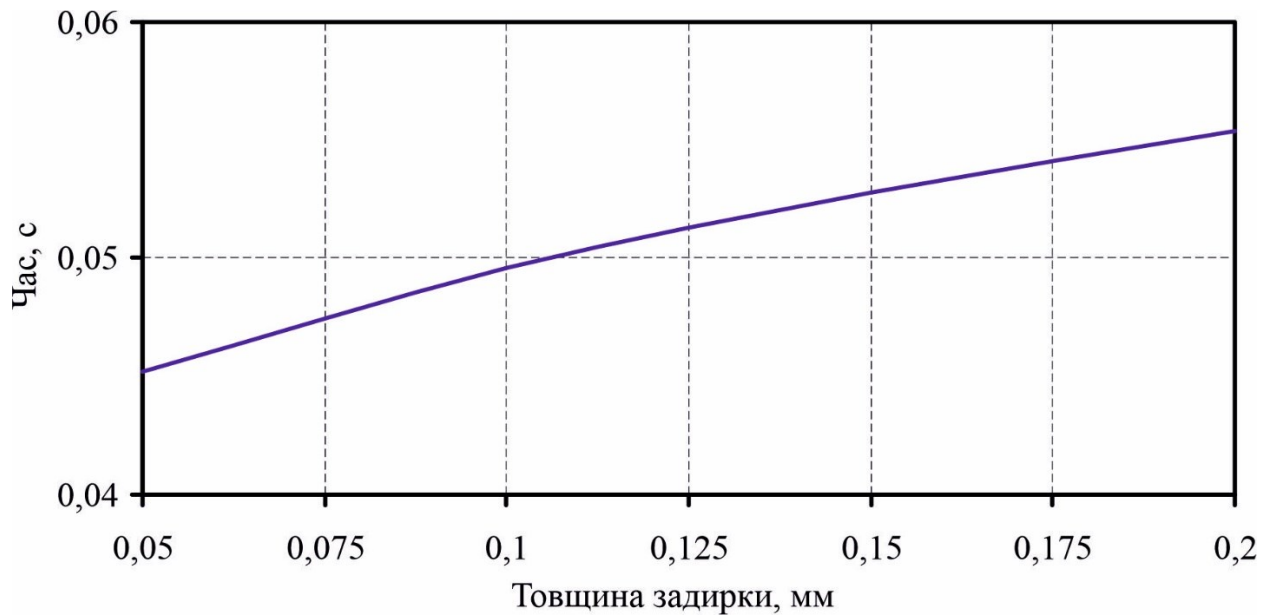


$$\bar{q} = 10^6 \text{ Вт/м}^2, h = 0,1 \text{ мм, матеріал – поліетилен}$$

Рисунок 4.14 – Залежність часу оплавлення облою від його довжини [232]

Залежність часу оплавлення задирки-пластини від його довжини для чистих металів може бути з достатньою точністю задана вираженням $t_{\text{опл}} = Ae^{-Bl}$, наприклад залежність для алюмінію (рис. 4.13), з достовірністю апроксимації $R^2 = 0,9994$ описується виразом $t_{\text{опл}} = 0,0786 e^{-0,934l}$. На рис. 4.13 приведено також залежність для задирки трикутної форми з довжиною і площею поперечного перетину, що співпадає зі значеннями для прямокутної задирки. Ця залежність з достовірністю апроксимації $R^2 = 0,9999$ описується виразом $t_{\text{опл}} = 0,0815 e^{-0,9101l}$. Час оплавлення задирок трикутної форми є більшим, ніж прямокутних із-за більшої площі тепловідводу в корені.

На рис. 4.15 наведено характерну залежність часу оплавлення задирки при фіксованих значеннях її довжини і питомого теплового потоку. Товщина задирки залежно від довжини змінювалась в діапазоні $0,1 \dots 0,4 l$. Як і в разі залежності, показаної на рис. 4.13, приведені результати для випадку оплавлення задирки з алюмінію.



$$q_{const} = 2 \times 10^7 \text{ Вт/м}^2, l = 0,5 \text{ мм, материал – алюміній}$$

Рисунок 4.15 – Залежність часу оплавлення задирки від її товщини

Нелінійність задачі і завдання питомого теплового потоку виразом (4.4) привели до нелінійності залежності часу оплавлення задирки від її товщини. Для чистих металів вона з достатньо точно апроксимується виразом $t_{опл} = Ch^2 + Dh + E$, наприклад залежність для алюмінію, приведена на рис. 4.15, з достовірністю апроксимації $R^2 = 0,9997$ описується виразом $t_{опл} = -0,18h^2 + 0,1126h + 0,04$.

Геометрія крайки істотно впливає на час оплавлення задирки і радіус округлення крайки. Для встановлення характеру такої залежності проводилося моделювання оплавлення задирок для крайок з різним кутом (рис. 4.16). На рис. 4.17 наведені результати моделювання оплавлення задирки при різних кутах крайки, фіксованих значеннях усередненого питомого теплового потоку, довжини та товщини задирки. Довжина задирки визначалася від лінії перетину поверхонь, що утворюють крайку. Результати моделювання виявили, що величина кута, на який розкривається крайка, суттєво впливає на час оплавлення задирки. Наприклад, збільшення кута крайки від 90 до 120° призвело до зростання часу оплавлення більш ніж в 4 рази через змінення умов теплообміну.

Таким чином, при розрахунку часу оплавлення задирки при термоімпульсній обробці необхідно враховувати геометричні параметри задирки і крайки – довжину і товщину задирки, а також форму задирки і крайки, на якій вона утворюється.

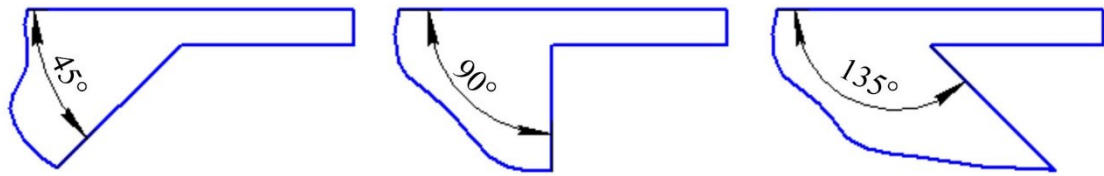
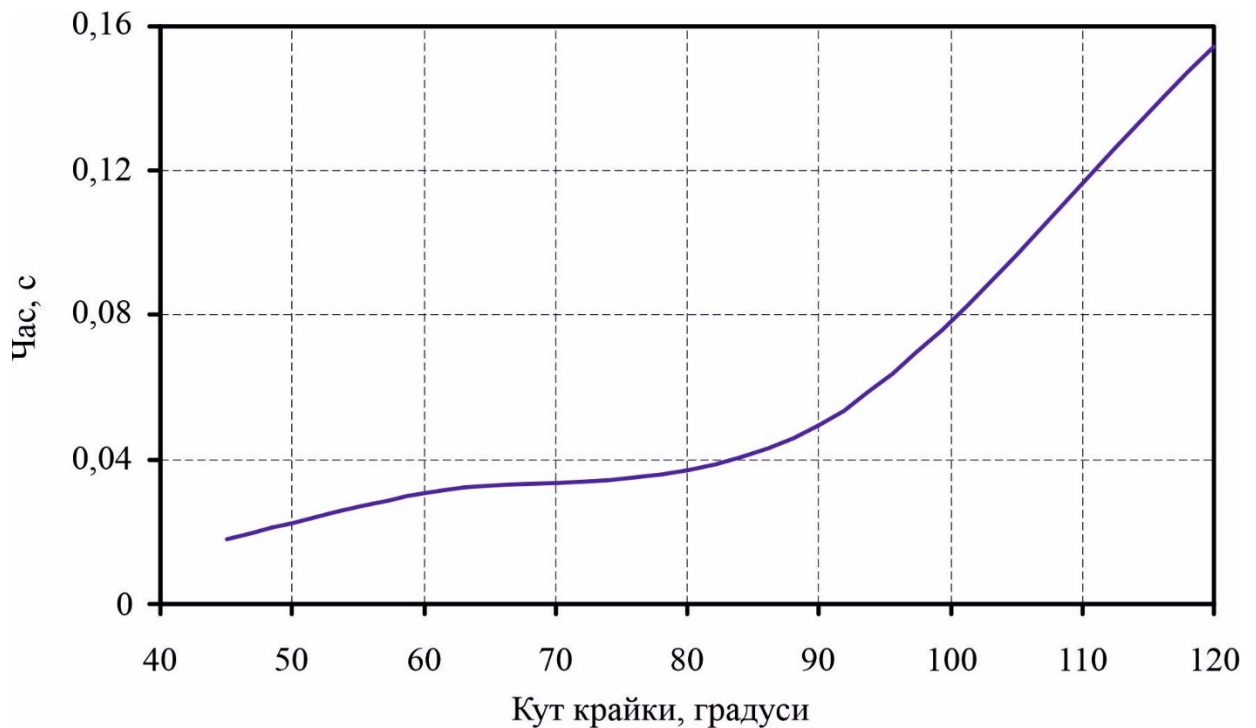


Рисунок 4.16 – Типові форми крайок із задиркою, оплавлення задирки, що розглядалися при моделюванні

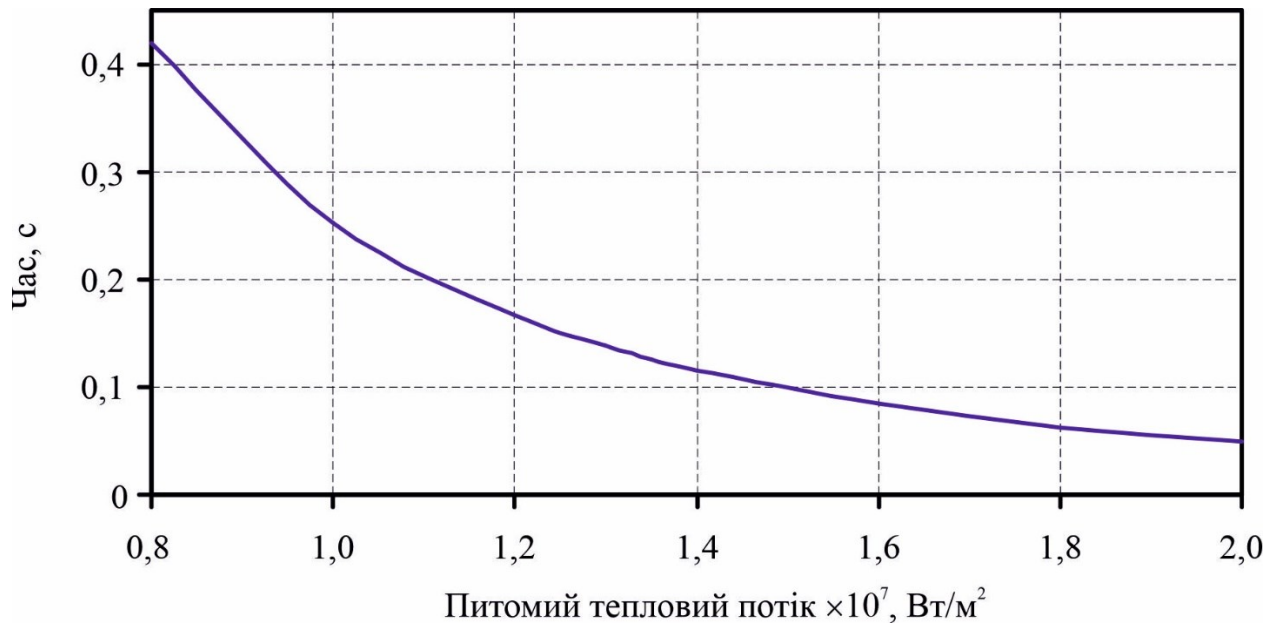


$$q_{const} = 2 \times 10^7 \text{ Вт/м}^2, l = 0,5 \text{ мм}, h = 0,1 \text{ мм}, \text{ матеріал – алюміній}$$

Рисунок 4.17 – Залежність часу оплавлення задирки від кута крайки

При зміні величини усередненого питомого теплового потоку час оплавлення задирки фіксованої геометрії також змінюється. На рис. 4.18 наведено характерну залежність часу оплавлення задирки від величини q_{const} . Ця залежність з достовірністю апроксимації $R^2 = 0,9999$ описується виразом $t_{опл} = 4 \cdot 10^{-29} q_{const}^4 - 2 \cdot 10^{-21} q_{const}^3 + 6 \cdot 10^{-14} q_{const}^2 - 7 \cdot 10^{-7} q_{const} + 3,0507$.

У першому наближенні час термоімпульсного зачищення задирки довільного розміру може бути визначене як $t(l, h, f, q) = k_l \times k_h \times k_f \times k_q \times t(l_0, h_0, f_0, q)$, де k_l, k_h, k_f, k_q – емпіричні функції, що апроксимують дані числових експериментів, що враховують вплив довжини, товщини, форми задирки і величини усередненого питомого теплового потоку на час його оплавлення.



$l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм, матеріал – алюміній

Рисунок 4.18 – Залежність часу оплавлення задирки від q_{const}

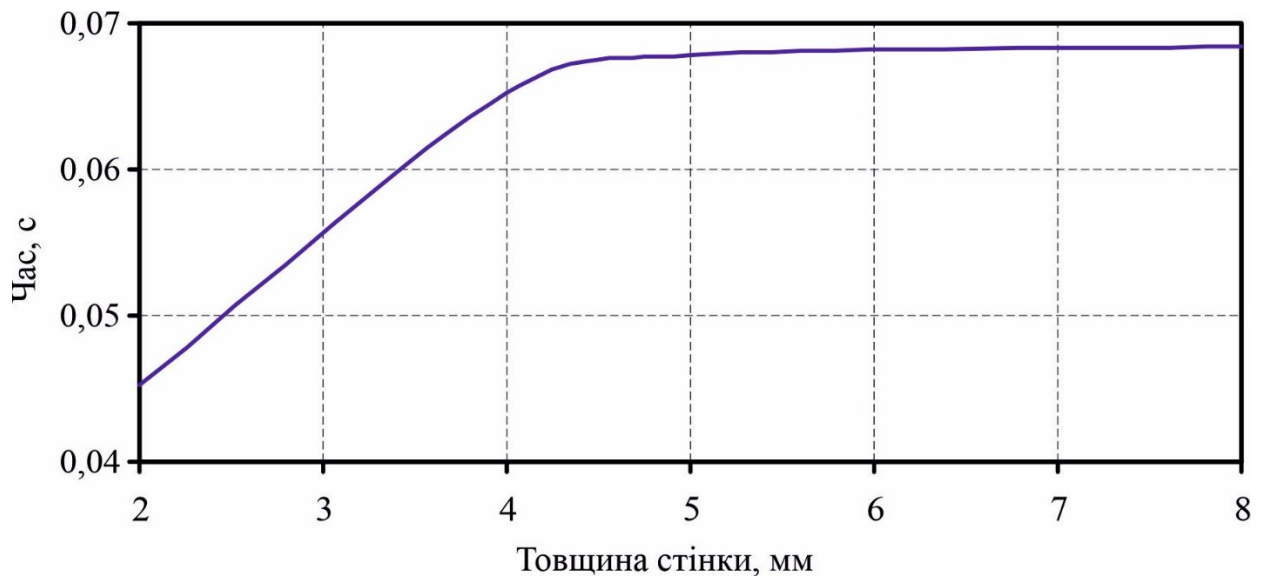
По поверхнях, що створюють крайку, як гранична умова задавався питомий тепловий потік. При цьому розрахунковий час оплавлення задирки при зміні розмірів розрахункової зони істотно змінювався (рис.4.19). Характер залежності, приведеної на рис. 4.19 пояснюється впливом прогрівання ділянки деталі, що примикає до оброблюваної крайки. Якщо за час оплавлення задирки деталь не прогривається на величину розрахункової області, подальше її збільшення не приводить до зміни часу оплавлення. Це приводить до умови рівності часу оплавлення задирки і часу прогрівання стінки деталі, на якій вона розташована, на половину товщини.

Для деяких деталей складної форми, наприклад, корпусів агрегатів авіаційних двигунів, характерною є наявність крайок, які примикають до стінок різної товщини (рис. 4.20). Якщо для таких деталей існують вимоги щодо округлення крайок однаковим радіусом їх можна виконати за наступних умов:

- 1) задирки мають бути однакової форми, товщини і близької довжини;
- 2) час оброблення не перевищує часу прогрівання стінки деталі з мінімальною товщиною.

Перша умова вимагає узгодження режимів механічного оброблення, яка передую операціям термоімпульсного оброблення, з вимогами щодо геометричних характеристик крайок. Якісну крайку після термоімпульсного оброблення можна

отримати у випадках, коли попереднє оброблення виконувалося якісним інструментом, який забезпечує формування виткої задирки практично пластинчастої форми. Великого значення набувають величина подачі та глибина різання.



$$q_{const} = 2 \times 10^7 \text{ Вт/м}^2, h = 0,05 \text{ мм}, l = 0,5 \text{ мм}, \text{матеріал – алюміній}$$

Рисунок 4.19 – Залежність часу оплавлення задирки фіксованої довжини і товщини від розмірів розрахункової зони

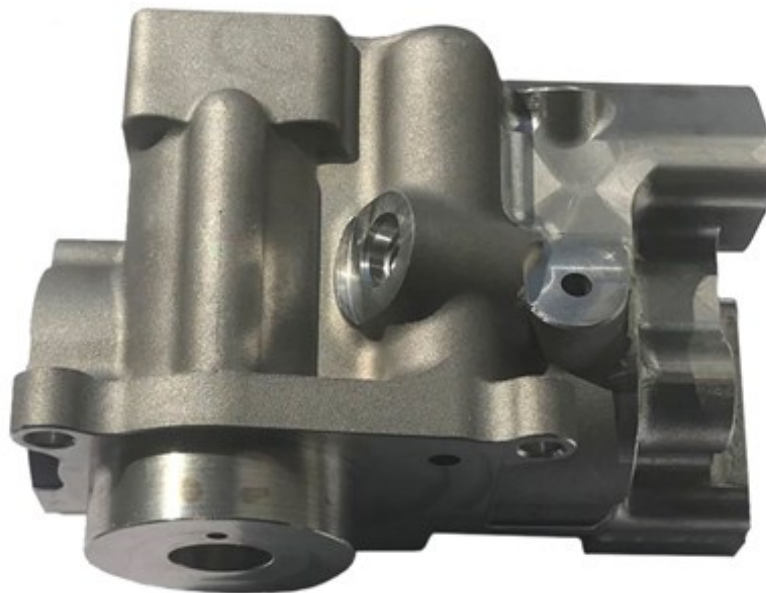


Рисунок 4.20 – Корпус агрегату авіаційного двигуна

Друга вимога визначає нижню межу для режимів термоімпульсного оброблення. В роботі [207] були отримані приблизні формули для оцінювання глибини прогрітого шару в різних теплопровідних задачах.

При поданні розподілу температури в глибину у вигляді стаціонарної функції для задачі нагрівання матеріалу питомим тепловим потоком певної величини (гранична умова другого роду), вирази для часу прогрівання стінки до половини її товщини виглядають наступним чином:

$$\left. \begin{aligned} Fo &\equiv \frac{a\tau}{\delta^2} = \frac{1}{n(n+1)} - \text{для плоскої стінки} \\ Fo &= \frac{1}{n(n+1)} \left(1 + \frac{1}{n+2}\right) - \text{для циліндрової стінки} \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

де Fo – критерій подібності Фур'є; a – температуропровідність матеріалу; δ – половина товщини стінки; n – ступінь апроксимуючого полінома.

В роботі [207] для показника ступеня у рівнянні (4.8) рекомендовано значення $n = 2$. Таке значення було отримано для теплообміну з низькими та середніми величинами питомого теплового потоку. Для випадку оброблення детонувальними сумішами величини питомих теплових потоків зазвичай мають порядок 10^7 Вт/м², а іноді можуть сягати величин порядку 10^8 Вт/м². Тому, в роботі [225] за участю авторки для встановлення величини показника ступеня n у рівнянні (4.8) у наближеному рішенні для поля температур розв'язувалася задача теплопровідності для нескінченного циліндру, на поверхню якого діє рівномірно розподілений питомий тепловий потік заданої інтенсивності. Задача розв'язувалась для ряду матеріалів, які зазвичай використовуються для виготовлення деталей агрегатів військової техніки. На рис. 4.21 наведено сітку скінченних елементів й типовий розподіл температур, отримані при розв'язанні задачі нестационарного нагріву циліндру.

На рис. 4.22 суцільною лінією показані типові графіки розподілення температури в поверхневому шарі для одного з досліджуваних матеріалів для різних значень питомого теплового потоку. Для порівняння маркерами показано розподіл температур в прогрітому шарі за формулою, запропонованій в роботі [207]. Результати визначення ступеню параболи для наближеної залежності температури в прогрітому шарі для ряду матеріалів наведено в табл. 4.2. Дані таблиці вказують, що прийняте в роботі [207] значення ступеню $n = 2$ для досліджуваної групи матеріалів є заниженим. Більш точної оцінки величини цього ступеня є значення 4,43 (розраховано як величина математичного очікування для показників ступеня, наведених у табл. 4.2).

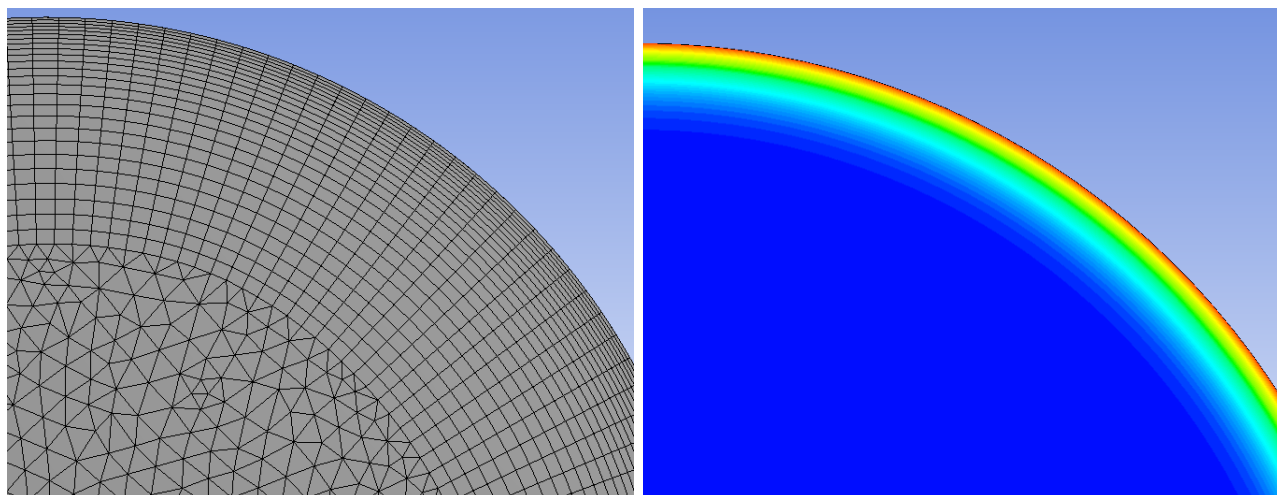
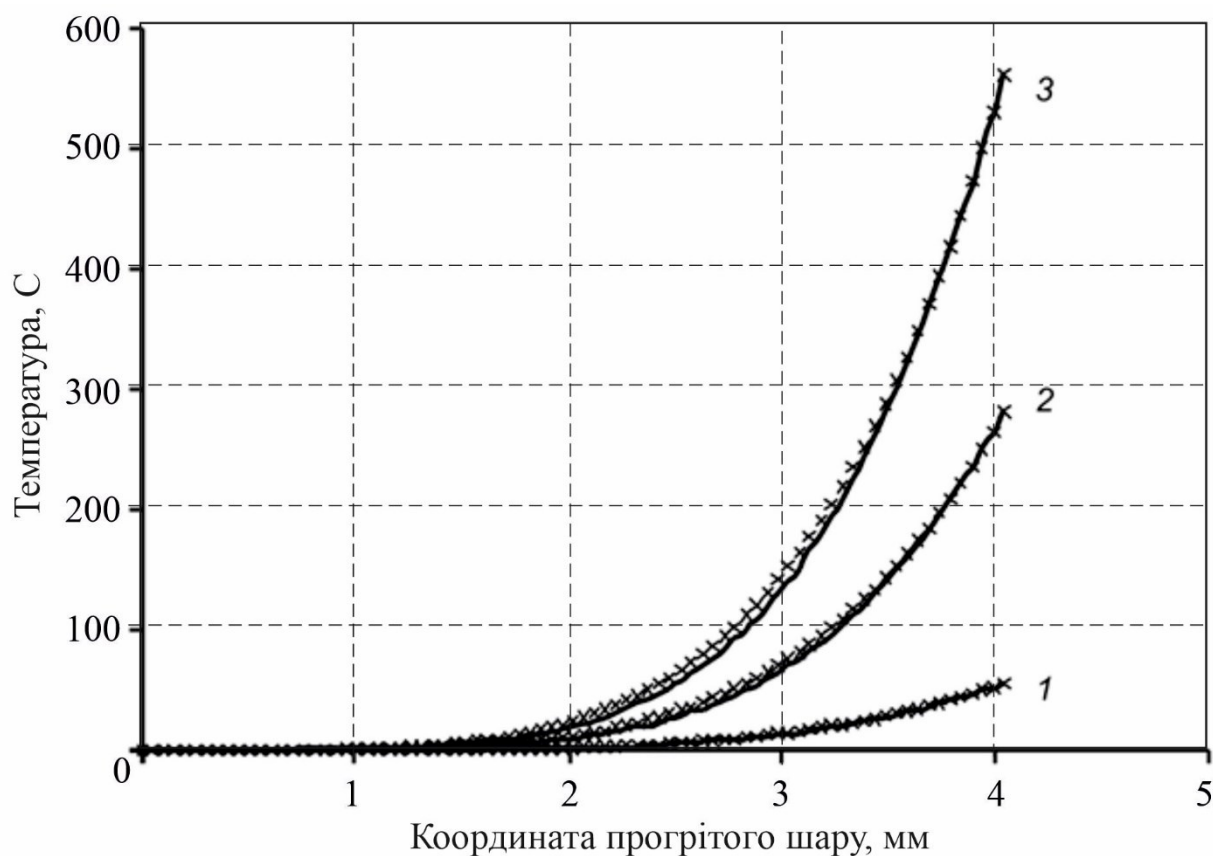


Рисунок 4.21 – Розрахункова сітка (зліва) й поле температур (справа) у нескінченному циліндрі при нагріві рівномірно розподіленим питомим тепловим потоком



1 – $q = 10^7$ Вт/м²; 2 – $q = 5 \cdot 10^7$ Вт/м²; 3 – $q = 10^8$ Вт/м²

Рисунок 4.22 – Залежність температури по глибині прогрітого шару ($t = 0,01$ с, мат. Ал9)

Таблиця 4.2 – Результати визначення ступеня параболи для наближеної залежності температури у прогрітому шарі для деяких матеріалів

| Матеріал | λ , Вт/м·К | c , Дж/кг·К | ρ , кг/м ³ | n |
|------------|--------------------|---------------|----------------------------|-------|
| AK9ч (Ал4) | 105,0 | 962,3 | 2770,0 | 4,207 |
| AK5М (Ал5) | 155,6 | 962,3 | 2711,8 | 4,431 |
| AK7ч (Ал9) | 159,1 | 962,3 | 2684,6 | 4,515 |
| AK10М2Н | 160,0 | 960,0 | 2685,0 | 4,450 |
| 15Х23Н18Л | 16,0 | 503,0 | 8025,0 | 4,530 |
| 12Х18Н9ТЛ | 16,0 | 510,0 | 7830,0 | 4,505 |
| 14Х17Н2Л | 18,3 | 460,2 | 7752,7 | 4,362 |

Остаточню це приводить до наступного оцінювання часу термоімпульсного оброблення виходячи з умови рівномірності округлення уподовж крайок [225]:

$$t_{\text{обр}} \leq \min \left(\frac{1}{n(n+1)} \frac{\delta_{\text{пл},\text{min}}^2}{a}; \frac{1}{n(n+1)} \left(1 + \frac{1}{n+2} \right) \frac{\delta_{\text{цил},\text{min}}^2}{a} \right), \quad (4.9)$$

де $\delta_{\text{пл},\text{min}}$ – мінімальна товщина плоскої стінки, $\delta_{\text{цил},\text{min}}$ – мінімальна товщина циліндрової стінки деталі, n – визначається за описаною вище процедурою.

Конкретні значення тиску суміші, що визначають величину усередненого по поверхні питомого теплового потоку, і часу оброблення мають бути призначені з врахуванням обмеження (4.9) виходячи з необхідних кваліметричних показників крайок.

4.2.2 Відносна енергоємність термоімпульсного оброблення

Оцінювання впливу властивостей матеріалів на режими термоімпульсного оброблення будемо вести на основі підходу, сформульованого в роботі [228]. Він заснований на тому, що температура плавлення і питома теплота плавлення матеріалів зменшуються із збільшенням долі легуючих елементів в сплаві в порівнянні з чистими металами, які є його основою. Тому енергетичні витрати на плавлення чистих матеріалів є пороговими для груп сплавів, створених на їх основі.

У табл. 4.3 приведені теплофізичні властивості для основних металів, вживаних як основа для сплавів, з яких виготовляються прецизійні деталі ЛА [215]. До таких матеріалів відноситься алюміній (корпусні деталі агрегатів ЛА), мідь (бронзові деталі елементів конструкції ЛА), титан (деталі ГТД, шасі, корпусні деталі рульових машин), залізо (сталеві прецизійні деталі ЛА), нікель (деталі з жароміцних сплавів).

Таблиця 4.3 – Теплофізичні характеристики деяких металів, що є основою для сплавів, вживаних для виготовлення прецизійних деталей ЛА [215]

| Матеріал | T , К | ρ , кг/м ³ | c_p , Дж/(кг·К) | λ , Вт/(м·К) |
|-----------|---------|----------------------------|-------------------|----------------------|
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| <i>Al</i> | 300 | 2697 | 903,7 | 237 |
| | 400 | 2675 | 951,3 | 237 |
| | 500 | 2665 | 991,8 | 240 |
| | 600 | 2652 | 1036,7 | 236 |
| | 700 | 2626 | 1090,2 | 230 |
| | 800 | 2595 | 1153,8 | 225 |
| | 900 | 2560 | 1228,2 | 218 |
| | 933,61 | 2550 | 1255,8 | 210 |
| <i>Cu</i> | 300 | 8933 | 385,0 | 401,9 |
| | 400 | 8870 | 397,7 | 391,5 |
| | 500 | 8628 | 408,0 | 385,4 |
| | 600 | 8779 | 416,9 | 376,9 |
| | 700 | 8728 | 425,1 | 369,7 |
| | 800 | 8656 | 432,9 | 360,8 |
| | 900 | 8622 | 441,7 | 355,3 |
| | 1000 | 8567 | 451,4 | 349,2 |
| | 1100 | 8509 | 464,3 | 337,6 |
| | 1200 | 8451 | 480,8 | 327,5 |
| | 1300 | 8394 | 506,5 | 322,1 |
| | 1357,6 | 8361 | 525,2 | 317 |
| <i>Ti</i> | 300 | 4500 | 530,8 | 22,3 |
| | 400 | 4490 | 555,5 | 20,7 |
| | 500 | 4470 | 576,2 | 19,7 |
| | 600 | 4460 | 60467 | 19,7 |

Закінчення таблиці 4.3

| | | | | |
|-----------|------|------|-------|------|
| | 700 | 4450 | 626,8 | 19,8 |
| | 800 | 4430 | 637,0 | 19,8 |
| | 900 | 4420 | 647,8 | 19,8 |
| | 1000 | 4400 | 646,9 | 19,6 |
| | 1156 | 4380 | 666,9 | 20,1 |
| | 1200 | 4370 | 633,9 | 21,9 |
| | 1400 | 4350 | 663,7 | 23,9 |
| | 1600 | 4320 | 729,1 | 27,7 |
| | 1800 | 4290 | 799,8 | 30,9 |
| | 1944 | 4260 | 854,1 | 33,1 |
| <i>Ni</i> | 300 | 8900 | 443,6 | 90,4 |
| | 400 | 8860 | 484,1 | 79,7 |
| | 500 | 8820 | 524 | 72,1 |
| | 600 | 8780 | 591 | 63,3 |
| | 700 | 8740 | 524 | 60,9 |
| | 800 | 8690 | 529 | 64,3 |
| | 900 | 8650 | 543 | 66,2 |
| | 1000 | 8600 | 562 | 71,5 |
| | 1200 | 8500 | 593 | 75,6 |
| | 1400 | 8400 | 609 | 76,7 |
| | 1600 | 8300 | 617 | 77,3 |
| <i>Fe</i> | 300 | 7870 | 447 | 79,9 |
| | 400 | 7840 | 489 | 69,4 |
| | 500 | 7810 | 531 | 61,8 |
| | 600 | 7770 | 572 | 55,1 |
| | 700 | 7730 | 618 | 48,7 |
| | 800 | 7700 | 678 | 42,7 |
| | 900 | 7660 | 770 | 37,2 |
| | 1042 | 7620 | 1236 | 25,4 |
| | 1100 | 7590 | 829 | 30,2 |
| | 1200 | 7590 | 742 | 29,0 |
| | 1400 | 7590 | 607 | 31,5 |
| | 1600 | 7590 | 608 | 34 |
| | 1800 | 7590 | 799,5 | 35 |
| | 1810 | 7040 | 835 | 39 |

Таблиця 4.4 – Відносна енергоємність термоімпульсного оброблення деяких чистих металів

| Матеріал | Без врахування залежності властивостей від температури [228] | З врахуванням нелінійності властивостей [236] | З врахуванням зміни величини питомого теплового потоку [236] |
|----------|--|---|--|
| Алюміній | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| Титан | 2,143 | 0,736 | 1,522 |
| Мідь | 2,163 | 3,232 | 3,216 |
| Залізо | 2,789 | 1,401 | 2,710 |
| Нікель | 3,218 | 2,967 | 4,784 |

В роботі [228] були розроблені оцінки відносної енергоємності термоімпульсного зачищення задирок з різних металів при постійних теплофізичних властивостях. З метою оцінки похибки, до якої може призвести це припущення, було проведено числове моделювання оплавлення задирки розмірами 0,1 мм у товщину та 0,5 мм у довжину, з використанням даних з табл. 4.2. Результати цього моделювання описані в роботі [236], яку виконано за участю авторки. У табл. 4.4 наведено порівняльні дані відносної енергоємності термоімпульсного оброблення за даними з роботи [228] та даними з роботи [236], де врахована нелінійність теплофізичних характеристик. У цій таблиці також подані дані, які враховують змінення значення питомого конвективного теплового потоку, пов'язане з підвищенням температури задирки (для $l = 0,5$ мм, $\delta = 0,1$ мм). Результати моделювання показали, що ігнорування залежності теплофізичних характеристик від температури може призвести до суттєвих похибок в оцінці відносної енергоємності оброблення крайок, аж до 85%. Завдяки різному характеру змінення теплофізичних характеристик від температури, відносна енергоємність термоімпульсного оброблення чистих металів змінюється при зміні температури (рис. 4.21).

З графіків рис. 4.23 видно, що витрати енергії на термоімпульсне оброблення нікелю при питомому тепловому потоці $q_{const} = 1 \cdot 10^7$ Вт/м² перевищують витрати енергії на оброблення алюмінію майже в 6 разів.

Зазначимо, що ці дані отримано для тестової задачі, де температура продуктів згорання вважалася сталою. У реальних умовах через тепловтрати на підігрів деталі та камери енерговитратність оброблення нікелю буде ще вищою. Згідно зі залежністю (2.47) за умови збереження часу оброблення початковий тиск суміші при обробленні нікелю повинен бути більшим в 36 разів, ніж при обробленні алюмінію. Тобто тиск суміші має обмежену ефективність при керуванні процесом термоімпульсного оброблення.

Слід відзначити, що при розрахунку відносної енергоефективності важливо враховувати умови тепловідводу. Результати, наведені на рис. 4.23, отримані для розрахункової області розміром 2×2 мм.

Як впливає з попередніх досліджень, змінення розмірів області з урахуванням формули (4.9) впливає на оцінку енергоемності термоімпульсного оброблення. Таким чином, навіть при низьких значеннях питомого теплового потоку, оброблення міді стає найбільш енергоемною, коли розміри розрахункової області перевищують 10 мм. Це стає особливо важливим при обробленні міді з питомими тепловими потоками в діапазоні $(4 \dots 6) \cdot 10^7$ Вт/м², де задирка з параметрами $l = 0,5$ мм та $\delta = 0,1$ мм взагалі не видаляється.

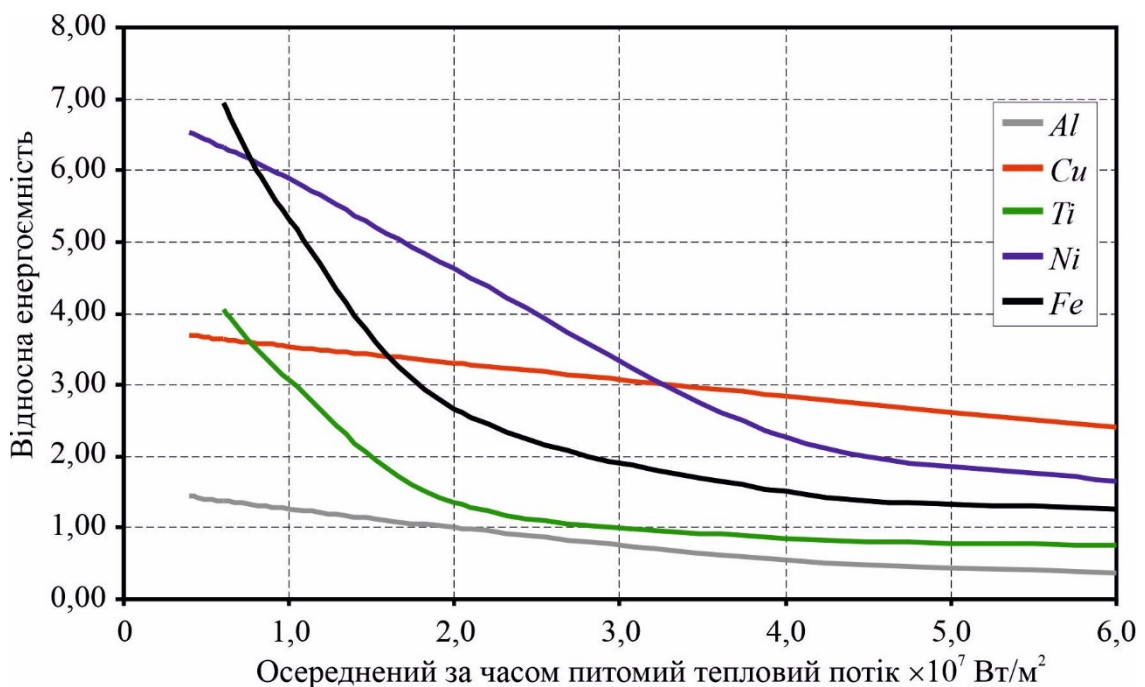


Рисунок 4.23 – Відносна енергоемність термоімпульсного оброблення деяких чистих металів

Час оброблення як засіб управління термоімпульсним обробленням також має свої обмеження. Зазвичай такий підхід пов'язаний із недостатньою величиною питомого теплового потоку. Підвищення часу оброблення в таких випадках призводить до нагрівання деталі. В залежності від величини питомого теплового потоку, температура деталі до моменту оплавлення задирки може бути достатньо високою. Наприклад, у випадку, результати моделювання якого наведено на рис. 4.23, середня температура поверхні в момент оплавлення задирки при питомому тепловому потоці $q_{const} = 1 \cdot 10^7 \text{ Вт/м}^2$ для міді склала $1046,6^\circ\text{C}$, для нікелю – $1290,8^\circ\text{C}$.

Ці високі значення температури частково пов'язані з невеликими розмірами модельної деталі ($2 \times 2 \text{ мм}$), які використовувалися для тестової задачі. Проте такі результати підтверджують, що збільшення часу обробки при недостатній величині питомого теплового потоку може призвести до перегріву оброблюваної деталі. Наприклад, для деталей з нікелю, температура поверхні перевищила температури фазових переходів в жароміцних сплавах на нікелевій основі, які знаходяться в діапазоні від 1186°C (ЖСЗДК) до 1276°C (ЖС32) [243].

Тому найбільш ефективним способом управління термоімпульсним обробленням може бути регулювання інтенсивності теплообміну. Для досягнення цієї мети, як вже було зазначено раніше, необхідно контролювати час дії та інтенсивність ударних хвиль в робочій камері.

4.3 Методика призначення режиму термоімпульсного оброблення

В роботі [228] автор запропонував визначати величину питомого теплового потоку для термоімпульсного оброблення задирок на підставі збігу часу оплавлення задирки та часу її прогрівання за товщиною. Такий підхід аргументувався тим, що при такому виборі можна забезпечити мінімальні енергетичні витрати на оплавлення задирки. Цей підхід не пов'язаний із параметрами якості оброблюваної крайки. Тому в роботах [7, 260, 284], які були виконані за участю авторки, було запропоновано призначати режими термоімпульсного оброблення на основі вимог до параметрів крайки. Цей підхід лежить в основі методики визначення режимів термоімпульсного оброблення задирок з огляду на кваліметричні показники крайок.

Як було вказано раніше, методика визначення режимів термоімпульсного оброблення має базуватися на вимогах до якості крайки, які сформульовані в міжнародних стандартах. Термоімпульсний метод оброблення обмежений формою перетину крайки, яку можна досягти за результатами оброблення, і не є настільки точним, щоб гарантувати виконання вимог до геометрії крайки, які встановлені для сучасного ріжучого інструменту.

У вже цитованій роботі [174] основною характеристикою крайки після оброблення є значення « a » (рис. 4.5), яке описує величину виступу або зрізу крайки відносно лінії перетину утворюючих її поверхонь. Отже, методика визначення режимів термоімпульсного оброблення задирок повинна базуватися на досягненні заданої величини цього параметру при округленні крайки під впливом питомого теплового потоку визначеного на основі моделювання горіння в еквівалентній камері.

4.3.1 Призначення режимів за кваліметричними показниками крайок

Оброблення металевих деталей повинне бути на режимах, що забезпечують виникнення ударних хвиль. Задачу пошуку режиму термоімпульсного оброблення за заданим кваліметричним показником розглядатимемо як задачу пошуку величини усередненої за часом дії питомого теплового потоку і часу оброблення за заданою величиною параметра a крайки. Розв'язання даного завдання проводилося на основі описаної раніше моделі оплавлення задирки в наступній послідовності.

Для ряду значень осередненого за часом питомого теплового потоку проводиться моделювання оплавлення крайки із задиркою заданої геометрії. Як приклад, нижче наведені результати такого моделювання, які були виконані для прямокутної задирки завдовжки 0,5 мм і завтовшки 0,1 мм. Як матеріал був вибраний алюміній. Діапазон значень усередненого за часом питомого теплового потоку вибирається виходячи з величин, досяжних при термоімпульсному обробленні в умовах дії ударних хвиль.

При моделюванні оплавлення завдання вирішується у вигляді послідовності з двох конфігурацій. Умовою закінчення першої є досягнення в точці, розташованій

в корені задирки, температури плавлення. Після цього моделювання продовжується на новій розрахунковій сітці, побудованій для крайки без задирки. Умовою зупинки розрахунку для другої конфігурації є досягнення температури в точці, розташованій на поверхні області на відстані 0,2 мм від крайки величини температури плавлення матеріалу. Величина округлення у 0,2 мм вибрана як умовна верхня межа для термоімпульсного оброблення.

В результаті такого роду розрахунків будується серія кривих в координатах $a - t$ за якими можна визначити величину кваліметричного показника округлення крайки за величиною часу оброблення для фіксованого значення усередненого за часом питомого теплового потоку. Отримані криві інтерполюються і екстраполюються так, щоб вирівняти інтервали часу на яких вони задані.

Серія таких кривих будується у вигляді каркаса поверхні в координатах $a - t - \bar{q}$, і по отриманому каркасу шляхом сплайн-інтерполяції будується поверхня режимів (рис. 4.24), кожна точка якої є величиною кваліметричного показника крайки для деякої величини усередненого за часом питомого теплового потоку і часу оброблення [284].

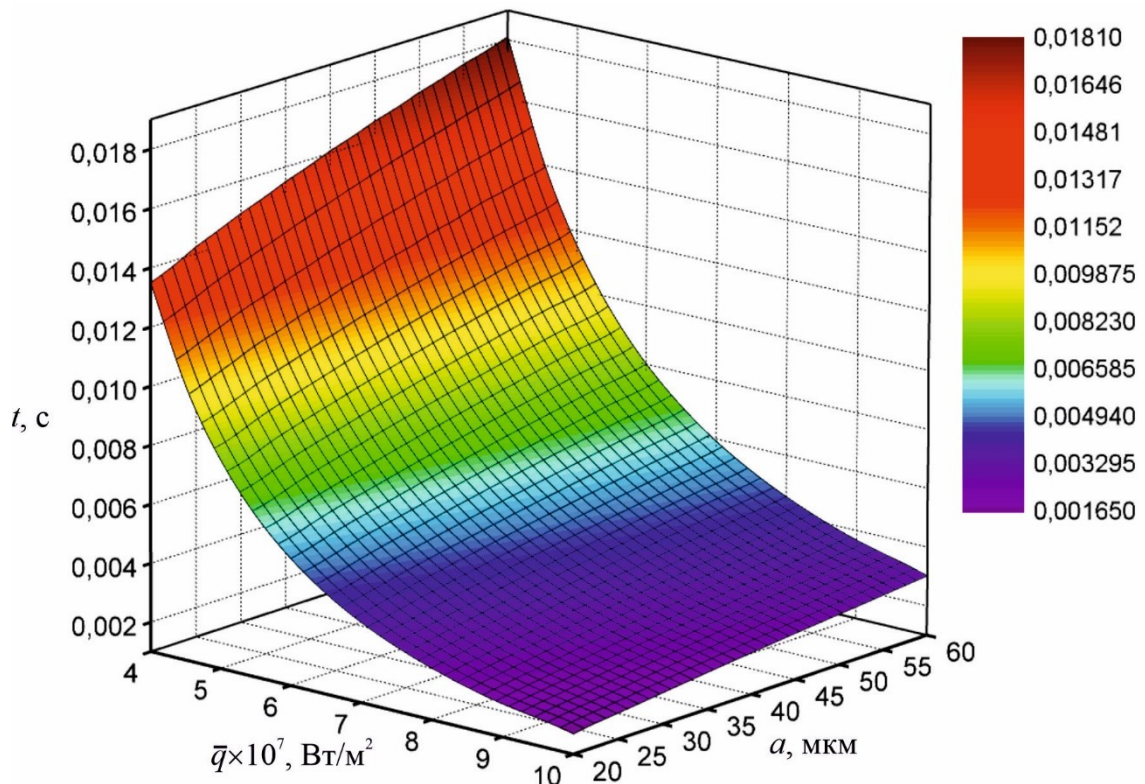


Рисунок 4.24 – Поверхня режимів термоімпульсного оброблення [284]

Для будь-якого заданого значення кваліметричного показника крайки a поверхня режимів розсікається площиною $a = [a]$. За отриманою кривою в координатах $\bar{q} - t$ будується графік залежності усередненого за часом питомого теплового потоку від часу оброблення, що забезпечує задане значення a (рис. 4.25, *a*).

Як час оброблення для термоімпульсного оброблення з дією ударних хвиль виправдано використовувати час їх затухання τ_{shw} . Використовуючи розподіл питомих теплових потоків протягом часу оброблення $\bar{q}^{area,time} = f(t)$ (рис. 4.25, *a*) визначається гарантований для оброблення питомий тепловий потік \bar{q}_1 .

Налагодження термоімпульсного обладнання здійснюється шляхом встановлення значення початкового тиску робочої суміші та часу оброблення. Для деякого відомого початкового тиску p_0 в координатах $\bar{q}_{p_0} - t$ існує усереднена по поверхні деталі залежність питомого теплового потоку від часу оброблення $\bar{q}_{p_0}^{area} = f(t)$ (рис. 4.25, *б*). Ця залежність додатково усереднена за часом, $\bar{q}_{p_0}^{area,time} = f(t)$.

Для відповідного часу загасання удару τ_{shw} визначається усереднений по поверхні і за часом питомий тепловий потік \bar{q}_{p_2} з урахуванням початкового тиску p_0 . Далі отримані значення \bar{q}_1 і \bar{q}_{p_2} порівнюються, як на рис. 4.25, *в*. Якщо значення питомих теплових потоків збігаються з точністю, що відповідає допуску на крайовий індекс a , то обладнання налаштоване з відповідним початковим тиском p_0 .

Якщо значення \bar{q}_1 і \bar{q}_{p_2} питомих теплових потоків відрізняються, початковий тиск суміші в камері слід скорегувати. Для цього, враховуючи встановлену в розд. 2 залежність, необхідний тиск суміші можна розрахувати наступним чином:

$$p = p_0 \left(\frac{\bar{q}_1}{\bar{q}_{p_2}} \right)^2. \quad (4.10)$$

Для отриманого тиску та часу оброблення виконується тестове оброблення. За результатами випробування отримана геометрія крайки порівнюється з необхідною і робиться висновок про необхідність подальших корекцій. У підсумку з використанням запропонованого підходу, кількість необхідних тестів для налаштування термоімпульсного обладнання зменшується до мінімального значення на відміну від відомих підходів на базі повнофакторних експериментів [57].

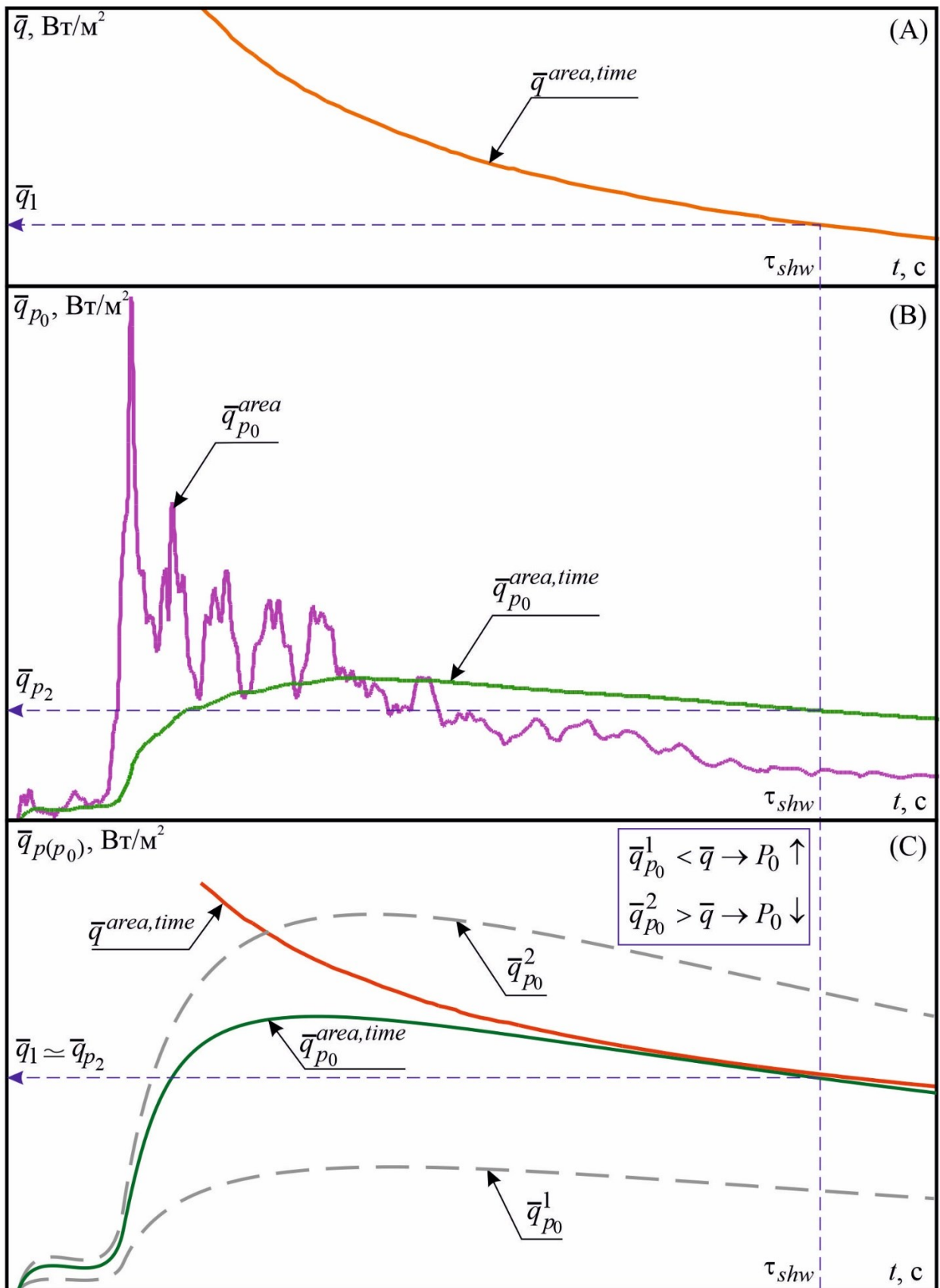


Рисунок 4.25 – Схема для визначення режимів термоімпульсного оброблення для забезпечення необхідного показника якості крайки [7]

4.3.2 Призначення режимів термоімпульсного зачищення деталей із пластмас

Універсальність продуктів згорання газових сумішей як інструменту оброблення викликала появу спеціалізованого устаткування для зачищення і термополірування деталей з термопластів. Такого роду модифікації були створені як на основі термоенергетичного методу оброблення (установки фірми ATL [164]), так і термоімпульсного (запропоновані в роботі Малащенко [232]). Принципи призначення режимів оброблення в цьому випадку радикально відрізняються від описаної вище методики, розробленої для випадку оброблення крайок металевих деталей.

Слід зазначити, що при термоімпульсному зачищенні деталей з термопластів неприпустимо використовувати режими, при яких в робочій камері утворюються ударні хвилі. Порівняно низька температура плавлення і теплопровідність таких матеріалів в таких випадках призводять до перегрівання і викривлення поверхні оброблюваних деталей [232]. Тому оброблення має вестися при режимах, що забезпечують величину питомих теплових потоків на 2–3 порядки меншу, ніж у випадку оброблення металевих деталей.

Відсутність ударних хвиль і мала кількість тепла, що поглинається деталями приводять до того, що при обробленні термопластів стає можливим вживання початкового варіанту методу еквівалентної камери для визначення характеру змінення усередненого по поверхні і часу питомого теплового потоку. В цьому випадку вона є порожньою з розмірами, зміненими для збереження величини газового об'єму, а питомий тепловий потік може бути розрахований як

$$\bar{q} = q_{\text{екв}} \frac{S_{\text{екв}}}{S_{\text{кам}}}$$

Методика призначення режимів термоімпульсного зачищення облою на деталях з термопластів описана в роботах [19, 234], виконаних за участю авторки. На відміну від оброблення металевих деталей при термоімпульсному обробленні термопластів розподіл температури в поверхневому шарі має виражений градієнт.

При певному значенні питомого теплового потоку це приводить до повного оплавлення поверхні деталі. Із зменшенням інтенсивності питомого теплового потоку починаючи з деякого порогового значення реалізуються режими, при яких облою оплавляється, а поверхня не досягає температури плавлення.

Таким чином, при термоімпульсному обробленні деталей з термопластичних матеріалів можуть реалізовуватися два режими. Для першого характерні підвищені значення питомого теплового потоку і малий час оброблення. При обробленні на таких режимах відбувається проплавлення поверхні оброблюваних деталей на глибину декілька сотих міліметра. Додатковий вплив підвищеного тиску продуктів згорання призводить до вирівнювання поверхні деталей. Такий режим може застосовуватися для термополірування виробів з термопластичних матеріалів.

Другий режим характеризується низькими значеннями питомих теплових потоків і збільшеним часом оброблення. За величиною усереднені питомі теплові потоки в цьому випадку у 5...10 разів менше, ніж для першого режиму, а час оброблення може бути більше в 10 і більше разів. При такому режимі відбувається повне оплавлення облою, а температура поверхні деталі залишається нижчою за температуру розм'якшення матеріалу.

Характерна залежність часу оплавлення від величини усередненого питомого теплового потоку для фіксованої товщини і довжини облою приведена на рис. 4.26. Наведено дані для матеріалів, що відносяться до різних груп термопластичних полімерів, теплофізичних характеристик, що відрізняються поведінкою, залежно від температури [234].

Не дивлячись на більшу, ніж в поліетилену температуру плавлення, час оплавлення облою на деталі з поліпропілену виявляється меншим на всьому дослідженому діапазоні величин питомих теплових потоків. Це пов'язано з істотно більшою величиною його теплоємності. Наведений приклад показує, що призначення режимів термоімпульсного зачищення деталей з термопластів вимагає комплексного урахування теплофізичних властивостей матеріалів і енергетичних характеристик устаткування.

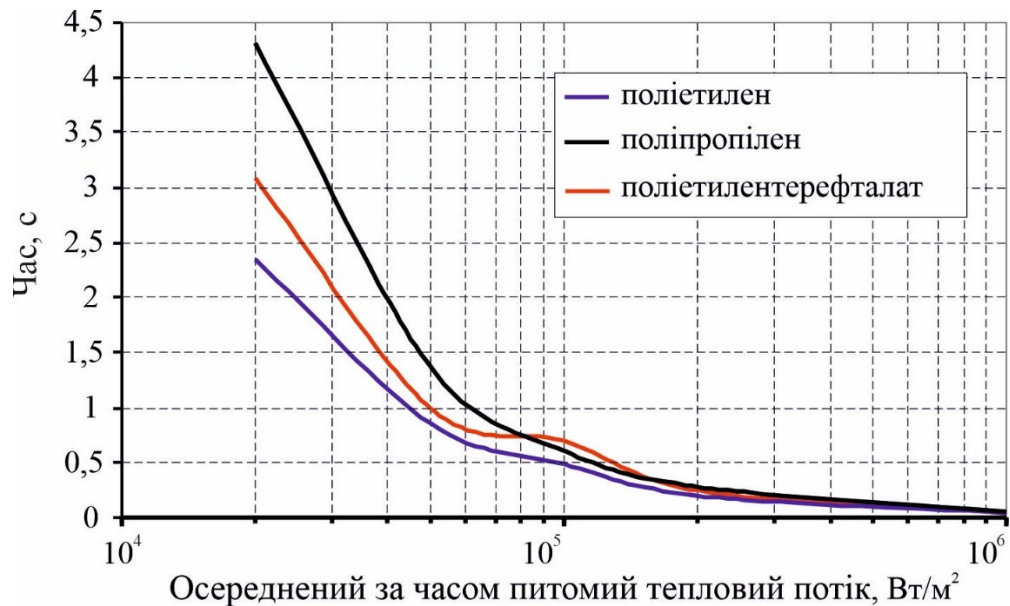


Рисунок 4.26 – Залежність часу оплавлення облою від величини усередненого питомого теплового потоку, $h = 0,2$ мм; $l = 1$ мм

Істотна нелінійність теплофізичних характеристик таких матеріалів залежно від температури ускладнює розрахунок режимів обробки за спрощеними залежностями, що вимагає використання методик, орієнтованої на використання результатів чисельного експерименту на моделях, що враховують як властивості матеріалів, так і особливості процесу оплавлення облою.

На рис. 4.27 наведено характерну залежність максимальної температури поверхні деталі від усередненого питомого теплового потоку в момент оплавлення облою, отримана в ході числового експерименту. Приведені дані для випадку зачищення деталі з поліетилену. Спільне використання залежностей, приведених на рис. 4.26 і 4.27 є основою для побудови методики призначення режимів термоімпульсного зачищення деталей з термопластів.

Для визначення технологічних параметрів термоімпульсного оброблення пластикових деталей (початкового тиску суміші і часу оброблення) необхідно виконати декілька кроків. Спочатку за методикою, описаною у розд. 2, розраховується усереднений за часом питомий тепловий потік при згорянні паливної суміші при заданому початковому тиску $q_{ave}^{P_0}(t)$. Далі для облою відомих розмірів з використанням описаних моделей визначається час плавлення під дією заданого осередненого за часом питомого теплового потоку $q_{melt}(t)$.

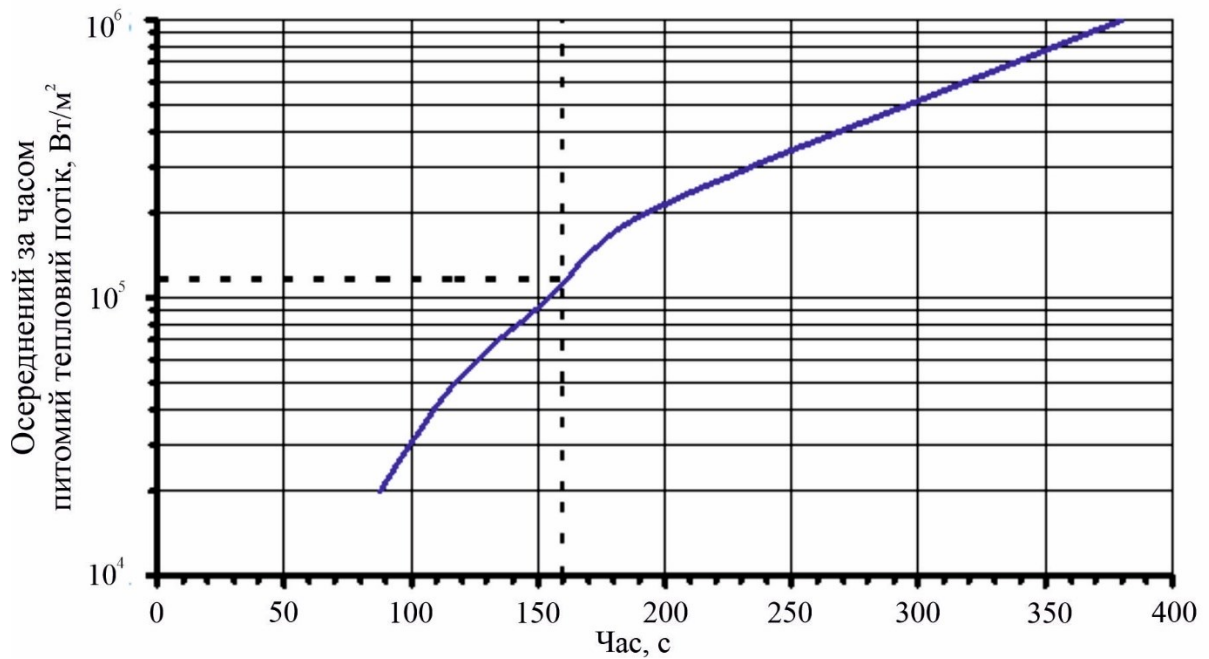


Рисунок 4.27 – Залежність максимальної температури поверхні від питомого теплового потоку в момент оплавлення облою $h = 0,2$ мм; $l = 1$ мм

Отримані діаграми необхідно порівняти (рис. 4.28). Потім на графіки накладається значення питомого теплового потоку, при якому досягається температурне обмеження (в даному випадку умова, коли температура краплі розплаву перевищує температуру деструкції пластику).

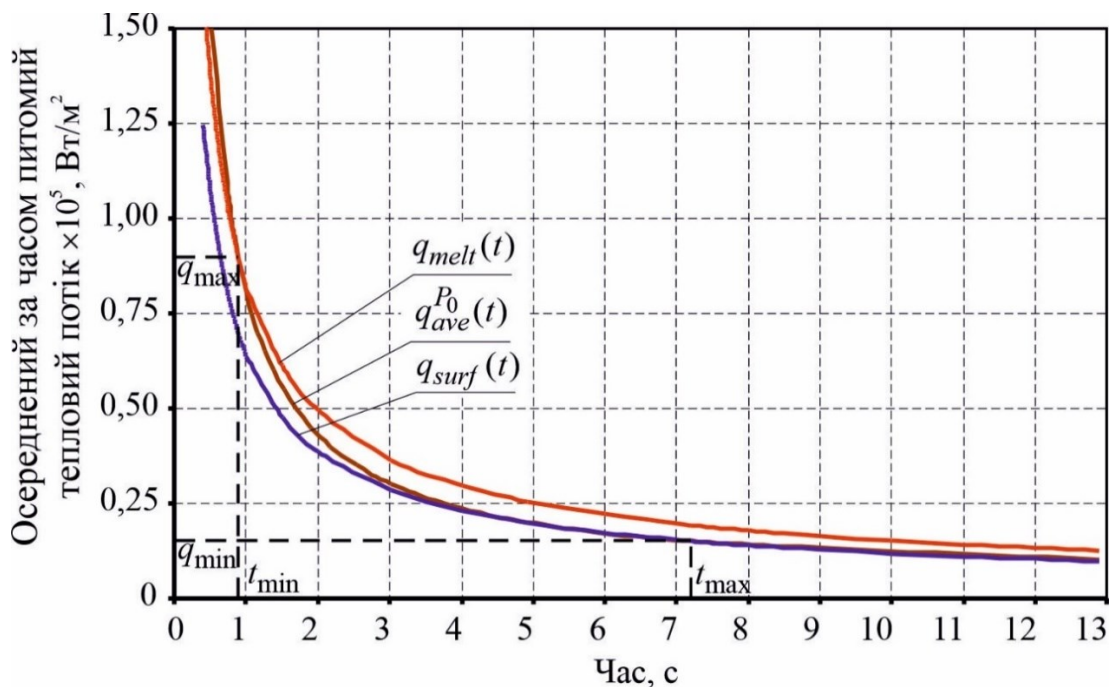


Рисунок 4.28 – Схема для визначення технологічних параметрів термоімпульсного оброблення деталей з пластику

Якщо між графіками $\bar{q}_{ave}^{P_0}(t)$, $q_{melt}(t)$ немає перетину, то оброблення не може бути досягнута, і початковий тиск суміші слід зкорегувати. Необхідно визначити час, що відповідає мінімальній відстані між кривими, і відповідний початковий тиск суміші відповідно виразити як:

$$p_0 \left[\left(\frac{q_{melt}(t_{max})}{\bar{q}_{ave}^{P_0}(t_{max})} \right)^2 \right]_{min}. \quad (4.11)$$

Максимальне значення початкового тиску суміші визначається так само за значенням максимального питомого теплового потоку, при якому досягаються температурні обмеження (або за температурою плавлення поверхні, або за температурою деструкції краплі):

$$p_0 \left[\left(\frac{q_{melt}(t_{min})}{\bar{q}_{ave}^{P_0}(t_{min})} \right)^2 \right]_{max}. \quad (4.12)$$

Таким чином визначається діапазон можливих режимів оброблення $[(p_{min}, t_{max}), (p_{max}, t_{min})]$, що забезпечують флеш-плавлення без термічних руйнувань і будь-яких змінень рельєфу деталі.

У випадку, коли немає додаткових вимог щодо якості зачищення, можна встановити режим термоімпульсного оброблення на межі допустимого діапазону, мінімізуючи час оброблення або мінімізуючи температуру деталей після оброблення. З урахуванням того, що підготовчий і завершальний час термоімпульсного зачищення є значно більшими, ніж час оброблення, рекомендується встановлювати режими на нижній межі допустимого діапазону. Якщо термоімпульсне оброблення використовується для термолірування деталей з термопластів, технологічні параметри оброблення визначаються аналогічно. В цьому випадку критерієм завершення оброблення є досягнення температури плавлення на заданій глибині поверхні. Для обмеження режимів оброблення використовується умова запобігання досягненню на поверхні температури деструкції оброблюваного матеріалу.

Ця методика може бути легко інтегрована в автоматизовану систему керування термоімпульсним устаткуванням. Для цього необхідно мати попередні розрахунки на основі енергетичних характеристик обладнання та параметрів обігріву

масиву деталі та облою. З цими даними, які можуть бути введені в систему керування установкою з можливістю програмної інтерполяції, оператору залишиться лише вибрати матеріал деталі з наявної бази даних, ввести інформацію про область оброблення, площу та об'єм деталі з CAD системи.

Слід зауважити, що межа допустимих режимів термоімпульсного оброблення може бути зміщена в бік менших значень початкового тиску суміші. Це може виникнути через міцнісні обмеження, такі як умови термоміцності під дією імпульсного нагріву і тиску, відсутність залишкових деформацій конструктивних елементів під дією імпульсу тиску тощо. Крім того, важливим параметром, який характеризує якість крайки, є допустима величина відхилення величини кваліметричного показника крайки від заданого значення. Така величина визначає точність забезпечення складу та тиску суміші, а також часу оброблення. Для встановлення вимог до точності забезпечення технологічних параметрів термоімпульсного оброблення можуть бути використані моделі, які вже застосовувалися під час моделювання процесу оброблення крайки оплавленням.

4.4 Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного оброблення

Спільна дія високих температур і тиску, що виникають при віддзеркаленні від поверхонь оброблюваних деталей ударних хвиль, можуть призводити до появи пластичних деформацій тонкостінних конструктивних елементів, формування небажаного залишкового напруження в поверхневому шарі матеріалу деталі. Методи розрахунку напружень, що викликаються такими навантаженнями, достатньо відомі. Менш досліджені проблеми, викликані дією імпульсу тиску та нагріву на деталі, що мають неоднорідності структури, наприклад, пори. Такі проблеми, зокрема, можуть з'являтися при обробленні деталей, заготовки яких були отримані різними методами литва. Крім того в ряді робіт, присвячених застосуванню термоенергетичного методу, відзначається, що він не рекомендується для оброблення деталей з твердістю більш ніж 42 HRC [68]. Такі проблеми можуть бути викликані тим, що при термічному обробленні металевих деталей в поверхневому шарі мо-

жуть змінюватися теплофізичні властивості, зокрема коефіцієнт теплового розширення, порівняно з основним металом. Такі дослідження відносно термоімпульсного оброблення було вперше розглянуто в роботах авторки [152, 200, 245].

4.4.1 Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного оброблення деталей з неоднорідними теплофізичними властивостями

Найбільш вірогідною причиною, що викликає появу тріщини при ТЕМ обробленні загартованих деталей, є анізотропія властивостей поверхневого шару, що з'являється при термохімічному обробленні (ТХО), – цементації, азотуванні та ін. Для таких видів оброблення характерна істотна відмінність в концентрації вуглецю і азоту по глибині поверхневого шару, що суттєво впливає на коефіцієнт теплового розширення матеріалу.

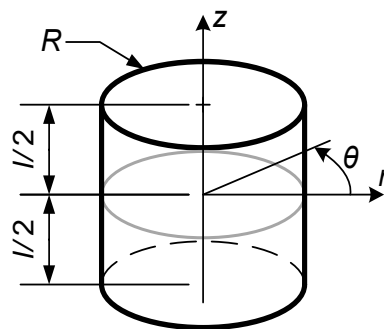


Рисунок 4.29 – Розрахункова схема задачі про нерівномірний нагрів циліндру [200]

Найбільш поширеною формою деталей гідравлічної і паливної системи літальних апаратів, що піддаються термохімічному обробленню є циліндрова (золотники, плунжери та ін.), тому в роботі [200], виконаній за участі авторки, була розглянута задача про розрахунок термічних напружень в скінченному циліндрі під дією питомого теплового потоку (рис. 4.29), рівномірно розподіленого по поверхні. Задача розповсюдження температури була описана відомим рівнянням в циліндричній системі координат з урахуванням осьової симетрії:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (4.13)$$

з початковими та граничними умовами:

$$T|_{t=0} = T_0 = \text{const},$$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\substack{r=R \\ z=\pm \frac{l}{2}}} = q, \quad (4.14)$$

де $a = \lambda/\rho c$ – коефіцієнт температуропровідності; λ – коефіцієнт теплопровідності; ρ – густина; c – питома теплоємність; T – температура; t – час; n – зовнішня нормаль; q – питомий тепловий потік.

Аналітичне рішення задачі (4.13), (4.14) відоме [251]

$$T = T_0 + \frac{2q}{K} \left[at \left(\frac{1}{R} + \frac{1}{l} \right) + \frac{2l}{\pi^2} \sum_{n=2,4,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2} \cos \left(n\pi \left(\frac{z}{l} + \frac{1}{2} \right) \right) \left(1 - e^{-\frac{an^2\pi^2 t}{l^2}} \right) + \right. \\ \left. + R \sum_{m=1}^{\infty} \frac{1}{J_0(v_m)v_m^2} J_0 \left(\frac{v_m r}{R} \right) \left(1 - e^{-\frac{av_m^2 t}{R^2}} \right) \right], \quad (4.15)$$

де J_0 – функція Бесселя першого роду нульового порядку; J_1 – функція Бесселя першого роду першого порядку; v_m – позитивні корні трансцендентного рівняння $J_1(v) = 0$.

Для розв'язання задачі визначення напружено-деформованого стану нерівномірно прогрітого циліндра був використаний варіаційний принцип Кастільяно (принцип додаткової віртуальної роботи) в термінах функції напружень [205]

$$\delta A = \int_V [\varepsilon_r \delta \sigma_r + \varepsilon_\theta \delta \sigma_\theta + \varepsilon_z \delta \sigma_z + \varepsilon_{rz} \delta \sigma_{rz}] = 0, \quad (4.16)$$

де δ – символ варіації, і не враховані компоненти тензорів деформації і напруження, які у зв'язку з осьовою симетрією завдання перетворюються на нульові.

Перевагами вживання принципу Кастільяно є те, що:

- 1) він є екстремальним принципом на відміну від змішаних;
- 2) результатом рішення варіаційної задачі є шукане напруження, а не переміщення, як після вживання варіаційного принципу Лагранжа (принципу віртуальної роботи);
- 3) крайові умови, сформульовані в напруженнях, виконуються точно.

В результаті в роботі [200] були отримані вирази для компонент напружень:

$$\sigma_r = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} S_{mn} \bar{\mathfrak{R}}_n \left(\frac{r}{R} \right) \bar{Z}_n \left(\frac{2z}{l} \right),$$

$$\sigma_{rz} = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} T_{mn} \bar{\mathfrak{R}}_n \left(\frac{r}{R} \right) \bar{Z}_n \left(\frac{2z}{l} \right), \quad (4.17)$$

де S_{mn} , T_{mn} – коефіцієнти; $\bar{\mathfrak{R}}_n$, \bar{Z}_n , $\bar{\mathfrak{R}}_n$, \bar{Z}_n – функції вигляду:

$$\bar{\mathfrak{R}}_n(r) = P_{n+1}(2r-1) + \frac{(2n+1)}{n^2} P_n(2r-1) - \frac{(n+1)^2}{n^2} P_{n-1}(2r-1),$$

$$\bar{Z}_n(z) = P_{2n-1}(z),$$

$$\bar{\mathfrak{R}}_n(r) = P_{n+1}(2r-1) - P_{n-1}(2r-1),$$

$$\bar{Z}_n(z) = P_{2n+1}(z) - P_{2n-1}(z), \quad (4.18)$$

P_n – поліноми Лежандра.

Функції \bar{Z}_n , $\bar{\mathfrak{R}}_n$, \bar{Z}_n і $\bar{\mathfrak{R}}_n$ було підібрано таким чином, щоб виконувались крайові умови для напружень, а також додаткові умови, які продиктовані симетрією задачі

$$\left. \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \right|_{r=0} = \left. \frac{\partial \sigma_r}{\partial z} \right|_{z=0} = 0; \quad \sigma_{rz}|_{r=0} = \sigma_{rz}|_{z=0} = 0.$$

Далі окружні напруження було визначено як

$$\begin{aligned} \sigma_{\theta} = & \sum_m^{\infty} \sum_n^{\infty} S_{m,n} P_{2n-2}(\bar{z}) \left\{ P_{m+1}(\bar{r}) + \frac{2m+1}{m^2} P_m(\bar{r}) - \frac{(m+1)^2}{m^2} P_{m-1}(\bar{r}) + \right. \\ & \left. + \frac{r}{R} \left[P_m^{1,1}(\bar{r})(m+2) + \frac{2m+1}{m^2} P_{m-1}^{1,1}(\bar{r}) - \frac{(m+1)^2}{m} P_{m-2}^{1,1}(\bar{r}) + \right] \right\} + \\ & + \sum_m^{\infty} \sum_n^{\infty} T_{m,n} \frac{2r}{l} [P_{m+1}(\bar{r}) - P_{m-1}(\bar{r})] [(n+1)P_{2n}^{1,1}(\bar{z}) - nP_{2n-2}^{1,1}(\bar{z})], \quad (4.19) \end{aligned}$$

а повздовжні за виразом

$$\begin{aligned} \sigma_z = & -\frac{l}{2} \sum_m^{\infty} \sum_n^{\infty} \{ T_{mn} [P_{2n+1}^{-1}(\bar{z}) - P_{2n-1}^{-1}(\bar{z})] \times \\ & \times \left[\frac{(m+2)P_m^{1,1}(\bar{r}) - mP_{m-2}^{1,1}(\bar{r})}{R} + \frac{P_{m+1}(\bar{r}) - P_{m-1}(\bar{r})}{r} \right] \} + f(r), \quad (4.20) \end{aligned}$$

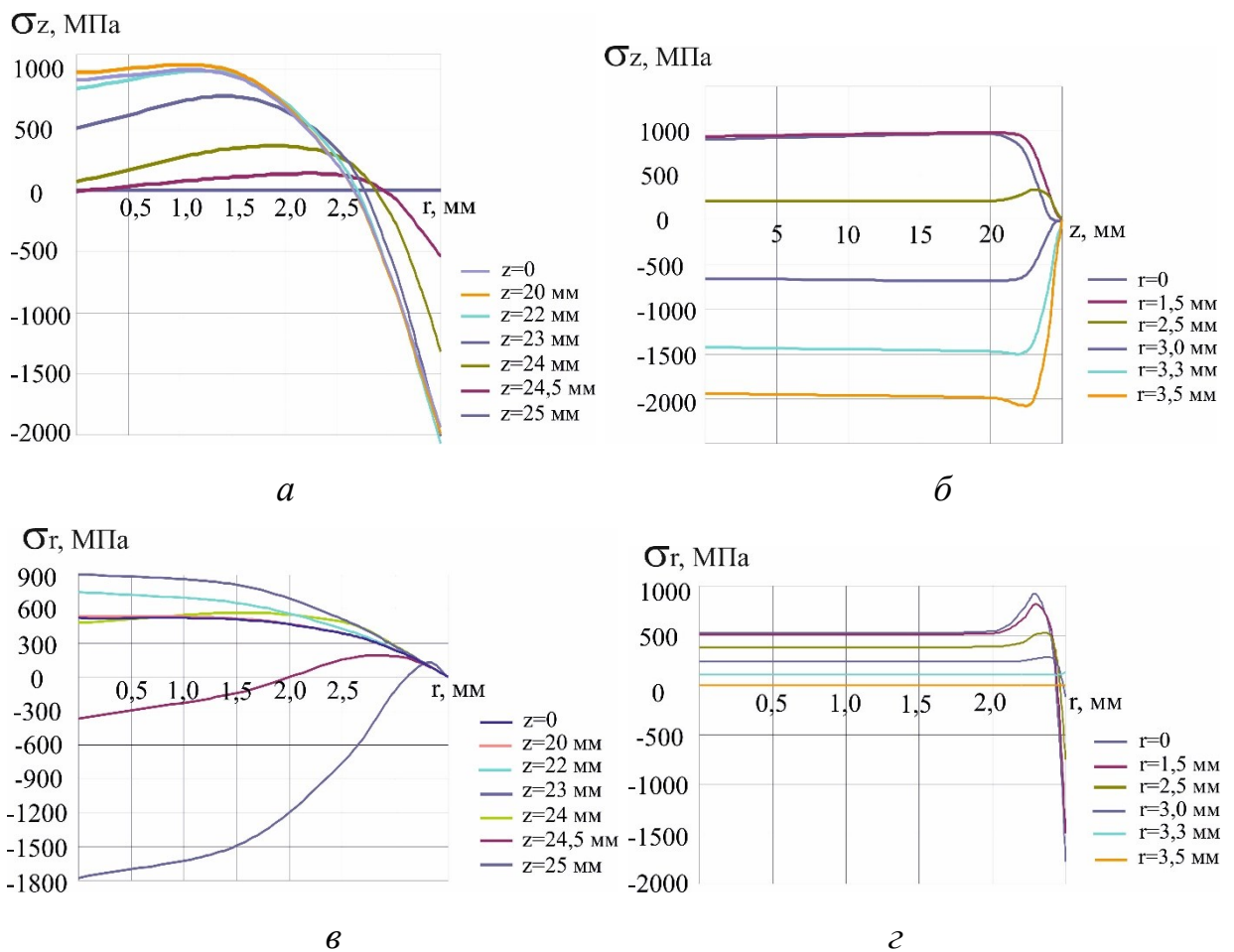
де

$$\begin{aligned} f(r) = & \frac{l}{2} \sum_m^{\infty} \sum_n^{\infty} \{ T_{mn} [P_{2n+1}^{-1}(1) - P_{2n-1}^{-1}(1)] \times \\ & \times \left[\frac{(m+2)P_m^{1,1}(\bar{r}) - mP_{m-2}^{1,1}(\bar{r})}{R} + \frac{P_{m+1}(\bar{r}) - P_{m-1}(\bar{r})}{r} \right] \}, \end{aligned}$$

а коефіцієнти S_{mn} і T_{mn} в (4.17), (4.19), (4.20) визначаються з системи лінійних алгебраїчних рівнянь, до якої проводить принцип мінімуму додаткової енергії

$$\frac{\partial W}{\partial S_{mn}} = 0; \quad \frac{\partial W}{\partial T_{mn}} = 0.$$

На рис. 4.30 наведено графіки отриманих радіальних та поздовжніх напружень. Найбільші значення напружень досягалися на кромці циліндра, що обумовлено високим градієнтом температур. За межами цієї зони справедливі стандартні розв'язки для нескінченних областей. Тому при подальших розрахунках було вирішено обмежитися випадком нескінченного циліндру, а особливості геометрії деталей враховувати за допомогою коефіцієнтів концентрації напружень.



a – поздовжні напруження σ_z по лініям $z = const$; *б* – поздовжні напруження σ_z по лініям $r = const$; *в* – радіальні напруження σ_r по лініям $z = const$; *г* – радіальні напруження σ_r по лініям $r = const$

Рисунок 4.30 – Компоненти напружень в нерівномірно нагрітому скінченному циліндрі за (4.17), (4.20)

Термічні напруження для нескінченного циліндру, на поверхні якого діє рівномірно розподілений питомий тепловий потік визначались на основі відомого аналітичного рішення для розподілу температури [219]:

$$T = T_0 + \frac{qR}{\lambda} \left(\frac{2at}{R^2} - \frac{1}{4} + \frac{r^2}{2R^2} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-\frac{av_n^2 t}{R^2}}}{v_n^2 J_0(v_n)} J_0\left(\frac{v_n r}{R}\right) \right). \quad (4.21)$$

Після аналогічних операцій було отримано вирази для компонент напруження. При введенні безрозмірних величин $\bar{\alpha} = \frac{\alpha q R}{\lambda}$ – безрозмірний коефіцієнт теплового розширення; $\bar{\sigma} = \frac{\sigma \lambda}{E \alpha q R} = \frac{\sigma}{E \bar{\alpha}}$ – безрозмірне напруження, безрозмірні величини радіального і окружного напруження, викликані нагрівом постійним питомим тепловим потоком мають вигляд

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_r &= \frac{1-\bar{r}^2}{8} + \frac{2}{\bar{r}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_1(v_n \bar{r})}{v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)} \\ \bar{\sigma}_\theta &= \frac{1-3\bar{r}^2}{8} - \frac{2}{\bar{r}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_1(v_n \bar{r}) - v_n J_0(v_n \bar{r})}{v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)} \end{aligned} \right\}. \quad (4.22)$$

Підхід, заснований на вживанні аналітичних рішень для областей канонічної форми для визначення термічного напруження в поверхневому шарі деталей при термоімпульсному обробленні може бути розширений на випадок деталей довільної форми. Для цього досить, щоб час обробки задовольняв умові (4.9), тобто щоб теплові хвилі не встигали поширитися до середини товщини стінки мінімальної товщини. В цьому випадку температура і викликані нею термічні напруження можуть бути розраховані в невеликій області термічного шару незалежно від решти частини тіла.

Розподіл температури в термічному шарі залежить від форми поверхні і параметрів теплообміну. Форма поверхні визначається двома головними радіусами кривизни. Позначимо максимальний за модулем радіус головної кривизни $R'_{кр.}$, мінімальний $R''_{кр.}$. відповідні ним центри кривизни – та $O'_{кр.}$ та $O''_{кр.}$ (рис. 4.31). Радіус кривизни вважається позитивним, якщо її центр лежить на внутрішній нормалі до поверхні.

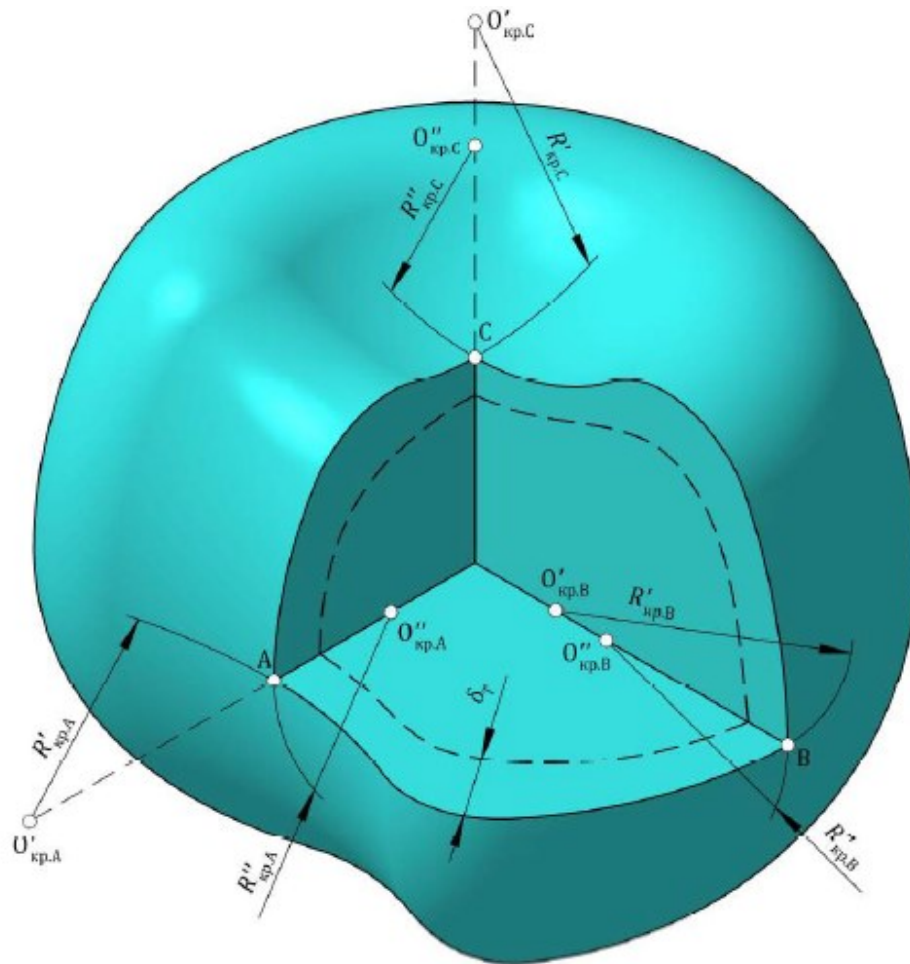


Рисунок 4.31 – Геометрія термічного шару тіла складної форми

На рис. 4.31 наведено тверде тіло, поверхня якого в точках А, В, С має як позитивні головні радіуси кривизни $R''_{кр,А}$, $R'_{кр,В}$, $R''_{кр,В}$, так і негативні – $R'_{кр,А}$, $R'_{кр,С}$, $R''_{кр,С}$. Оскільки коливання питомого теплового потоку істотні лише у напрямку нормалі до поверхні тіла, то температурне напруження може визначатися в одновимірному просторовому наближенні в одній з канонічних областей в декартовій, циліндровій або сферичній системі координат. Вибір конкретної розрахункової схеми залежить від модулів і знаків радіусів головних кривизн в досліджуваній точці поверхні. Всього можна вказати п'ять розрахункових схем:

- напівпростір, якщо $R'_{кр.} \geq R''_{кр.} \gg R^*$;
- необмежений циліндр або простір з циліндровим каналом, якщо $R'_{кр.} \gg R''_{кр.} > R^*$;
- куля або простір зі сферичною порожниною, якщо $R'_{кр.} \geq R''_{кр.} > R^*$.

Вибрана канонічна область повинна враховувати напрям опуклості поверхні

вихідного тіла в даній точці. Тому циліндр як геометричну область, слід вибирати при $R''_{кр.А} > 0$, а простір з каналом – при $R''_{кр.А} < 0$, причому в обох випадках радіус циліндрової поверхні $R''_{кр.А}$. Для сферичної системи координат ситуація є дещо складнішою, оскільки радіуси головних кривизн можуть мати протилежні знаки (рис. 4.31, точка А), що не дозволяє судити про напрям опуклості. У подібному випадку слід взяти до уваги, що опуклість і угнутість поверхні роблять протилежний вплив на коливання температури, і ввести середньо гармонійний радіус кривизни

$$R_{кр.} = 2 \left(\frac{1}{R'_{кр.}} + \frac{1}{R''_{кр.}} \right)^{-1}.$$

Таким чином, для режимів термоімпульсного оброблення, що задовольняють зазначеній вище умові щодо проникнення тепла, можлива побудова методики розрахунку термічного напруження в поверхневому шарі на базі аналітичних розв'язків незв'язаної термопружності для канонічних областей.

Для випадку термоімпульсної дії на деталь, заздалегідь підданою ТХО, обмежуватимемося рішеннями для циліндрових областей. Для цього необхідно розглянути випадок, коли коефіцієнт лінійного теплового розширення змінюється за глибиною поверхневого шару. Для спрощення викладення в роботах [152, 260] авторкою було розглянуто задачу для циліндра, що складається з двох безперервно сполучених областей (рис. 4.32) які мають різні коефіцієнти теплового розширення $\alpha^1 = \alpha$ та $\alpha^2 = k\alpha$. В такому випадку безрозмірне напруження у внутрішньому і зовнішньому циліндрах можна визначити за залежностями [260]

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_r^1 = & \frac{1}{8} (1 - \bar{r}^2 - \bar{\delta}(\bar{\delta} - 2)(k - 1)((1 - \bar{\delta})^2 + 8\bar{t} + 4\bar{T}_0)) + \\ & + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\bar{r}^{(k-1)(1-\bar{\delta})} J_1(v_n(1-\bar{\delta})) + J_1(v_n \bar{r})}{\bar{r} v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}, \end{aligned} \quad (4.23)$$

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{\theta}^1 = & \frac{1}{8} (1 - 3\bar{r}^2 - \bar{\delta}(\bar{\delta} - 2)(k - 1)((1 - \bar{\delta})^2 + 8\bar{t} + 4\bar{T}_0)) + \\ & + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\bar{r}^{(k-1)(1-\bar{\delta})} J_1(v_n(1-\bar{\delta})) + v_n \bar{r} J_0(v_n \bar{r}) + J_1(v_n \bar{r})}{\bar{r} v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}, \end{aligned} \quad (4.24)$$

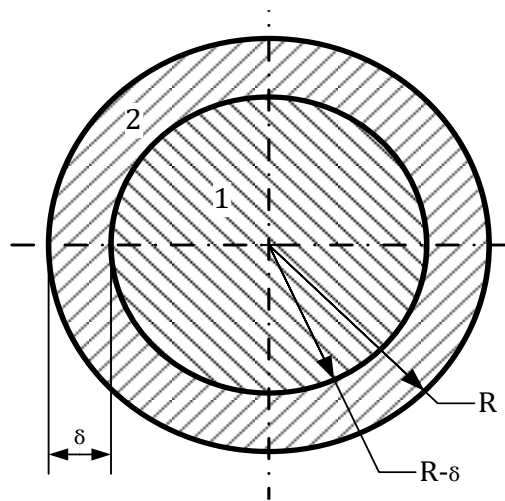


Рисунок 4.32 – Розрахункова область для визначення термонапруження із змінною величиною коефіцієнта лінійного теплового розширення

$$\bar{\sigma}_r^2 = \frac{1}{8\bar{r}^2} (1 - \bar{r}^2) ((k - 1)(1 - \bar{\delta})^2 ((1 - \bar{\delta})^2 + 8\bar{t} + 4\bar{T}_0) + k\bar{r}^2) - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(1 - \bar{r}^2)(k - 1)(1 - \bar{\delta}) J_1(v_n(1 - \bar{\delta})) - k\bar{r} J_1(v_n \bar{r})}{\bar{r}^2 v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}, \quad (4.25)$$

$$\bar{\sigma}_\theta^2 = \frac{1}{8\bar{r}^2} ((k - 1)(1 + \bar{r}^2)(1 - \bar{\delta})^2 (1 - (1 - \bar{\delta})^2 - 8\bar{t} + 4\bar{T}_0) - k\bar{r}^2(3\bar{r}^2 - 1)) + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(1 + \bar{r}^2)(k - 1)(1 - \bar{\delta}) J_1(v_n(1 - \bar{\delta})) - k\bar{r} J_1(v_n \bar{r}) - v_n \bar{r} J_0(v_n \bar{r})}{\bar{r}^2 v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}. \quad (4.26)$$

У циліндрі з різними коефіцієнтами теплового розширення напруження можуть виникати при зміні температури всього циліндра. При рівномірному нагріві до температури T_0 напруження визначатимуться за формулами

$$\sigma_r^1 = \sigma_\theta^1 = \frac{E\alpha T_0(k-1)\delta(2R-\delta)}{2R^2}, \quad \sigma_r^2 = \frac{E\alpha T_0(k-1)(R-\delta)^2(R^2-r^2)}{2r^2R^2},$$

$$\sigma_\theta^2 = \frac{E\alpha T_0(k-1)(R-\delta)^2(R^2+r^2)}{2r^2R^2}. \quad (4.27)$$

Якщо їх величина істотна, то їх необхідно додати до напружень, які викликані тепловим розширенням від питомого теплового потоку, що прикладається. Типова картина розподілу цього напруження наведена на рис. 4.33. Розрив у величині окружного напруження, викликаний ступінчастою зміною коефіцієнта лінійного теплового розширення, насправді відсутній, оскільки його зміна після ТХО пов'язана із зміною концентрації вуглецю або азоту і має плавний характер.

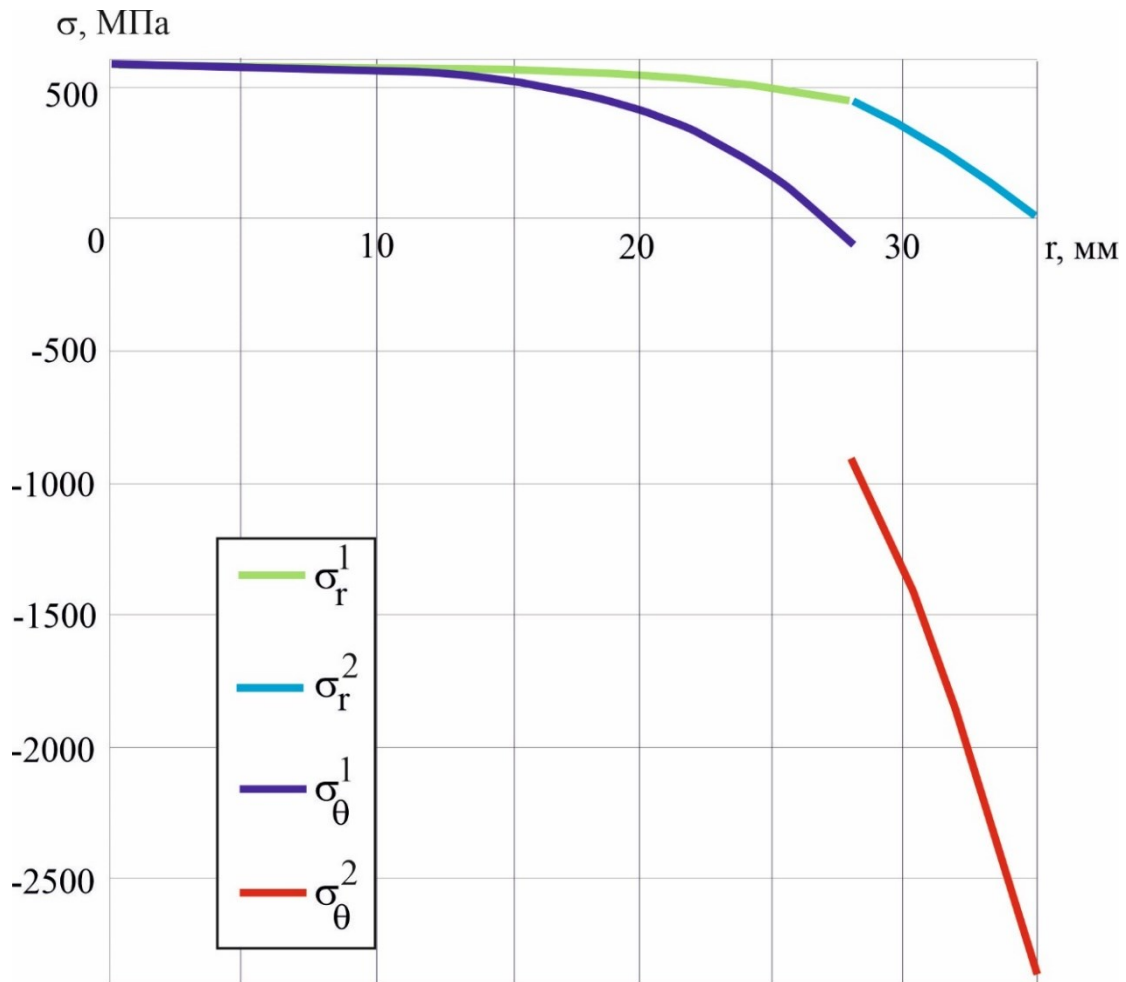


Рисунок 4.33 – Розподіл компонент напружень для нескінченного циліндра з величиною α , що ступінчасте змінюється

Реальні широтні напруження проходять по лінії, розташованій між кривими σ_θ^1 і σ_θ^2 . Проте основним результатом розрахунків по даній моделі є висновок про те, що урахування анізотропії за коефіцієнтом лінійного теплового розширення збільшує величину стискуючого окружного напруження в рази. Тож ігнорувати цей чинник при розрахунках НДС при термоімпульсному обробленні не можна.

Графіки, наведені на рис. 4.33 побудовані при наступних значеннях величин $R = 0,035$ м, $\lambda = 24,3$ Вт/мК, $c = 483$ Дж/кгК, $\rho = 7750$ кг/м³, $a = 6,49 \times 10^{-6}$ ВтК/м², $E = 2,04 \times 10^{11}$ Па, $\alpha = 0.0000134$ 1/К, $k = 2$ при питомому тепловому потоці $q = 2 \times 10^7$ Вт/м² с часом дії 0,08 с. При таких значеннях, які є такими, що реалізуються при термоімпульсному обробленні, напруження в поверхневому шарі істотно перевищує межу плинності матеріалу при стисканні, що неминуче призведе до виникнення залишкових пластичних деформацій. Якщо поява таких деформацій

неприпустима за умовами оброблення, слід зменшувати час оброблення, збільшуючи питомий тепловий потік.

Для циліндра з коефіцієнтом теплового розширення, що ступінчасте змінюється максимальне відносне напруження визначається як

$$\bar{\sigma}_{max} = \frac{1}{4}((k-1)(1-\bar{\delta})^2((1-(1-\bar{\delta})^2) - 8\bar{t} - 4\bar{T}_0) - k) + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{kv_n J_0(v_n) + 2(k-1)(1-\bar{\delta})J_1(v_n(1-\bar{\delta}))}{v_n^3 e^{-v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}. \quad (4.28)$$

У разі, коли циліндр має змінний коефіцієнт теплового розширення максимальне напруження (4.28) залежить як від часу \bar{t} , так і від відносної товщини зовнішнього шару $\bar{\delta}$, в якого коефіцієнт теплового розширення відрізняється в k разів. Якщо товщина шару незначна $\bar{\delta} < 0,01$, то нею можна нехтувати. Відповідно до рис. 4.34 це призводить до неістотного завищення напруження, а формулу (4.28) можна представити у вигляді:

$$\bar{\sigma}_{max} = \begin{cases} (-\bar{T}_0 - 0,77903\bar{t} - 1,0868\sqrt{\bar{t}})k + \bar{T}_0 + 2\bar{t}, & \bar{t} < 0,22, \\ -(\bar{T}_0 + 2\bar{t})(k-1) - 0,25k, & \bar{t} \geq 0,22. \end{cases} \quad (4.29)$$

У всьому діапазоні змінення безрозмірного часу \bar{t} і параметра k похибка апроксимації за залежністю (4.29) може досягати 3%.

При визначенні міцнісних обмежень режимів термоімпульсного оброблення виникає завдання визначення часу теплової дії для досягнення граничного значення напруження на поверхні. Як таке значення з урахуванням приведених вище результатів доцільно використовувати величину межі плинності матеріалу σ_{nl}^{δ} за моделлю Джонсона-Кука. Тоді час оброблення для циліндра тонким зовнішнім шаром, що має відмінний коефіцієнт теплового розширення можна визначити як

$$t < \frac{R^2}{a} \begin{cases} \frac{-1,0868k + \sqrt{(-3,1161k+8)\left(\frac{(k-1)T_0}{qr} + \frac{\sigma_{nl}^{\delta}\lambda}{E\alpha qR}\right) + 1,1812k^2}}{-1,5581k+4}, \\ -\left(\frac{T_0}{qr} + 0,44\right)(k-1) - \frac{k}{4} < \frac{\sigma_{nl}^{\delta}\lambda}{E\alpha qR} \leq 0, \\ -\frac{T_0}{2qr} - \frac{1}{8(k-1)}\left(k + 4\frac{\sigma_{nl}^{\delta}\lambda}{E\alpha qR}\right), \quad -\left(\frac{T_0}{qr} + 0,44\right)(k-1) - \frac{k}{4} \geq \frac{\sigma_{nl}^{\delta}\lambda}{E\alpha qR}. \end{cases} \quad (4.30)$$

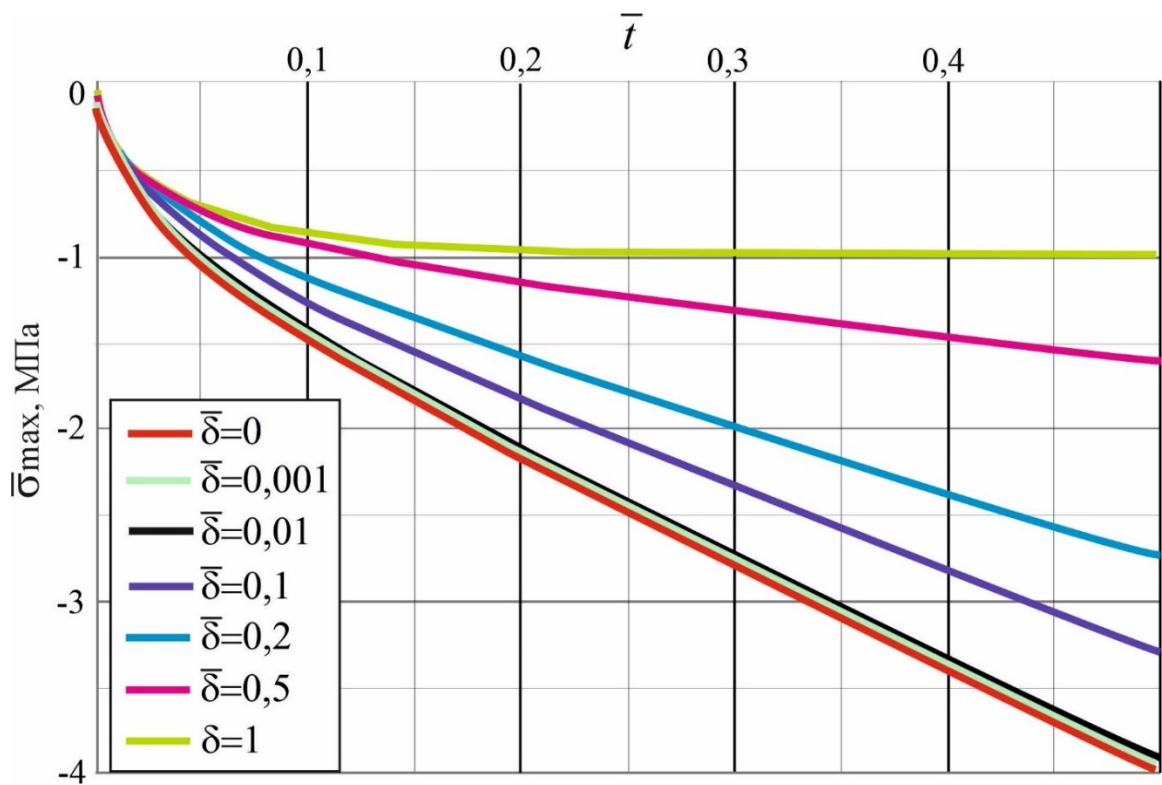


Рисунок 4.34 – Залежність максимальних відносних напружень від безрозмірного часу

Вираз (4.30) може бути використаний як обмеження у випадку якщо технічними вимогами встановлюється відсутність залишкових деформацій в поверхневому шарі. Вони отримані для випадку, коли оброблювані деталі мають циліндрову форму. Для деталей типу золотників для урахування збільшення напружень в кромках замість σ_{nl}^{δ} в (4.30) слід підставляти величину $\sigma_{nl}^{\delta}/k_{\sigma}$, де k_{σ} – коефіцієнт концентрації напружень (для перпендикулярної кромки $k_{\sigma}=1,3$). Для тіл складної форми, як було відмічено раніше, при визначенні обмежень за режимами термоімпульсного оброблення слід використовувати рішення (4.30), (4.31), отримані для напівпростору, сфери, циліндрового або сферичного вирізу.

4.4.2 Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного оброблення деталей зі структурними неоднорідностями

Фасонні виливки з алюмінієвих, магнієвих і титанових сплавів широко використовуються в авіабудуванні, в тому числі при виробництві високоточних механізмів. Багато корпусних деталей агрегатів двигунів, паливної і гідравлічної систем

літальних апаратів виробляються з заготовок, отриманих за допомогою лиття. Особливістю литих заготовок є утворення в них характерних структурних неоднорідностей навіть при правильно сконструйованій ливниковій системі і суворому дотриманні технології лиття [260]. При наявності такої неоднорідності в поверхневому шарі деталі при термоімпульсному обробленні в разі виникнення істотних стискаючих зусиль може відбутися утворення мікро- і макротріщин.

Ступінь газової пористості (концентрація пор в об'ємі виливки і їх розмір) впливає на межу плинності, міцність, відносне подовження виливків, і в залежності від необхідних механічних властивостей може розглядатися як дефект або допустима несущільність [260]. Стандартами, що діють в авіаційній промисловості, встановлено п'ять балів пористості для алюмінієвих сплавів [260]. Аналогічні дефекти структури характерні для деталей, спечених з порошків при використанні адитивних технологій. Незалежно від різновиду технологічного процесу, деталі отримані адитивними методами з металевих порошків мають пористість, причому інколи навіть більшу, ніж литі вироби. Методом гідростатичного зважування встановлено, що пористість спечених заготовок, залежно від режимів компактування і спікання, знаходиться в діапазоні 7...15%, тоді як пористість литих заготовок не перевищує 1% [241].

Для оцінки можливості руйнування матеріалу в зоні сформованого поверхневого дефекту необхідно використовувати підходи механіки руйнування. Напружено-деформований стан поблизу контуру тріщини можна представити у вигляді суперпозиції трьох окремих видів деформації, що відповідають трьом основним видам зміщення поверхонь тріщини: нормального відриву (I), поперечного (II) і поздовжнього (III) зсувів. Вказаним видам зміщень відповідають величини коефіцієнтів інтенсивності напружень K_I , K_{II} , K_{III} . Оцінка початку макроруйнування деталі проводиться за критерієм Ірвіна

$$\max(K_I, K_{II}, K_{III}) = K_c, \quad (4.31)$$

де K_c – критичний коефіцієнт інтенсивності напружень, що визначається за результатами експериментальних досліджень.

Крім того, для забезпечення вимоги відсутності мікротріщин, викликаних навантаженням поверхневого шару зі структурним дефектом в якості обмеження може використовуватися енергетичний критерій у вигляді

$$J < J_{Ic}, \quad (4.32)$$

де $J = \int_{\Gamma} \left(W dy - \sigma_{ij} n_i \frac{\partial u_j}{\partial x} \right) ds + \int_A \alpha \sigma_{ij} \delta_{ij} \frac{\partial T}{\partial x} dx dy$ – J-інтеграл Черепанова-Райса; Γ – контур інтегрування, навколо вершини тріщини; A – область всередині контуру Γ ; $W = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ – густина енергії деформації; n_i – зовнішня нормаль до контуру Γ ; δ_{ij} – символ Кронекера.

У визначенні J-інтеграла вісь x направлена уздовж тріщини, а y – перпендикулярно їй. Величина J_{Ic} в (4.32) – експериментально визначена гранична величина J-інтеграла, яка називається пружно-пластичною в'язкістю руйнування. Формулювання (4.32) враховує як силові, так і температурні ефекти навантаження структурного дефекту. Характерною особливістю J-інтегралу є його незалежність від контуру інтегрування, що охоплює вершину тріщини. Тому його можна визначити роблячи інтегрування за контуром, віддаленим від вершини, в області. Для якої розрахункові моделі забезпечують високу точність обчислень. Як приклад вживання описаного підходу в роботі [212], проведено оцінку дотримання умов міцності (4.31), (4.32) для корпусу авіаційного агрегату. Розрахунки виконувалися для величин питомого теплового потоку і часу оброблення, характерних для термоімпульсного устаткування. Рис. 4.35–4.40 ілюструють послідовність розрахунків при реалізації описаної методики.

Перший етап розрахунку. Визначення поля температур в поверхневому шарі корпусу. Через симетричність деталі для зменшення обчислювальних ресурсів завдання розглядається для однієї половини деталі.

Другий етап розрахунку. Розрахунок розподілу еквівалентного напруження в корпусі і визначення вузла сітки з його максимальним значенням.

Третій етап розрахунку. Модифікація розрахункової сітки з введенням структурного дефекту у вигляді тріщини, розрахунок характеристик (4.31), (4.32).

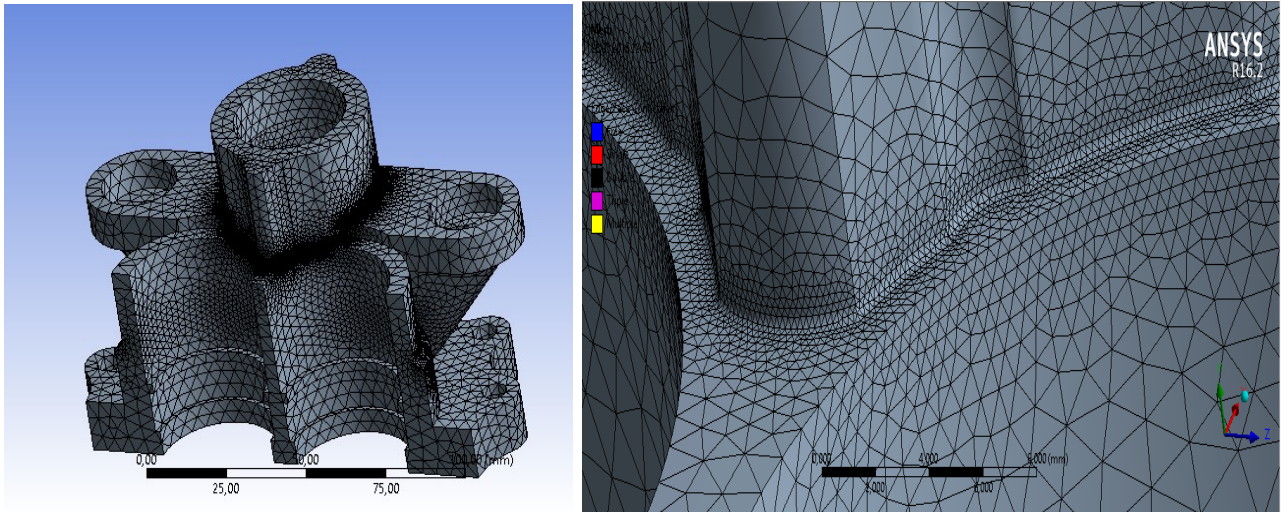


Рисунок 4.35 – Побудова розрахункової сітки скінченних елементів

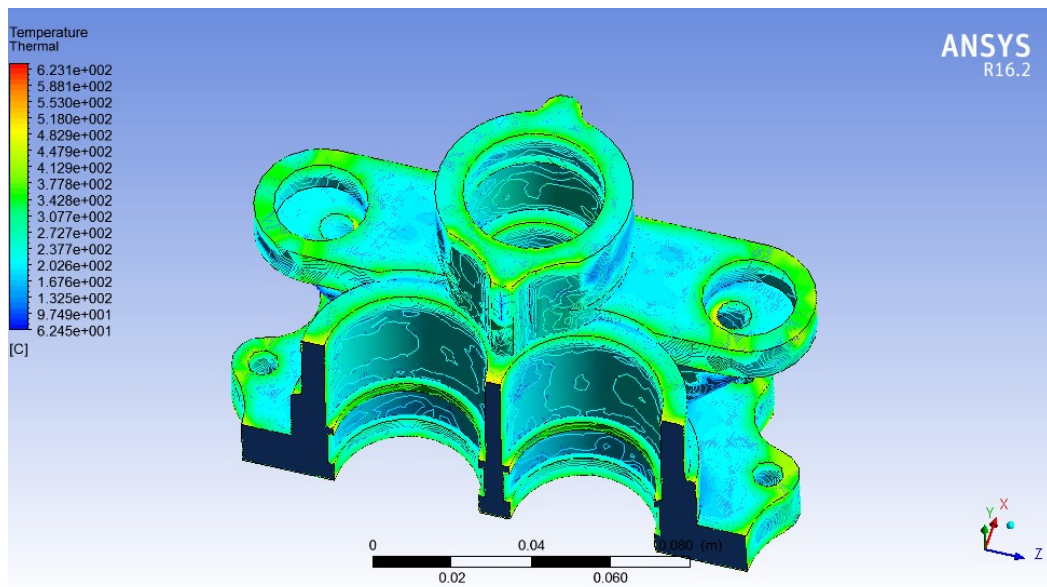


Рисунок 4.36 – Розподіл температур в момент закінчення нагріву

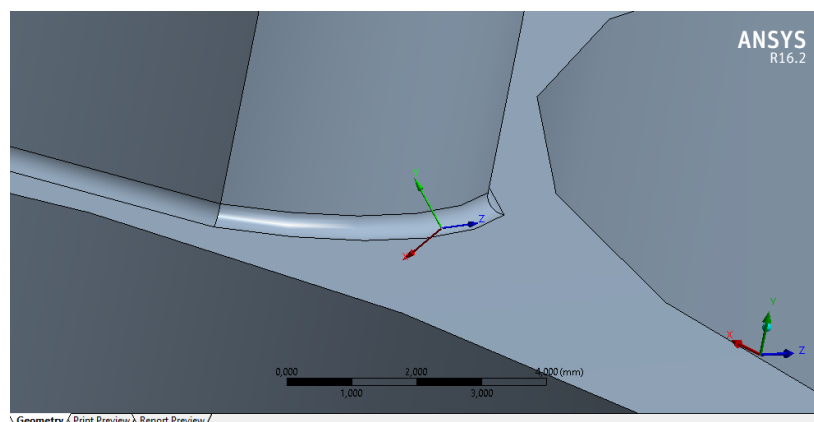


Рисунок 4.37 – Локальна система координат
для побудови поверхневого дефекту

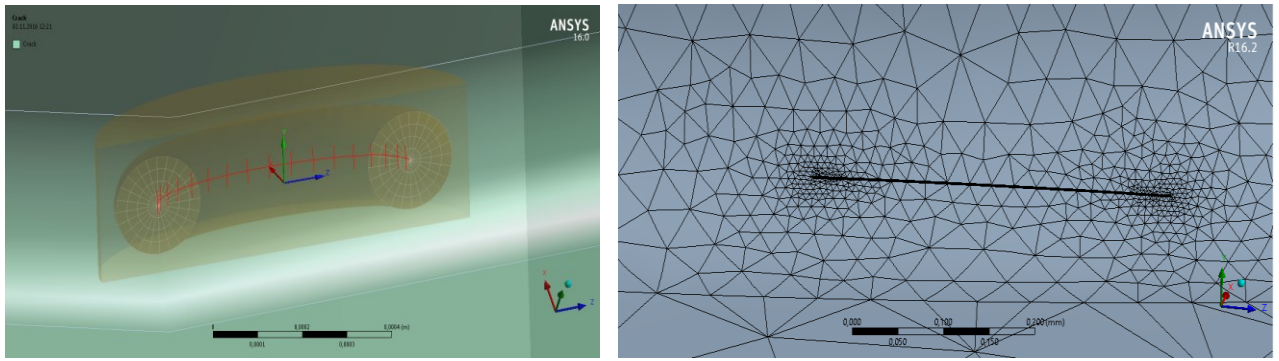


Рисунок 4.38 – Побудова розрахункової сітки в зоні структурного дефекту

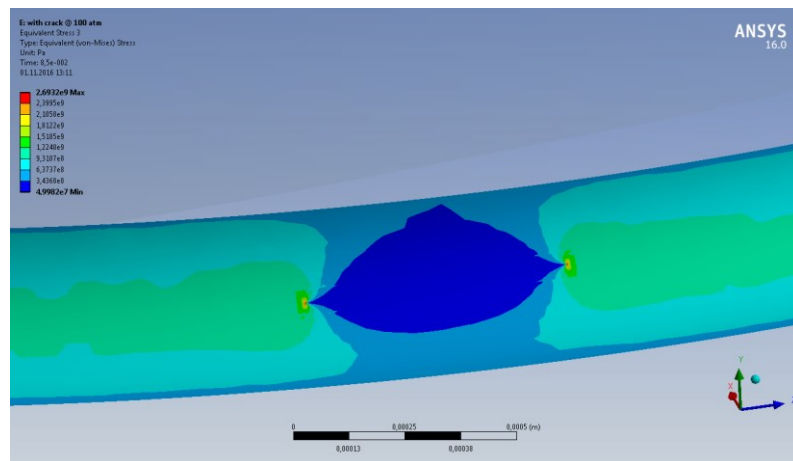


Рисунок 4.39 – Поле еквівалентного напруження в зоні розташування поверхневого дефекту

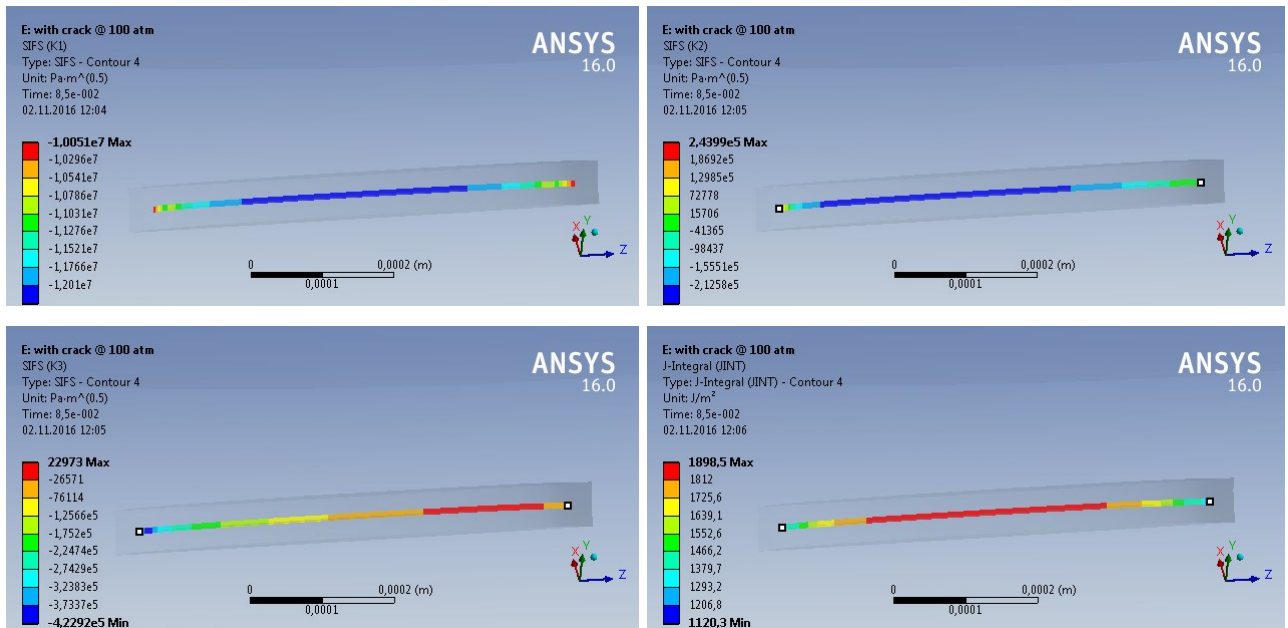


Рисунок 4.40 – Розподіл коефіцієнтів інтенсивності напружень K_I , K_{II} , K_{III} і J-інтеграла уздовж контуру поверхневого дефекту

Перерахунок напруженого стану для деталі з тріщиною показує, що її наявність приводить до істотного зростання еквівалентних напружень і їх концентрації у вершинах тріщини (рис. 4.39). Як випливає з результатів проведеного моделювання максимальне значення коефіцієнта інтенсивності K_I досягається у вершині тріщини і складає $1,201 \times 10^7 \text{ Па м}^{1/2}$. За результатами розрахунків зроблено висновок про можливість руйнування деталі при заданих параметрах термічної і силової дії. Достовірність результатів моделювання і висновку про міцність підтверджується даними натурального експерименту. На рис. 4.41 наведено фотографії корпусної деталі агрегату після видалення задирок. Невірно призначений режим привів до того, що в зоні концентратора напружень виникла тріщина, яка поширилася на всю товщину стінки деталі. Зона виникнення тріщини відповідає місцю руйнування, визначеному в результаті числового моделювання.



Рисунок 4.41 – Корпус агрегату після ТЕМ оброблення

4.5 Автоматизація призначення режимів термоімпульсного оброблення

4.5.1 Вимоги до точності завдання режимів термоімпульсного оброблення

Дані при поверхні режимів, аналогічні наведеним на рис. 4.24, можуть бути безпосередньо використані для формування обґрунтованих з точки зору якості вимог по точності забезпечення компонентного складу суміші і часу термоімпульсного оброблення. Продемонструємо це на прикладі завдання оброблення крайки деталі з алюмінію, яке використовується як демонстрація ідеї запропонованої методики призначення режимів термоімпульсного оброблення.

В разі вимог по точності забезпечення компонентного складу за заданою величиною кваліметричного показника кромки $[a]$ будується перетин поверхні режимів термоімпульсного оброблення площиною $t = const$. В результаті отримаємо залежність, що показує вплив величини усередненого питомого теплового потоку на величину прийнятого кваліметричного показника кромки (рис. 4.42). У розглянутому діапазоні режимів оброблення ця залежність близька до лінійної. Її аналіз показує, що зміну величини усередненого питомого теплового потоку на 1% приводить до похибки показника $a \approx \pm 0,05$ мм. Зважаючи на результати, отримані при оцінюванні впливу похибки компонентного складу суміші на величину питомого теплового потоку, отриману в розд. 2 цієї роботи і вимогу стандарту якості кромки [174] для кромки типу E2 (гострих) можна отримати оцінку необхідної точності дозування суміші, наведену в табл. 4.5. При отриманні цих оцінок враховувався зроблений за результатами моделювання в розд. 2 цієї роботи висновок, що змінення компонентного складу суміші на 1% може приводити до кількості поглиненого за час загасання ударних хвиль теплоти до 8%. Отримані в табл. 4.5 значення по необхідній точності дозування компонентів паливної суміші знаходяться на межі можливостей сучасних систем генерації сумішей газів. Це дає підстави вважати, що сферою застосування термоімпульсного оброблення може бути оброблення кромки типу E2 і E3, для яких припустима похибка питомого теплового потоку і компонентного складу може бути в 2 рази більшою, ніж для кромки типу E2.

Оброблення гостріших кромок типів E0 і E1 із стабільною якістю вимагає генерації паливної суміші з точністю порядку 0,01 %, що знаходиться за межами сучасного рівня техніки для промислового устаткування.

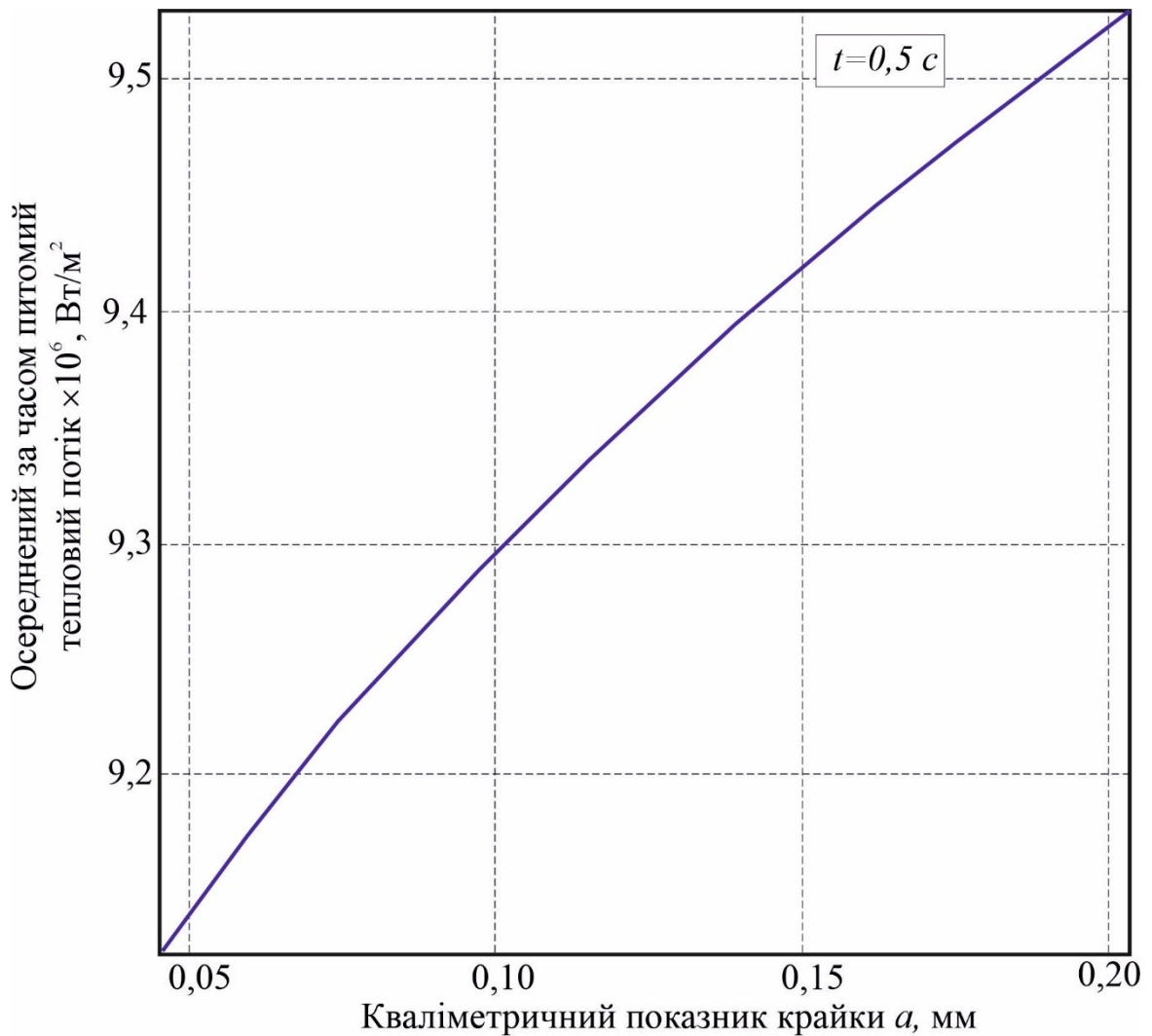


Рисунок 4.42 – Визначення вимог по точності забезпечення величини питомого теплового потоку ($l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм, матеріал – алюміній)

Таблиця 4.5 – Вимоги з точності забезпечення питомого теплового потоку і компонентного складу суміші для кромки типу E2, матеріал – алюміній

| Припустимі відхилення форми кромки, мм | | Припустимі похибки питомого теплового потоку, % | | Припустимі похибки компонентного складу, % | |
|--|--------|---|--------|--|--------|
| клас А | клас В | клас А | клас В | клас А | клас В |
| +0,03 | +0,20 | 0,8 | 4,0 | 0,1 | 0,5 |

В роботі [260] оцінювалася точність дозування енергії при термоімпульсному зачищенні деталей з різних матеріалів. Для цього було виділено 6 груп матеріалів: цинкові і магнієві сплави; алюмінієві сплави; мідь і її сплави; титан і його сплави; конструкційні сталі; високолеговані сталі і сплави.

Точність дозування енергії не була пов'язана з вимогами за якістю отримуваної кромки, і оцінювалася виходячи із співвідношення товщини задирки до мінімальної товщини стінки деталі. При цьому було виділено чотири групи за точністю дозування енергії: високоточна – до 1%, точна – 1...3%, середня – до 5%, груба – до 10%, які забезпечували можливість оброблення всіх груп матеріалів.

Співставлення зроблених авторкою оцінок з даними вказаної роботи дозволяють зробити висновок про те, що для отримання стабільної якості оброблення крайок термоімпульсним способом необхідно забезпечувати генерацію паливної суміші з точністю дозування компонент порядку 0,1% з похибкою дозування питомого теплового потоку порядку 0,5%. Ця вимога призводить до необхідності додаткового урахування впливу на точність кваліметричного показника кромки похибки часу оброблення.

Для цього побудуємо перетин поверхні режимів термоімпульсного оброблення плоскістю $q = const$, та отримаємо залежність, що показує вплив часу оброблення на величину кваліметричного показника крайки a (рис. 4.43). У наведеному при величині усередненого за часом питомого теплового потоку $q = 1,1 \times 10^7$ Вт/м² у діапазоні змінення величини кваліметричного показника кромки 0,1...0,2 мм дотримання вимог до припустимих відхилень форми типу E2 кромки по класу А забезпечується при похибці забезпечення часу оброблення не більш 0,01 с.

Розглянутий випадок відноситься до оброблення матеріалу з високою температуропровідністю (алюміній). Для матеріалів з меншою температуропровідністю при тій самій похибці часу оброблення межа зони оплавлення зміститься на меншу величину, що автоматично забезпечить виконання вимог до допустимого відхилення форми кромки по класу А. Виключенням є випадок оброблення міді, для якої температуропровідність в 1,5 разу вище, ніж для алюмінію.

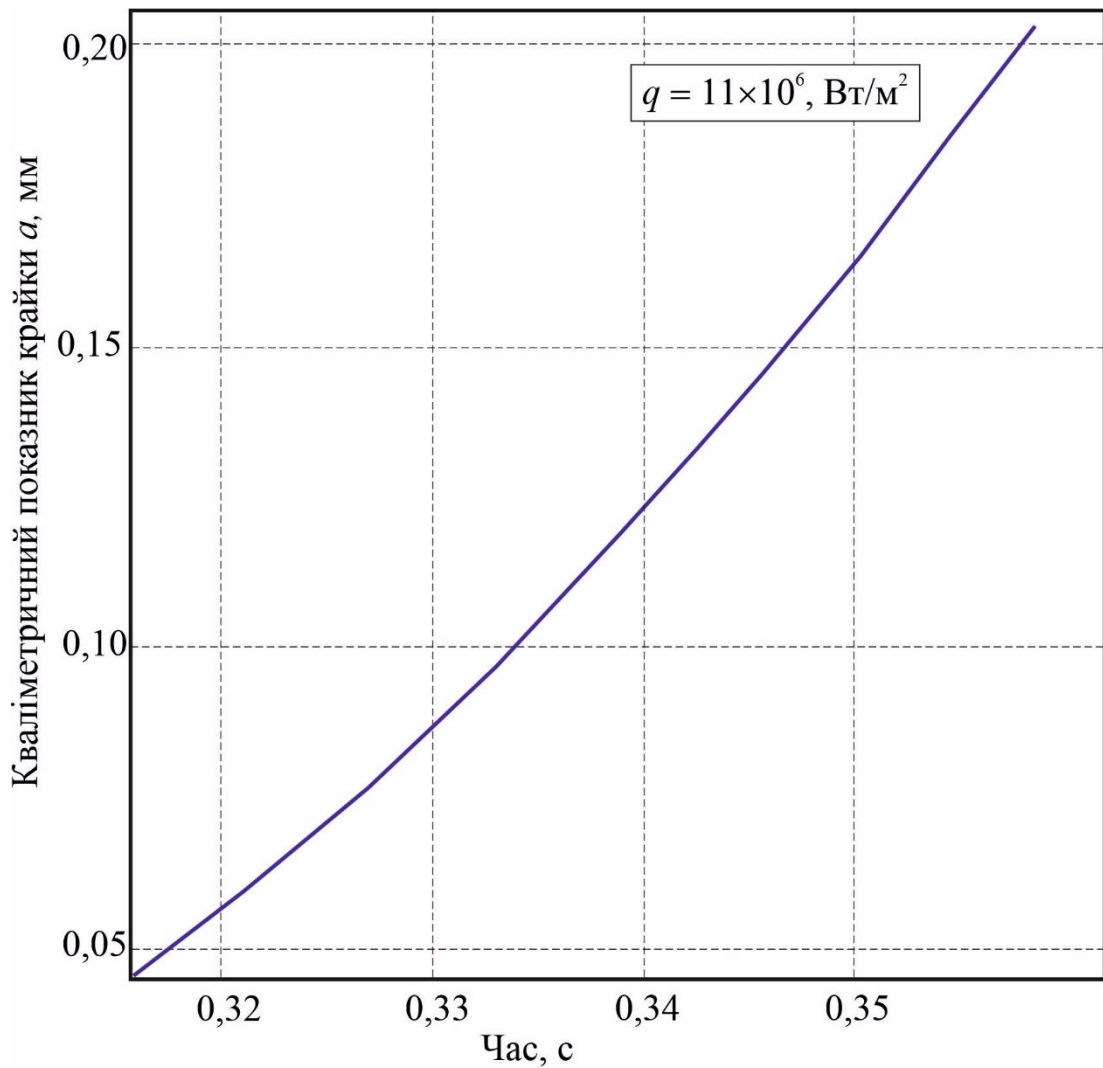


Рисунок 4.43 – Визначення вимог по точності забезпечення часу обробки
($q = 1,1 \times 10^7$ Вт/м², $l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм, матеріал – алюміній)

Для забезпечення можливості оброблення на термоімпульсному устаткуванні всіх груп матеріалів із отриманням кромek по класу точності А система керування термоімпульсною установкою повинна забезпечувати похибку часу оброблення порядку 0,006 с. Величина часу оброблення згідно даних [260] при цьому складає від $1 \dots 8 \times 10^{-3}$ с для високоточного оброблення і до $1 \dots 5 \times 10^{-1}$ с для грубої.

4.5.2 Алгоритм призначення режимів термоімпульсного оброблення

З врахуванням отриманих результатів укрупнений алгоритм призначення технологічних параметрів термоімпульсного оброблення можна представити в наступному вигляді (рис. 4.44). Вихідними даними для розрахунку режимів є декілька джерел інформації [249]:

1) інформація про деталь з системи CAD і креслень (об'єм деталі V_d , площа поверхні S_d , мінімальна товщина плоскої і циліндрової стінки $\delta_{пл.min}$ та $\delta_{цил.min}$; клас і кваліметричні показники кромки; бал пористості (в разі вживання литої заготовки));

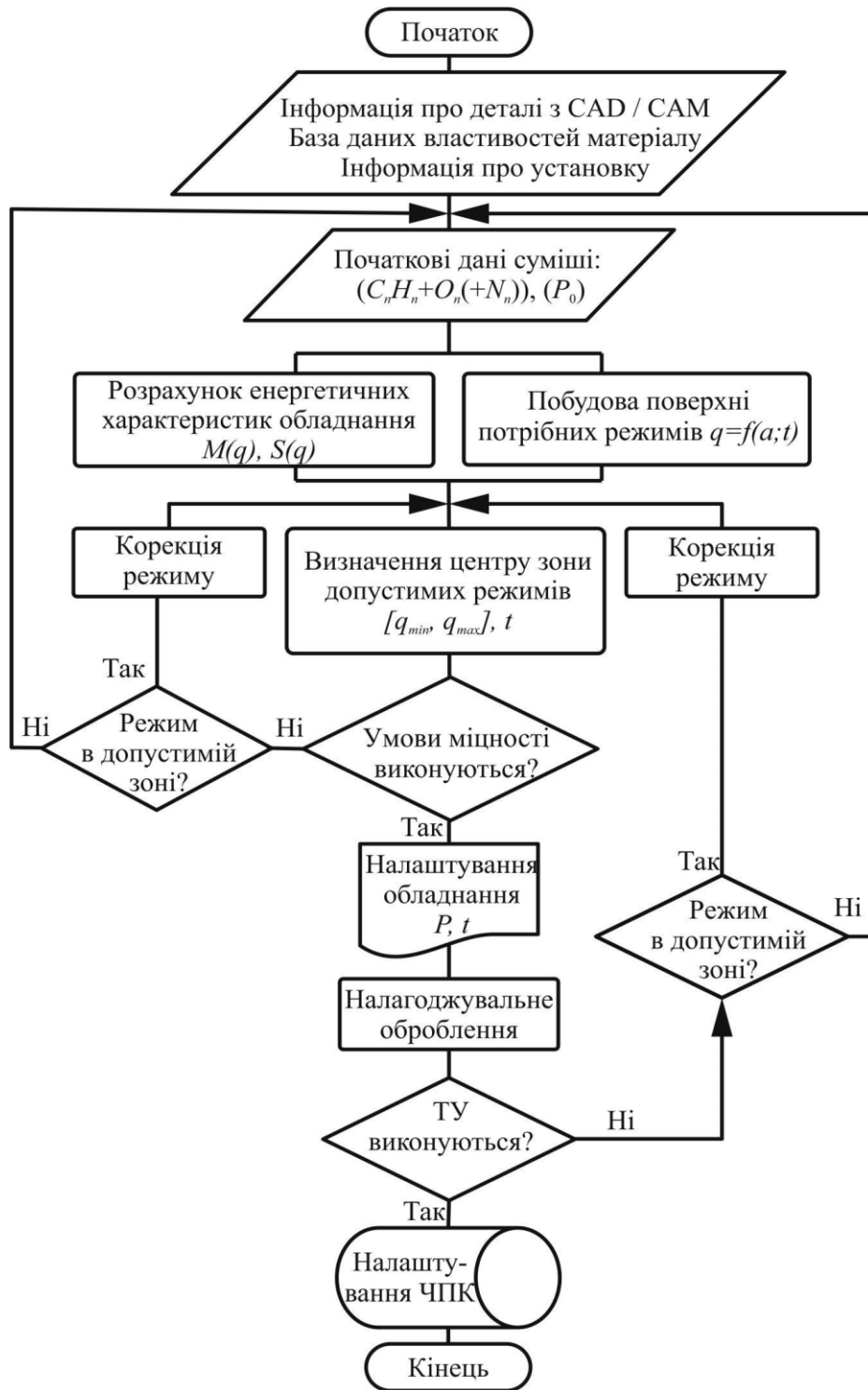


Рисунок 4.44 – Укрупнена блок-схема автоматизованого призначення режимів термоімпульсного оброблення

2) інформація про деталь з системи САМ (довжина, товщина і радіус кореня задирки l_3, h_3, r_3 ; пластична напруга на попередніх технологічних операціях $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$; інтенсивність пластичних деформацій на попередніх технологічних операціях $\varepsilon_i(\Omega, t, P_\sigma)$);

3) інформація про устаткування і оснащення з системи САД (об'єм та площа поверхні камери і оснащення V_d, V_o, S_d, S_o ; компонентний склад паливної суміші; розташування деталі, оснащення і засобів підпалу суміші в робочій камері);

4) база даних властивостей матеріалів (теплофізичні характеристики матеріалу деталі, оснащення і робочої камери λ, α, ρ, c ; механічні характеристики матеріалу деталі σ_s, B, n, c, m, E ; характеристики руйнування матеріалу деталі $\varepsilon_p(P_\sigma), K_c, J_{Ic}$).

За допомогою цієї інформації визначаються енергетичні характеристики устаткування для робочого діапазону початкового тиску суміші і встановлюється діапазон робочих режимів, в якому може бути досягнуто потрібне значення кваліметричного показника кромки.

Для режиму, який знаходиться в середині цього діапазону, проводиться перевірка відповідності міцності вимогам технічного стандарту для оброблення. У випадку, якщо умови міцності не виконуються, проводиться корекція режимів всередині робочого діапазону. Якщо кваліметричні характеристики крайок після оброблення відповідають технічним вимогам, режим зберігається в пам'яті системи ЧПК термоімпульсного устаткування.

У іншому випадку виконується додаткова корекція по початковому тиску суміші і часу оброблення. Якщо параметри виходять за межі встановленого робочого діапазону, склад паливної суміші коригується. За таким алгоритмом автоматизовано налаштовуються режими і не потребується значний обсяг експериментів для остаточного налаштування ЧПК термоімпульсної установки.

Ця структура алгоритму обумовлена випадковими відхиленнями характеристик матеріалу деталі від довідкових значень, які використовуються для визначення режимів оброблення.

При оцінці міцносних обмежень режимів термоімпульсного оброблення (рис. 4.45) враховується можливість зміни форми деталі в місцях з мінімальною товщиною стінки, яка проводиться згідно зі стандартними методами, що не розглядалися в даній роботі.

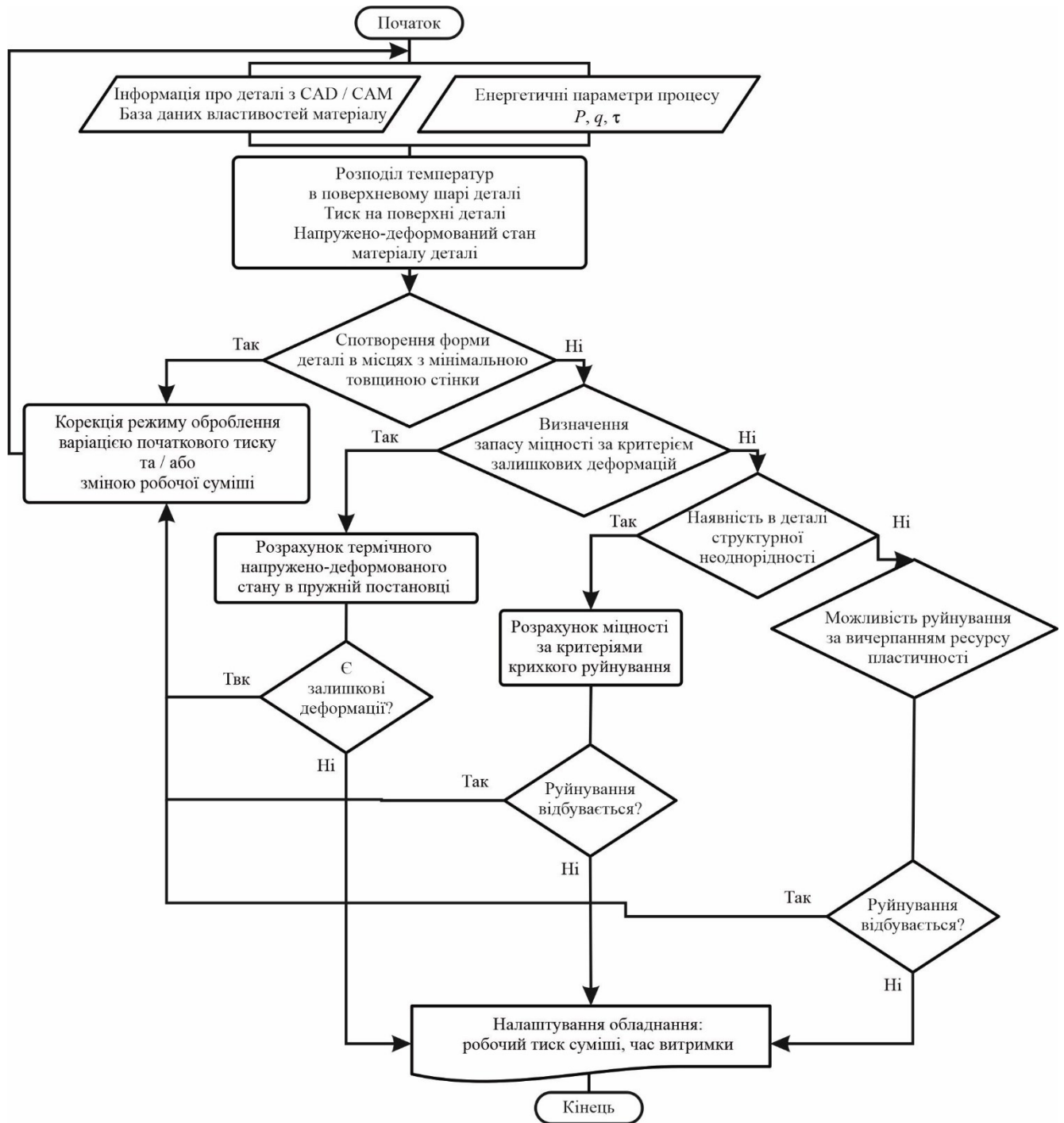


Рисунок 4.45 – Блок-схема розрахунку міцнісних обмежень режимів термоімпульсного оброблення

Також враховується відсутність залишкових деформацій в поверхневому шарі, руйнування при вичерпанні ресурсу пластичності з урахуванням технологічної спадковості і критерії руйнування при наявності структурних неоднорідностей.

При виконанні всіх цих умов режими передаються для налаштування устаткування, і при цьому системи автоматизованого термоімпульсного устаткування повинні гарантувати стабільність якості оброблення. Завдання забезпечення точності термоімпульсного оброблення має дві складові - точність встановлення параметрів оброблення і високу повторюваність при циклічній роботі. Для вирішення цього завдання, крім встановлення обґрунтованих технологічних параметрів оброблення, необхідно також забезпечити високу точність їх виконання при експлуатації термоімпульсного устаткування.

Для цього необхідно забезпечити високу точність і надійність роботи основних систем термоімпульсного устаткування:

- системи генерації паливної суміші;
- системи керування згоранням;
- системи випуску продуктів згорання.

Перша з цих систем забезпечує точність дозування енергії, друга служить для керування умовами теплообміну, третя – забезпечує регулювання часу оброблення. Для забезпечення прецизійності термоімпульсного оброблення необхідно забезпечити прецизійність роботи кожної з цих систем. Далі розглянуто шляхи вирішення даної задачі відповідно до порядку їх роботи в циклі термоімпульсного оброблення.

4.6 Висновки за розділом 4

1. Запропоновано модель оплавлення задирки і оброблення крайки, що враховує змінення геометрії задирки при оплавленні за рахунок видалення елементів, в яких перевищена температура ліквідуса. На відміну від підходів, що застосовувалися раніше, при побудові моделі враховано зменшення конвективного питомого теплового потоку із зростанням температури металу. Показано, що ігнорування такого змінення приводить до недопустимих похибок при визначенні часів оплавлення задирки (для розглянутого випадку оброблення заліза – більш ніж в 2 рази).

2. Побудову залежностей кваліметричного показника крайки і часу оброблення при варіюванні геометрії крайки і розмірів задирки доцільно проводити числовим моделюванням з використанням запропонованої моделі. При цьому питомий тепловий потік має бути додатково усереднений за часом дії, що дозволяє при розрахунках задавати його у вигляді ряду значень в діапазоні, що досягається при термоімпульсному обробленні. Обґрунтованість такого допущення доведена в ході числових експериментів для групи матеріалів (алюміній, мідь, титан, нікель, залізо) для випадку $Bi \ll 1$, де $Bi = (\alpha h)/\lambda$ – число Біо, а h – товщина задирки. Похибка у визначенні часу оплавлення задирки, отримана в результаті усереднювання питомого теплового потоку за часом не перевищувала величини 0,6%.

3. Показано, що час термоімпульсного зачищення задирки довільного розміру в першому наближенні може бути визначене як

$$t(l, h, f, q) = k_l \times k_h \times k_f \times k_q \times t(l_0, h_0, f_0, q),$$

де k_l, k_h, k_f, k_q – емпіричні функції, що апроксимують дані числових експериментів, що враховують вплив довжини, товщини, форми задирки і величини усередненого питомого теплового потоку на час його оплавлення. Це дає змогу проводити оцінку величини необхідного питомого теплового потоку і часу оброблення для задирки довільної геометрії за результатами попереднього числового моделювання оплавлення задирки іншої геометрії в діапазоні довжин і товщини, що досягаються при фінішних операціях розмірного оброблення.

4. При термоімпульсному обробленні крайок деталей, що примикають до стінок різної товщини, здобуття стабільної якості обробки можливе при виконанні наступних умов: наявність на крайках задирок однакової форми, товщини і близької довжини; вживання режимів, при яких час оброблення не перевершує часу прогрівання стінки деталі з мінімальною товщиною.

Остання умова виконується у випадку, якщо час термоімпульсного оброблення задовольняє умові:

$$t_{\text{обр}} \leq \min \left(\frac{1}{n(n+1)} \frac{\delta_{\text{пл, min}}^2}{a}; \frac{1}{n(n+1)} \left(1 + \frac{1}{n+2} \right) \frac{\delta_{\text{цпл, min}}^2}{a} \right),$$

де $\delta_{пл,min}$ – мінімальна товщина плоскої, а $\delta_{цил,min}$ – циліндрової стінки деталі, n – визначається за запропонованою процедурою.

5. На основі числового моделювання встановлено міцнісні обмеження при термоімпульсному обробленні деталей з литва та деталей з анізотропією властивостей поверхневого шару, що з'являється при термохімічному обробленні – цементації, азотуванні та ін. Зокрема, досліджено й визначено закономірність розвитку тріщини в деталі, виготовленої з литої заготовки з характерними структурними неоднорідностями під дією термічних напружень притаманних термоімпульсному обробленню. Для деталей, що пройшли попередню термохімічну обробку й мають відмінність в концентрації вуглецю і азоту по глибині поверхневого шару металу, й, як наслідок змінний за глибиною коефіцієнт теплового розширення, встановлено залежність максимальних відносних напружень за глибиною шарів металу від часу дії термоімпульсного навантаження..

6. Для випадку термоімпульсного оброблення крайок металевих деталей запропоновано методіку призначення режимів зачищення за кваліметричними показниками з урахуванням міцнісних обмежень. За цією методикою межі зони режимів визначаються кривими в координатах питомий тепловий потік – час дії, які отримані перетином поверхні режимів і площиною, визначену допустимими значеннями кваліметричного показника і залежністю величини усередненого за часом питомого теплового потоку, отриманою методом еквівалентної камери, і кривої, яка задає граничні значення питомого теплового потоку за умови міцності матеріалу деталі.

7. Сферою застосування термоімпульсного методу може бути оброблення крайок типу E2 і E3 згідно міжнародного стандарту [174]. Для здобуття стабільної якості оброблення крайок із забезпеченням допуску на відхилення форми крайки по класу А даного стандарту необхідно забезпечувати генерацію паливної суміші з точністю дозування компонент порядку 0,1%. Виходячи з тих же умов система керування термоімпульсної установки повинна забезпечувати завдання часу оброблення з кроком порядку 10^{-3} с і похибкою до $6 \cdot 10^{-3}$ с.

Розділ 5

СТВОРЕННЯ АВТОМАТИЗОВАНОГО ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ

5.1 Технічні рішення щодо підсистем автоматизованого обладнання для прецизійного термоімпульсного оброблення

5.1.1 Принцип дії системи генерації паливної суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення

Загальною ідеєю розробки генератора паливної суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення є забезпечення повторюваної точності дозування компонент та загальної маси заряду. При цьому мають бути витримані вимоги до гомогенності паливної суміші, але ця вимога не є надскладною, бо при виконанні вимог до точності дозування компонент може бути забезпечена встановленням потрібного часу витримки суміші після завершення наповнення. При цьому основним фактором, що забезпечить рівномірне перемішування суміші є рух газів з залишковою швидкістю, яка формується завдяки вдуванню струменю газу у робочу камеру. Процеси дифузії в наслідок їх малої швидкості мають допоміжну роль.

Точність дозування компонентів паливної суміші за масою може бути досягнена як при послідовному, так і при сумісному наповненні робочої камери компонентами. Але прецизійність, тобто стабільна точності дозування, не може бути реалізована в традиційній системах генерації паливної суміші, яка застосовується в імпульсних машинах. Такі системи використовують для визначення сигналу для припинення подачі компонент досягнення певного значення вимірюваного тиску. Як вже відзначалося у розділі 2, проблема застосування такого способу дозування пов'язана з тим, що подача і перемішування компонент паливної суміші в камеру не є ізотермічним. Тобто зі зміною тиску в камері міняється і температура газу. При цьому якщо тиск у камері є стабільною величиною, то температура газу може істотно відрізнятись в різних точках об'єму. Тому визначення маси заряду за даними одночасного вимірювання тиску і температури є практично неможливим.

Додатково ускладнюючим фактором є те, що при циклічній роботі обладнання температура стінок робочої камери теж змінюється, що додатково і непрогнозоване нагріває гази під час наповнення і вносить додаткову похибку у визначення маси заряду [242].

Задача точного дозування маси компонентів та суміші може бути вирішена, якщо замість вимірювання тиску перейти к безпосередньому вимірюванню масової витрати газу. Така ідея була запропонована колективом за участі авторки у патентах України [266, 267, 268, 270]. За цими патентами пропонується здійснювати послідовну подачу компонентів до камери згоряння і одночасно визначати їх кількість за тривалістю часу подачі. При цьому вимагається забезпечити постійний перепад тиску між камерою і магістралями газів, а тривалість часу подачі кожного з компонентів визначати за формулою $t_k = M_k/g_k$, де t_k – тривалість часу подачі компонента; M_k – маса компонента, визначена виходячи з заданого рівня енергії; g_k – масова витрата компонента при заданому значенні перепаду тиску.

Недоліком такого рішення є необхідність регулювання перепаду тиску між газовою магістраллю та камерою. Зважаючи на швидкоплинність процесів це само по собі є достатньо складною задачею, але додатковою проблемою знов таки є неізотермічність процесу. Постійний перепад тиску забезпечує стабільність об'ємної, а не масової витрати. Тому якщо температура газу перед регулювальним клапаном буде змінною, то розглянутий спосіб матиме суттєву похибку дозування компонент суміші.

Тому при розробці системи генерації паливної суміші розглядалося два варіанти контролю подачі газів до камери. Першим розглядався безпосередній контроль маси газу, що подається до камери. Такий контроль може бути забезпечений застосуванням коріолісових витратомірів, які є найбільш точними і повторюваними приладами вимірювання серед усіх витратомірів. Недоліком такого рішення є складність вимірювання витрати газів низького тиску, малих значень витрати та велика вартість цих вимірювачів. Тим не менш таке рішення можливе і при певних налаштуваннях може забезпечити потрібний рівень точності дозування компонент паливної суміші (до 0,1%) [12].

Іншим варіантом, який також був прийнятий до реалізації, була стабілізація масової витрати завдяки використанню методу критичних отворів. При цьому методі має бути забезпечений надкритичний перепад тиску в магістралі до та після жиклера. Тоді об'ємна витрата через жиклер буде стабільною і визначатись місцевою швидкістю звуку. Для того, щоб стабілізувати цю швидкість при одночасній подачі компонент в роботах [53, 265] за участі авторки було запропоновано здійснювати одночасну подачу компонентів через отвори із критичним перерізом до змішувача зі швидкістю, яка дорівнює місцевій швидкості звуку. При цьому компоненти суміші подавати з попередньо наповнених до початкового тиску проміжних посудин регульованого об'єму. За умови рівної початкової температури газів в проміжних посудинах на протязі витікання буде зберігатися однакова температура у випадку, якщо площа перетину отворів із критичним перерізом для витікання компонентів суміші та об'єми проміжних посудин задаються виразами:

$$F_i = \beta_i F_0 \frac{\mu_0 \sqrt{M_0}}{\mu_i \sqrt{M_i}} \frac{\sqrt{k_0 \left(\frac{1+2}{k_0}\right)^{\frac{k_0+1}{k_0-1}}}}{\sqrt{k_i \left(\frac{1+2}{k_i}\right)^{\frac{k_i+1}{k_i-1}}}}, \quad (5.1)$$

$$V_i = \beta_i V_0 \frac{\mu_0 M_0 k_i - 1}{\mu_i M_i k_0 - 1}, \quad (5.2)$$

де M_0 та M_i – молярні маси базового та i -го компонента суміші; k_0 та k_i – показники адіабати базового та i -го компонента суміші; μ_0 та μ_i – коефіцієнти витрат жиклерів базового та i -го компонента суміші; F_0 та F_i – площі перетину жиклерів базового та i -го компонента суміші.

Точність дозування компонент паливної суміші визначається умовою:

$$\beta_i = \frac{\int_0^\tau G_i dt}{\int_0^\tau G_0 dt}, \quad (5.3)$$

яка дає для визначення початкового тиску в проміжних посудинах вираз:

$$P_{0i} = P_{00} \frac{\int_0^\tau (1+B_0 t)^{\frac{k_0+1}{k_0-1}} dt}{\int_0^\tau (1+B_i t)^{\frac{k_i+1}{k_i-1}} dt}, \quad (5.4)$$

$$\text{де } B_{\delta} = \frac{(k_{\delta}-1)F_{\delta}\sqrt{R_{\delta}T_0}}{2V_{\delta}} \sqrt{k_{\delta} \left(\frac{1+2}{k_{\delta}}\right)^{\frac{k_{\delta}+1}{k_{\delta}-1}}}; B_i = \frac{(k_i-1)F_i\sqrt{R_iT_0}}{2V_i} \sqrt{k_i \left(\frac{1+2}{k_i}\right)^{\frac{k_i+1}{k_i-1}}}; R_{\delta} \text{ та } R_i - \text{ газів}$$

сталі базового та i -го компонента суміші; T_0 – початкова температура в проміжних посудинах.

В ході виконання ряду НДР за участі та під керівництвом авторки було розроблено загальну пневмогазову схему систем термоімпульсної установки (рис. 5.1), складовою частиною якої є блок генерування паливної суміші автоматизованого термоімпульсного комплексу (рис. 5.2) [255]. Система генерації суміші автоматизованого комплексу для прецизійної термоімпульсної обробки включає блок подачі палива, окиснювача й нейтрального газу, який, у свою чергу, складається з балонів з газом (20, 30, 40), редукторів (21, 31, 41) з вентилями (22, 32, 42) і датчиками тиску (BP20, BP30, BP40), редукторів перед установкою (23, 33, 43) і вентилями (25, 35, 45) на вході в установку. Для контролю кількості газу в балонах установлені датчики тиску BP20, BP30, BP40 та температури.

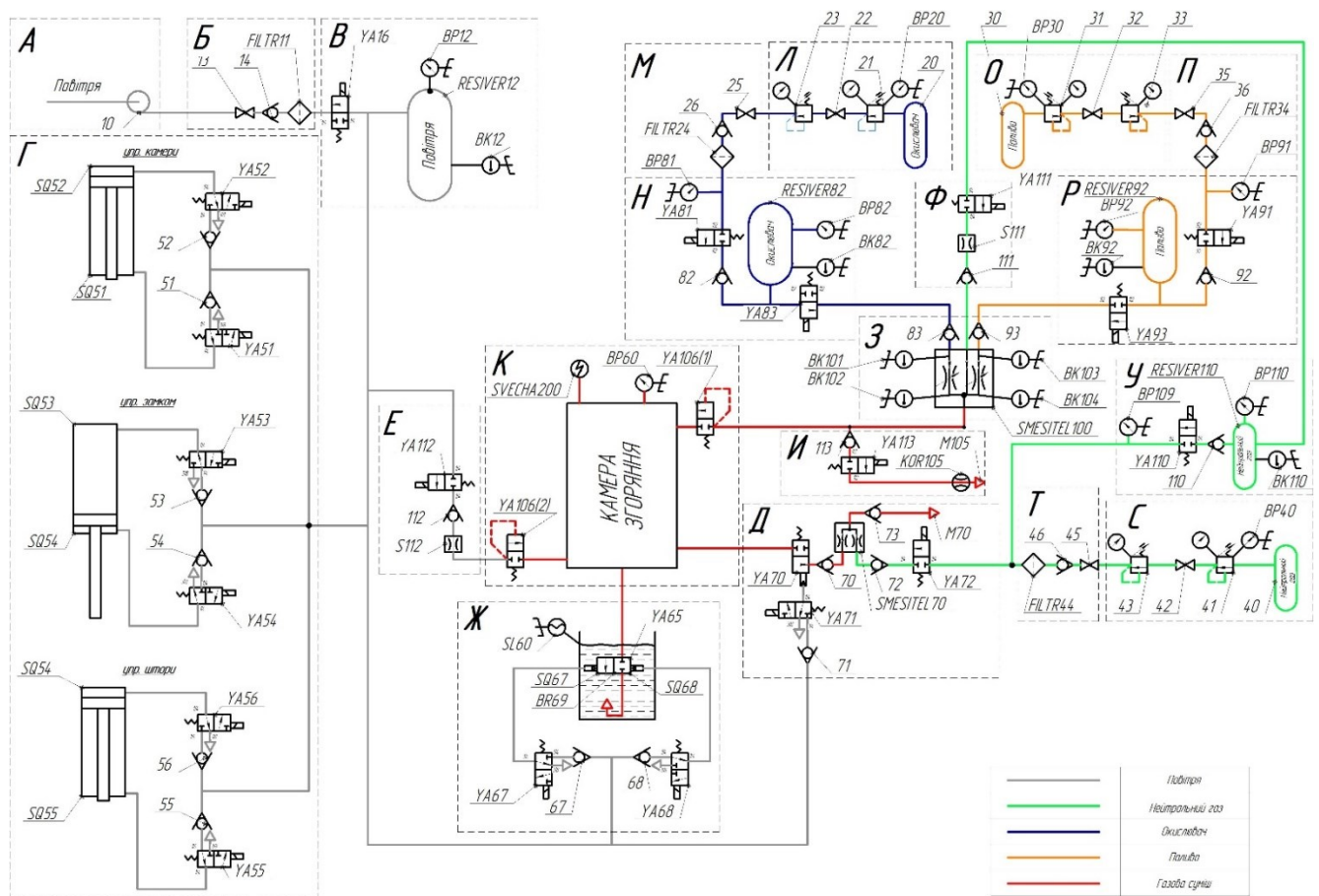


Рисунок 5.1 – Загальна пневмогазова схема систем термоімпульсної установки



Рисунок 5.2 – Блок генерації паливної суміші

Блок ресиверів складається із клапанів $YA81$, $YA91$, $YA110$, $YA16$ для наповнення газами ресиверів (окиснювача $R82$, палива $R92$, нейтрального газу $R110$, повітря $R12$), датчиків тиску $BP82$, $BP92$, $BP110$, $BP12$, датчиків температури $BK82$, $BK92$, $BK110$, $BK12$. Блок змішувача складається із двоходових електромагнітних клапанів $YA83$, $YA93$, $YA111$, $YA113$ й змішувача $S100$ з двома змінними соплами і камери змішання. Зовнішній вигляд блоку генерації паливної суміші представлено на рис. 5.2.

Система генерації паливної суміші, схема якої наведена на рис. 5.1, дозволяє реалізувати обидва варіанти подачі газу у робочу камеру – з послідовною та сумісною подачею компонент. Для цього для додаткового контролю маси газів, що подаються у камеру, в склад вимірювальних приладів блоку генерації паливної суміші

окрім датчиків тиску і температури включено коріолісовий витратомір, який встановлено безпосередньо в частині тракту, що примикає до робочої камери.

Недоліком сумісної подачі компонентів паливної суміші є те, що в частині газового тракту, що примикає до робочої камери після припинення подачі газу залишається горюча суміш, що потенційно може призвести до її загорання в ході реалізації технологічного циклу. Для запобігання можливим аварійним ситуаціям передбачена продувка змішувача й магістралі нейтральним газом (азотом) до початку робочого циклу. Продувка виконується відкриттям клапана *Y4113* (скидання тиску в змішувачі) і відкриттям клапана *Y4111* для виконання продувки нейтральним газом (тиск якого повинне бути нижче тиску в робочій камері) після чого клапани закриваються. Іншою можливою аварійною ситуацією є відмова блоку ініціювання, що може привести до ситуації, коли в робочій камері залишається паливна суміш високого тиску. В цьому випадку також передбачена продувка камери нейтральним газом, але попередньо суміш у камері розбавляється повітрям до концентрацій палива, які є меншими нижньої межі займання.

Виконавчі механізми пневмогазової системи являють собою вибухозахищені електромагнітні клапани, тип яких відповідає функціям, визначеним логікою роботи системи. Управління клапанами здійснюється через стойку числового програмного керування (ЧПК) комплексу, алгоритми якої можуть реалізовувати різні варіанти сумішоутворення, різні режими роботи термоімпульсної установки, в тому числі реагувати на позаштатні та аварійні ситуації.

5.1.2 Опис конструкції та роботи системи високоенергетичної ініціації згорання

Як вже зазначалося, під час дефлаграційного горіння газової суміші величина питомого теплового потоку на стінках оброблювальної деталі визначається складом паливної суміші, її початковою температурою й тиском. Однак при утворенні ударних хвиль, викликаних детонацією або об'ємним вибухом суміші, основним фактором, що визначає інтенсивність теплообміну з матеріалом деталі, стає швидкість руху продуктів згорання. У цьому випадку величина теплових потоків при

однаковому складі суміші та початковому тиску й температурі може перевищувати їх значення при дефлаграційному горінні в 10–100 разів. Доведеною перевагою термоімпульсної обробки є саме використання інтенсивного потоку енергії від продуктів згорання газових сумішей як силового фактору у вигляді ударних та детонаційних хвиль [269].

Це на відміну від термоенергетичного методу дозволяє обробляти поверхні деталей із загартованих сплавів і сталей за рахунок того, що масив деталі не встигає прогрітися і не відчуває істотного термосилового впливу. А також обробляти кромки деталей із жароміцних сплавів на основі нікелю за рахунок високої концентрації теплових потоків високої інтенсивності. Для забезпечення контрольованого режиму згорання паливної суміші в камері термоімпульсного обладнання й ефективного управління процесами термоімпульсного оброблення в ході досліджень, результати яких лягли в основу даної роботи, було розроблено та випробувано систему високоенергетичної ініціації згорання. Ці розробки ґрунтувались на результатах досліджень високовольтних електророзрядних процесів генерування ударних хвиль, проведених К. Коритченком [224]. В ході цих досліджень було, зокрема, встановлено, що низька ефективність ініціювання детонації високовольтним розрядом головним чином обумовлена обмеженою кількістю енергії розряду, яка виділяється під час формування ударної хвилі, і значною витратою енергії на процес дисоціації. При цьому ефективність ініціювання детонації залежить від відношення періоду затухаючого коливального розряду до критичного часу ініціювання детонації. На базі цих результатів теоретично виявлено закономірність перетворення енергії розряду, введеної в іскру, в кінетичну енергію газового потоку, розроблена концепція високовольтного електророзрядного устаткування ініціювання детонації в газах ударними хвилями, що сходяться, на основі генерування синхронних і паралельно розташованих іскрових каналів [224].

З урахуванням цих результатів було спроектовано та виготовлено блок високоенергетичного іскрового запалювання «HE-SI System» (HE-SIS) з регульованою енергією іскрового розряду. Блок призначений для періодичного надійного запа-

лювання горючих газових сумішей з підвищеною мінімальною енергією запалювання у середовищі атмосферного та високого тиску з можливістю прямої ініціації детонації. Функціонування блоку пояснюється схемою, наведеною на рис 5.3.

Блок працює наступним чином. Після підключення до електричної мережі здійснюється заряджання конденсаторів $C1$ та $C2$ через трансформатори $T1-T3$ та відповідні випрямлячі $VD1, VD2$. Напряга заряджання конденсатора $C2$ залежить від регулювання трансформатора $T2$. Після подачі вхідного сигналу блок формування імпульсів $БФІ$ формує сигнал керування на комутатор K . Замикання комутатора K призводить до розряду конденсатора $C1$ на трансформатор $T4$ та виникнення високовольтного імпульсу напруги. Замикання розрядного контуру іскровим розрядом, що виникає на свічці запалення, призводить до подальшого розряду конденсатора $C2$ з виникненням імпульсу струму. Запобіжник $F2$ усуває виникнення напруги на свічці запалювання під час заряджання конденсатора $C2$. При цьому величина та часова залежність струму розряду є керованою, що дозволяє реалізувати різні режими ініціації згорання, в тому числі – прямої ініціації детонації при використанні спеціалізованих свічок запалювання. Технічні характеристики блоку високоенергетичної ініціації згорання наведені у табл. 5.1.

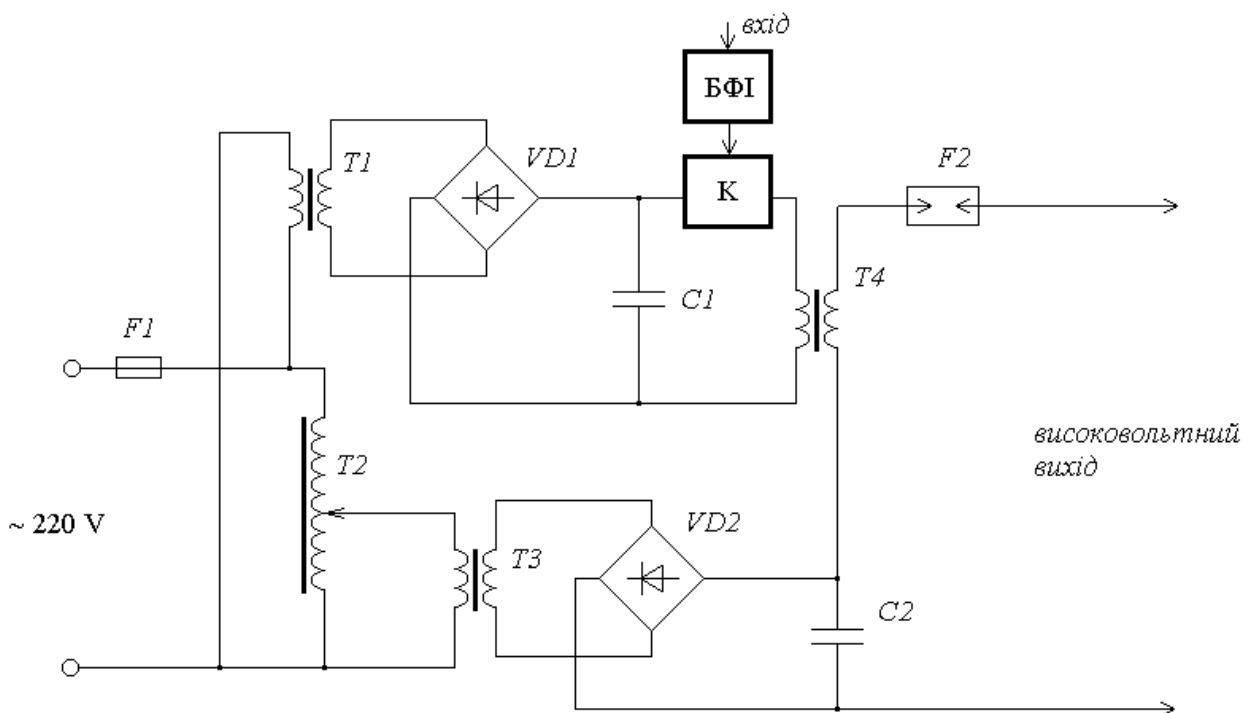


Рисунок 5.3 – Спрощена електрична схема блоку HE-SIS

Таблиця 5.1 – Характеристика блоку високоенергетичної ініціації згорання

| Параметр системи | Величина |
|--|--------------|
| Напруга живлення, В | 220 |
| Потужність, що споживається блоком, Вт | до 500 |
| Амплітуда вхідного імпульсу, В | 15–30 |
| Тривалість вхідного імпульсу, мкс | понад 10 |
| Амплітуда вихідного імпульсу напруги, кВ | до 30 |
| Амплітуда вихідного імпульсу струму, А | до 240 |
| Частота запалювання, Гц | до 50 |
| Енергія розряду, Дж | 0,01...1 |
| Тривалість розряду, мкс | до 350 |
| Регулювання енергії розряду | допускається |

Розташування елементів всередині корпусу 1 блоку відображено на рис. 5.4. Корпус 1 блоку закривається кришкою 2. Під час експлуатації кришка 2 блоку повинна бути закритою. Імпульсний трансформатор 3 призначений для створення високовольтного імпульсу. Контрольний розрядник 4 призначений для візуального контролю наявності розряду на свічці запалювання та зняття постійної напруги з високовольтного проводу, що підключається до свічки запалювання. Контрольний розрядник 4 налаштований на напругу пробиття $3 \pm 0,5$ кВ.

Під час розряду на свічці запалювання на контрольному розряднику 4 повинно спостерігатися світіння. Інтенсивність світіння на контрольному розряднику 4 залежить від налаштування інтенсивності імпульсу струму. Регулятор 5 забезпечує зміну інтенсивності імпульсу струму, що дає можливість реалізовувати різні режими ініціації згорання.

Формувач 6 імпульсу керування транзистором розміщено у пластиковому корпусі. Формувач забезпечує формування сигналу після подавання на сигнал імпульсу запуску. Накопичення енергії для формування імпульсів напруги та струму здійснюється на конденсаторах 7, 8. Підвищувальні трансформатори 9 призначені для перетворення напруги живлення у підвищену напругу для заряджання конденсаторів 7, 8.

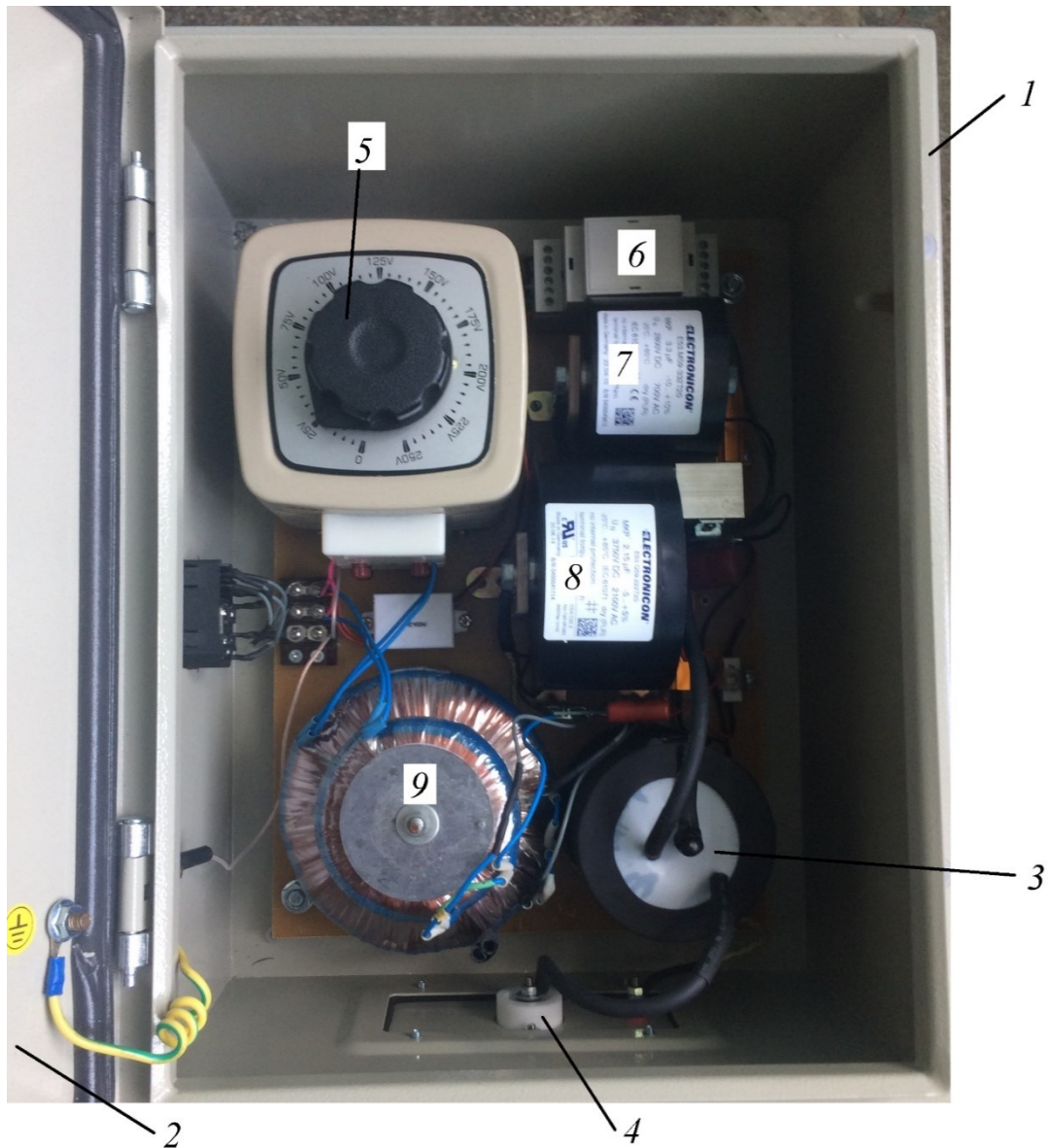


Рисунок 5.4 – Вигляд блоку високоенергетичної ініціації згорання з відкритою кришкою

Блок високоенергетичної ініціації згорання з'єднаний з системою ЧПК термоімпульсної установки, яка забезпечує як управління режимами роботи самого блоку, так її синхронізацію з роботою інших систем – генерації паливної суміші та керованого випуску продуктів згорання.

За результатами експериментальних досліджень, проведеним за участю авторки [133], отримано наступні результати. Н рис. 5.5 наведено форми сили струму та напруги електричного розряду у разі відсутності діода $VD2$ (для схеми, наведеної на рис. 5.3).

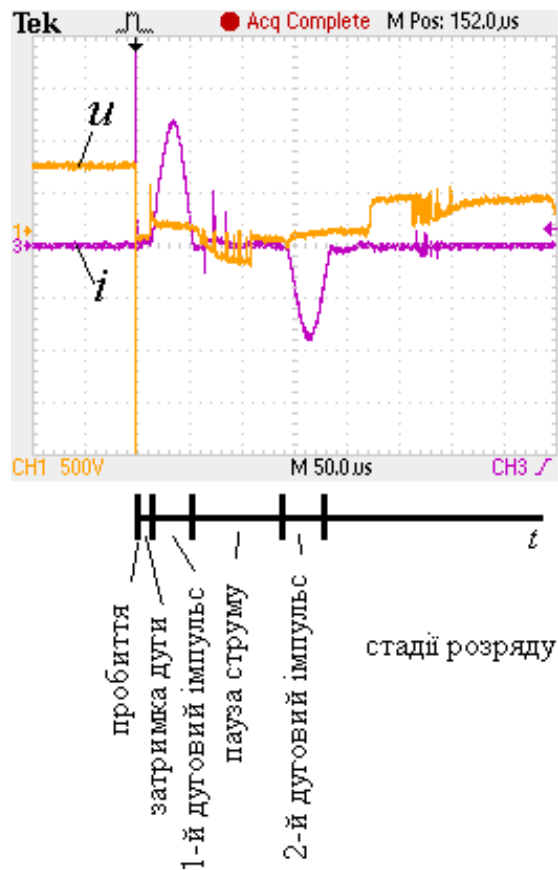


Рисунок 5.5 – Розрядні струм i та напруга u на розрядному проміжку у разі відсутності діода VD та відповідні стадії розряду. Чутливість за струмом i – 50A/поділ.; за напругою u – 500 V/поділ.; розгортка за часом – 50 мкс/поділ.

За результатами вимірювань спостерігались наступні стадії розряду. Іскра починається з пробою газového проміжку. Потім виникає затримка у часі до початку дугового імпульсу. Така затримка викликана процесом насичення осердя трансформатора, оскільки це процес змінює індуктивність вторинної обмотки та реактивний опір розрядного кола. Потужний розряд конденсатора C_1 призводить до формування дугового імпульсу. Після цього спостерігається стадія обмеження струму, що названа паузою струму. Причина виникнення паузи пов'язана з перемагнічування осердя трансформатора. Після цього відбувається другий дуговий імпульс.

Було встановлено, що час затримки дуги залежить від полярності імпульсу високої напруги відносно полярності заряджання конденсатора C_1 . Якщо полярність протилежна, час затримки дуги становить 50...100 мкс. В іншому випадку спостерігається зменшення часу затримки приблизно до 10...15 мкс. Це означає, що імпульс пробою високої напруги прискорює насичення осердя трансформатора.

На рис. 5.6 наведено форму напруги, що виникає на розрядному проміжку, на етапі пробою. Лінійний підйом напруги означає коректне проектування трансформатора T . Тривалість імпульсу високої напруги становила близько 1 мкс. Амплітуда імпульсу напруги, що генерується системою, становить приблизно 20 кВ.

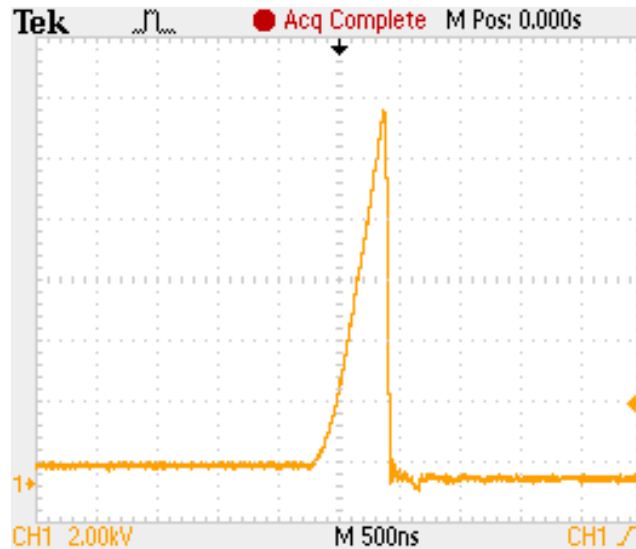


Рисунок 5.6 – Напруга на розрядному проміжку на стадії його пробиття. Чутливість за напругою u – 2 кВ/поділ.; розгортка за часом – 500 нс/поділ.

На рис. 5.7 наведено розрядний струм та напруга на розрядному проміжку за умови підключення діода $VD2$ (для схеми, наведеної на рис. 5.3). Ємність конденсатора C_2 у представлених результатах вимірювань становила 3,3 мкФ. За цієї схеми розряду спостерігались три стадії розвитку. Стадія дуги відповідає однополярному імпульсу струму.

Загальний час імпульсу запалювання за включенням діоду становив приблизно 125–200 мкс в залежності від ємності конденсатора. На основі експериментальних результатів встановлено, що для розробленої схеми є доцільним включення діоду $VD2$ паралельно з конденсатором C_2 для забезпечення безперервного нагрівального ефекту. Слід враховувати нестабільність формування 2-го дугового імпульсу у разі відсутності діода $VD2$. Включення діоду призводить до збільшення розміру високотемпературної області за рівної загальної енергії розряду. У табл. 5.2 представлено результати вимірювання імпульсних дугових розрядів в залежності від параметрів розрядного кола.

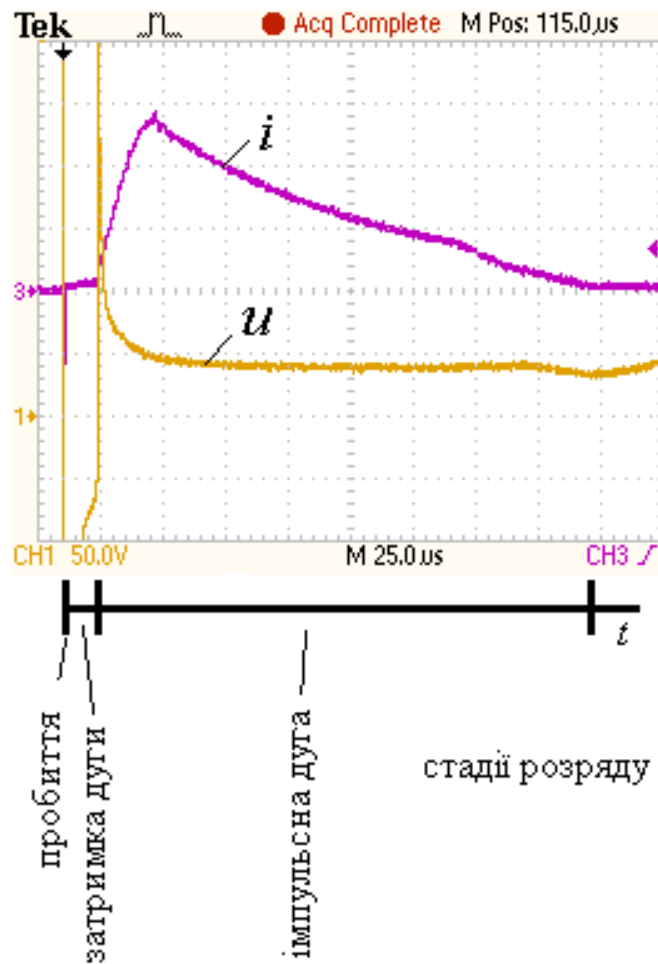


Рисунок 5.7 – Розрядні струм i та напруга u на розрядному проміжку у разі включення діода VD та та відповідні стадії розряду: чутливість за струмом i – 50А/поділ.; за напругою u – 50 В/поділ.; розгортка за часом – 50 мкс/поділ

Розрахована ефективність системи без діода становила близько 42%. ККД системи з діодом знаходився в діапазоні від 65% до 70%. Підвищення ефективності введення енергії у розряд досягається завдяки значенню опору вторинної обмотки, яке було нижчим, ніж мінімальний опір імпульсної дуги.

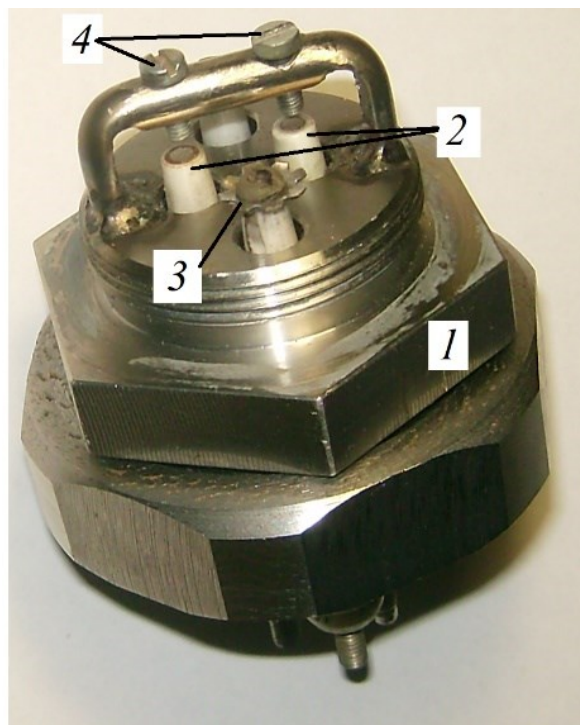
Таблиця 5.2 – Результати вимірювання параметрів імпульсних дугових розрядів в залежності від параметрів розрядного кола

| C_2 , мкФ | I_{\max} , А | t_{arc} , мкс | D_{\max} , мм | u_{arc} , м/с | Q_{in} , мДж |
|---------------|----------------|-----------------|-----------------|-----------------|----------------|
| 3,3/без діода | 120 | 180 | $5,2 \pm 0,6$ | 98 | 250 |
| 1/діод | 64 | 125 | $4,4 \pm 0,5$ | 69 | 120 |
| 1,5/діод | 80 | 150 | $4,8 \pm 0,5$ | 79 | 170 |
| 3,3/діод | 120 | 200 | $6,8 \pm 0,7$ | 104 | 400 |

До складу обладнання системи ініціації згорання окрім високоенергетичного блоку входять спеціальні свічки запалювання, завдяки яким ефективно реалізуються режими прямої ініціації детонації паливної суміші. Будова спеціальної свічки запалювання представлена на рис. 5.8.

У свічці між основними розрядними електродами 2 та гвинтами 4 виникають два іскрові проміжки. Така конструкція реалізує ідею ініціювання детонації ударними хвилями, що стикаються, на основі генерування синхронних і паралельно розташованих іскрових каналів, запропоновану в [224].

Регулювання напруги пробиття іскрових проміжків забезпечено за рахунок зміни їх довжини за допомогою гвинтів 4. Електроди 3 коронного розряду розташовані поблизу основних розрядних електродів 2 для забезпечення коливального збудження молекул в області зіткнення ударних хвиль, що формуються іскровими розрядами. В диску сформовано вирізи для локального посилення електричного поля.



1 – корпус свічки; 2 – основні розрядні електроди; 3 – електроди коронного розряду; 4 – гвинти регулювання довжини іскрового проміжку

Рисунок 5.8 – Будова спеціальної свічки запалювання

При виконанні НДР [256, 257], яка виконувалась під керівництвом авторки, досліджувалась ефективність застосування свічок описаної конструкції для ініціації детонації. Сигнали, отримані з датчиків тиску, розташованих в зоні ініціації, наведено на рис. 5.9. Спостерігалось виникнення детонації на 1-му датчику з затримкою у часі від початку ініціювання детонації у 320 мкс. Без застосування спеціальної свічки цей час складав 1280 мкс. Таким чином, розроблена система ініціювання детонації скорочує час і відстань переходу горіння у детонацію. Для підтвердження наявності детонації проведено оцінку швидкості розповсюдження ударної хвилі між датчиками тиску (рис. 5.10). За результатами вимірювань швидкість ударної хвилі, що проходила між датчиками, дорівнювала 2533 м/с. За даними [145], швидкість детонаційної хвилі Чепмена-Жуге у пропано-кисневій суміші дорівнює 2357 м/с. Враховуючі залежність швидкості від тиску [103] для умов експерименту її можна оцінити у 2400 м/с. Отримані результати дають підстави стверджувати про виникнення перетисненої детонаційної хвилі.

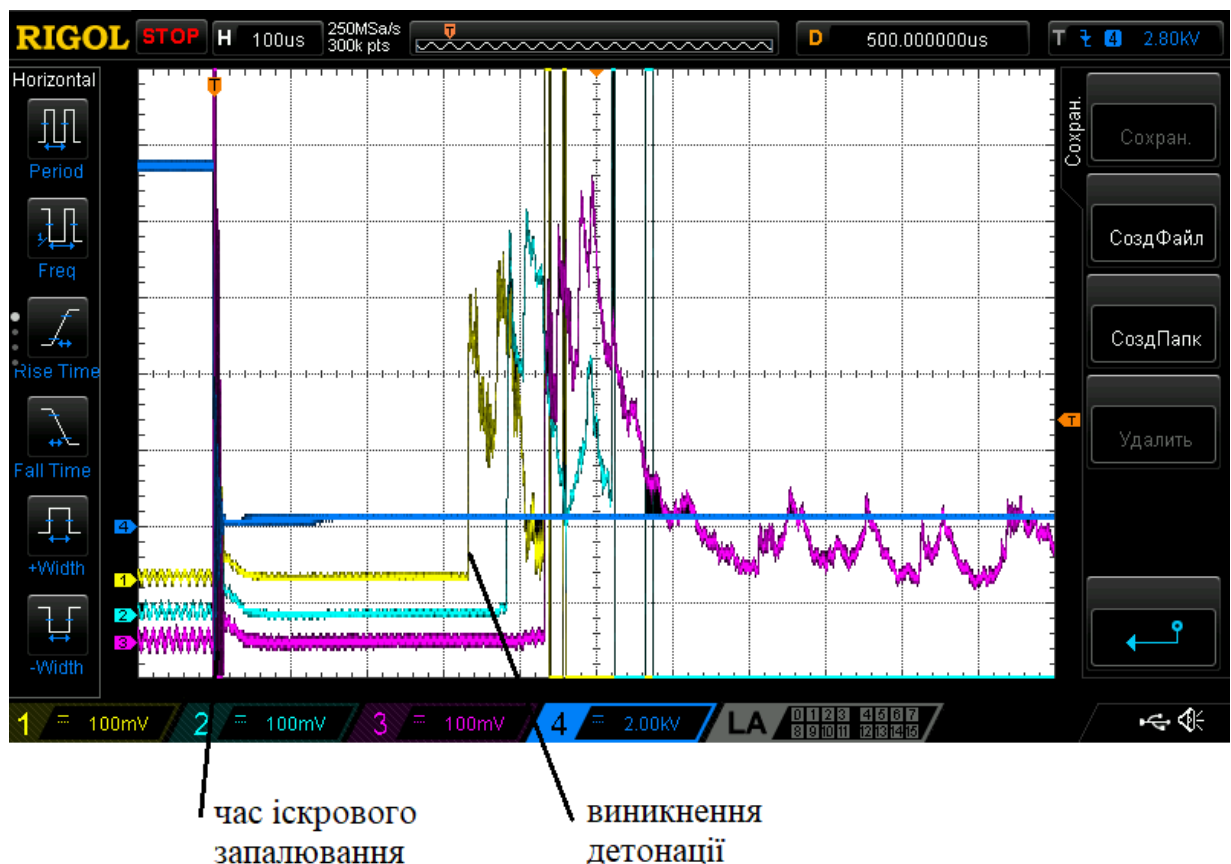


Рисунок 5.9 – Сигнали з датчиків тиску у разі запалювання суміші від розробленої системи ініціювання детонації: розгортка у часі – 100 мкс/поділ.

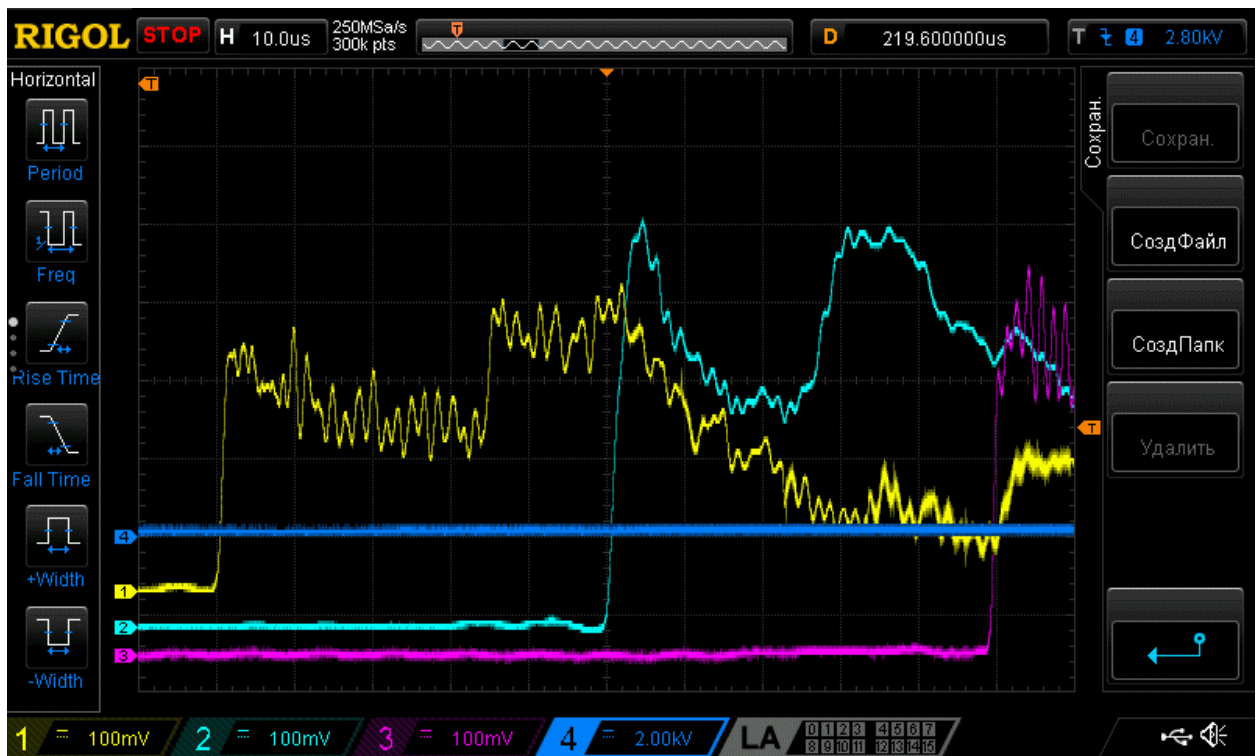
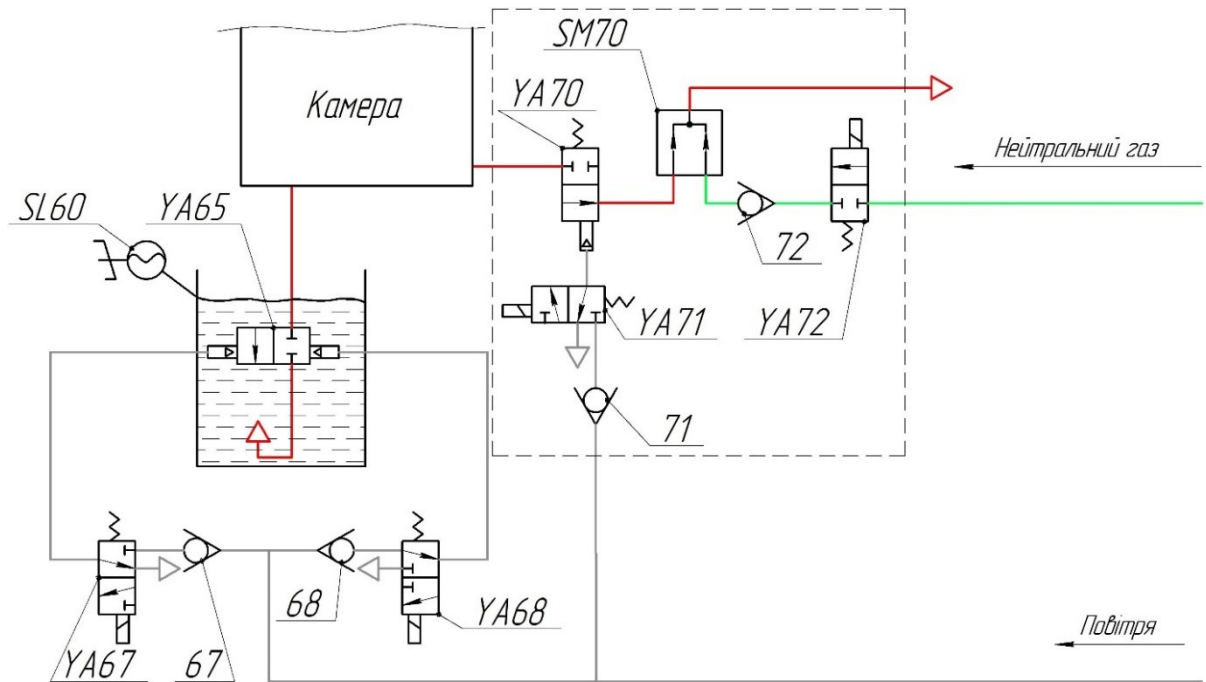


Рисунок 5.10 – Сигнали з датчиків тиску у разі розповсюдження детонації:
розгортка у часі – 10 мкс/поділ.

5.1.3 Особливості керованого випуску продуктів згорання в процесах термоімпульсного оброблення

Система випуску продуктів згорання термоімпульсної установки (рис. 5.11) складається з: клапана випуску продуктів згорання YA65; нормально закритого 3-х ходового електромагнітного клапана YA67; нормально відкритого 3-х ходового електромагнітного клапана YA68; зворотних клапанів: 67, 68, 72; датчика рівня води SL60; аварійного клапана YA70; нормально закритого 3-х ходового електромагнітного клапана YA71; нормально закритого 3-х ходового електромагнітного клапана подачі нейтрального газу YA72.

Випуск продуктів згорання здійснюється через водяний затвор. Датчик SL60 сигналізує про рівень води в баку. Якщо рівень недостатній, подача паливної суміші до робочої камери заборонена й блокується системою ЧПК. При недостатній кількості води у баку може відбутися пошкодження рухомого елемента клапану високошвидкісним потоком продуктів згорання, що призведе до виходу обладнання з ладу.



YA65 – клапан випуску продуктів згорання; *YA67* – нормально закритий 3-х ходовий електромагнітний клапана; *YA68* – нормально відкритий 3-х ходовий електромагнітний клапан; *67*, *68*, *72* – зворотні клапани; *SL60* датчик рівня води, *YA70* – аварійний клапан, *YA71* – нормально закритий 3-х ходовий електромагнітний клапан, *YA72* – нормально закритий 2-х ходовий електромагнітний клапан, *SM70* – змішувач

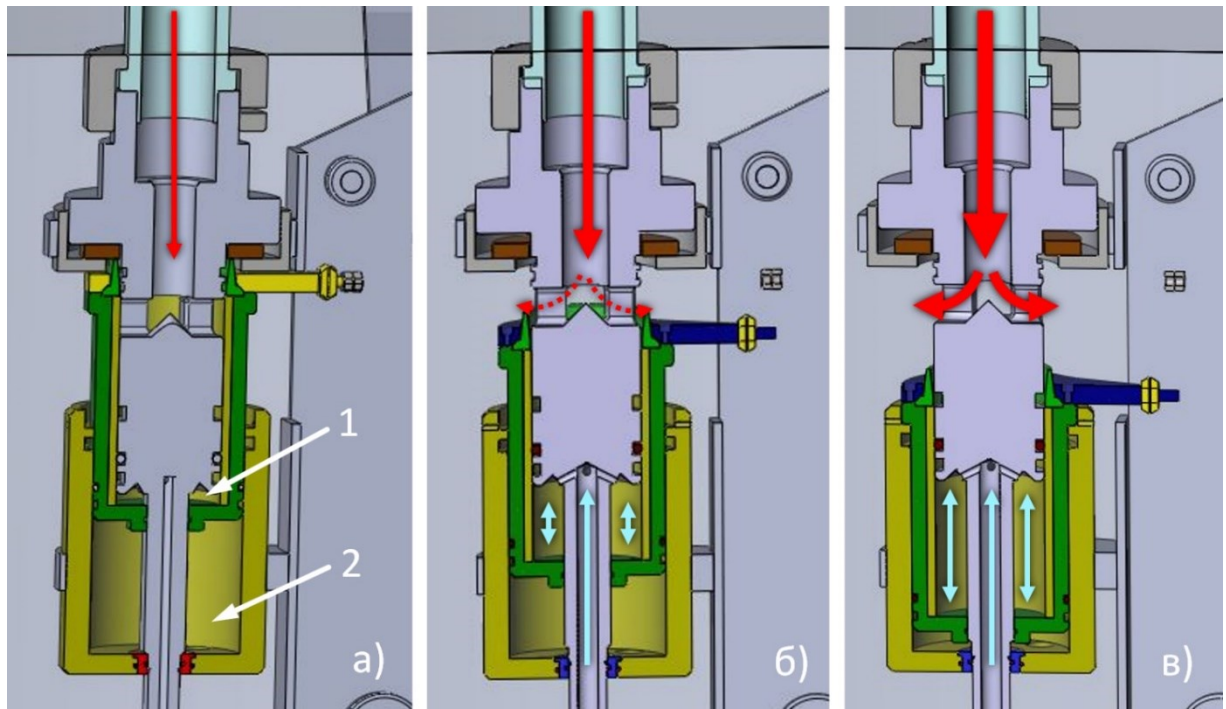
Рисунок 5.11 – Схема системи випуску продуктів згорання при термоімпульсному обробленні

При виникненні такої ситуації клапан випуску продуктів згорання залишається в закритому положенні, і робота установки блокується до усунення причини несправності. При нормальній роботі системи випуску рівень води у баку підтримується автоматично. Керування клапаном випуску продуктів згорання *YA65* здійснюється стисненим повітрям за допомогою двох триходових електромагнітних клапанів. Швидкість відкриття залежить від тиску повітря в магістралі й часу реагування керуючих клапанів. Час термоімпульсного оброблення визначається часом від згорання паливної суміші до випуску продуктів згорання, а похибка часу оброблення – похибками швидкості спрацювання виконавчих елементів керуючого ланцюга управління.

Клапан $YA68$ приводить клапан випуску $YA65$ у закрите положення подачею повітря під тиском у керуючу порожнину закриття клапана $YA65$, електромагнітний клапан $YA68$ у положенні випуску повітря в атмосферу з керуючої порожнини відкриття клапана $YA65$. Відкриття клапана $YA65$ забезпечується подачею повітря під тиском у керуючу порожнину відкриття електромагнітним клапаном $YA67$ з одночасним перемиканням електромагнітного клапана $YA68$ у положення випуску повітря в атмосферу з керуючої порожнини закриття клапана $YA65$. Клапани $YA68$ нормально відкритий і $YA67$ нормально закритий забезпечують безпеку системи у випадку знеструмлення установки, а саме клапан випуску продуктів згорання $YA65$ залишається в закритому положенні. Зворотний клапан 68 виключає зворотний виток повітря при падінні тиску в системі подачі повітря. При виникненні аварійної ситуації (система підпалу не працює, зупинка встаткування оператором і ін.) керуючий клапан $YA71$ відкриває аварійний клапан $YA70$ з одночасним відкриттям клапана $YA72$ для розведення в змішувачі паливної суміші до концентрацій палива, нижчої за межу запалювання.

Конструкція базового варіанту клапану випуску продуктів згорання наведена на рис. 5.12. Клапан має пневматичний привід, його відкриття та закриття здійснюється подачею стисненого повітря до камер 1 та 2 . При подачі повітря до камери 1 починається переміщення рухомої частини клапану, відкриття вікон та випуск продуктів згорання. після закінчення робочого процесу для повернення клапану в початкове положення здійснюється подача повітря до камери 2 . Оскільки відкриття клапану пов'язане з механічними переміщеннями, час відкриття може сягати кілька десятих часток секунди, що у деяких випадках (наприклад, в задачах очищення поверхонь від мікрочастинок) не відповідає вимогам щодо тривалості оброблення.

Для підвищення точності витримки заданого часу термоімпульсного оброблення базовий варіант системи випуску продуктів згорання був модернізований. По-перше, в систему було додано датчики положення для моніторингу процесу відкриття клапану. Для цього було використано інкрементний енкодер, принцип дії якого полягає у формуванні імпульсів при обертанні валу.



a – клапан закритий; *б* – подача повітря, відкриття клапану; *в* – клапан відкритий

Рисунок 5.12 – Принцип роботи клапана випуску

На відміну від абсолютного енкодера, який оснащений послідовним інтерфейсом передачі даних, що призводить до затримки в отриманні інформації, інкрементальний дозволяє отримувати дані в режимі реального часу за рахунок формування імпульсів при кожній зміні положення. Роздільна здатність інкрементального енкодера при стандартному алгоритмі підрахунку (рис. 5.13, *a*) становить 3000 імпульсів на один оберт. Існують алгоритми, які дозволяють збільшити роздільну здатність в чотири рази (рис. 5.13, *б*). В ході проведення досліджень під керівництвом авторки даної роботи було розроблено алгоритм обробки сигналів інкрементальних енкодерів, що дозволяє окрім положення отримувати дані про швидкість та прискорення руху валу (рис. 5.13, *в*). Це дозволяє підвищити точність визначення положення на декілька порядків. Порівняння даних, отриманих різними алгоритмами наведено на рис. 5.14. Сигнал запалювання визначається положенням поршня, яке розраховується за фактичною швидкістю його руху. Вертикальна лінія на графіках відображує фронт подачі сигналу запалювання горючій суміші в камері. При цьому значення абсолютного положення поршня відносно фіксованої системи координат в дійснім такті дорівнює 120 мкм, а через 1 мс в наступному такті буде 265 мкм.

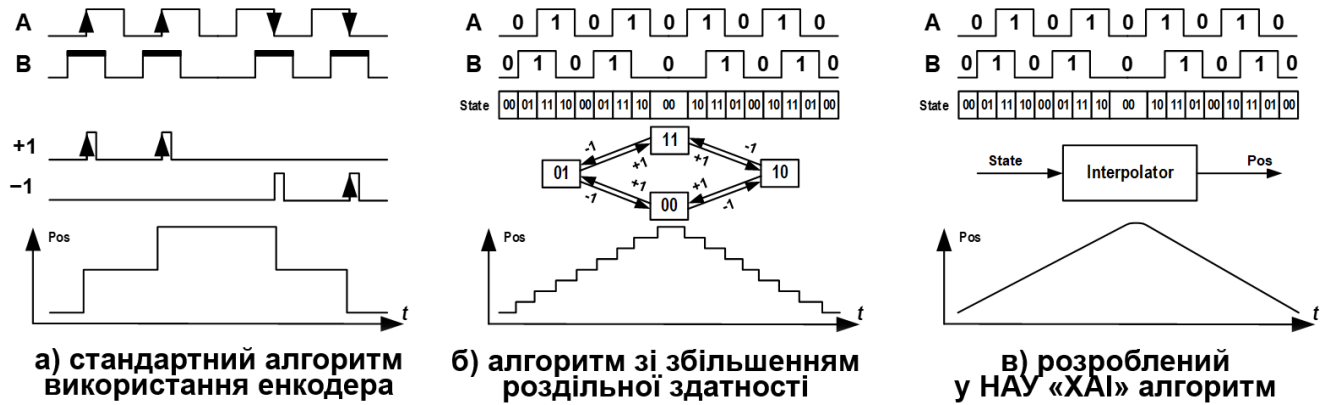
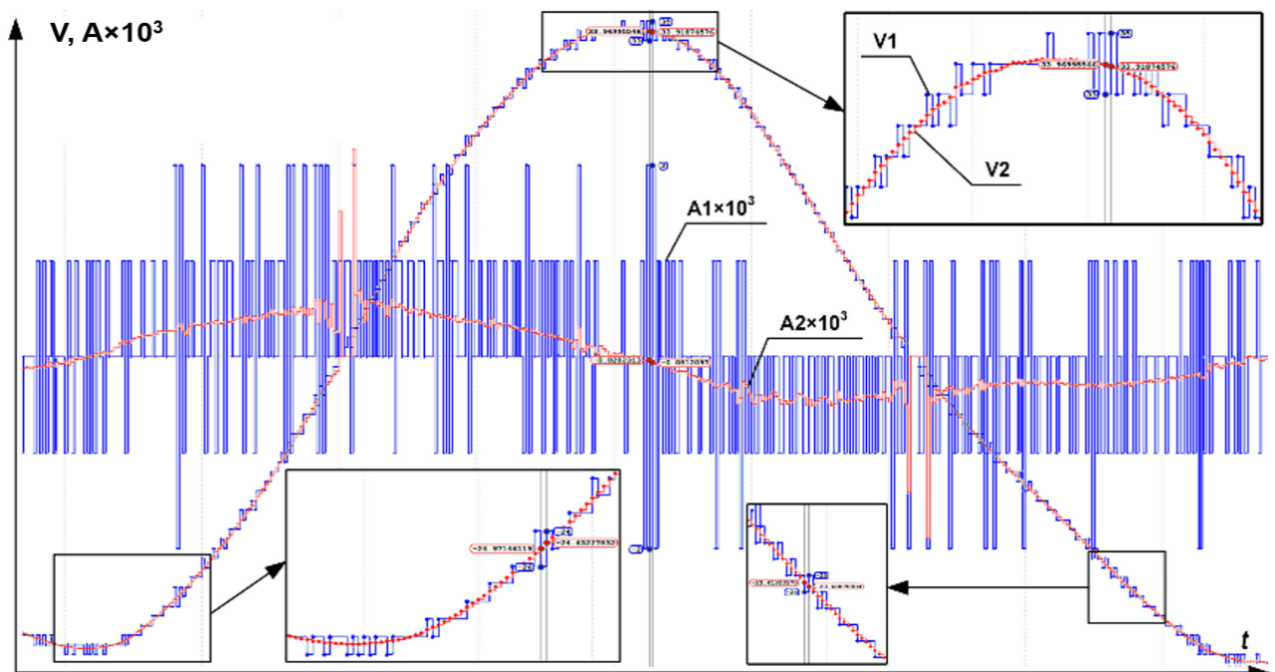


Рисунок 5.13 – Алгоритми обробки сигналів інкрементального енкодера



V1, A1 – швидкість та прискорення, отримані при використанні відомих алгоритмів; V2, A2 – швидкість та прискорення, отримані при використанні розроблених алгоритмів

Рисунок 5.14 – Порівняння алгоритмів обробки сигналів інкрементального енкодера

Під час експериментів було встановлено, що при першому пуску клапана час відкриття сягає 100 мс, але при подальших запусках цей час зменшується і стабілізується на значенні близько 50 мс (рис. 5.15).

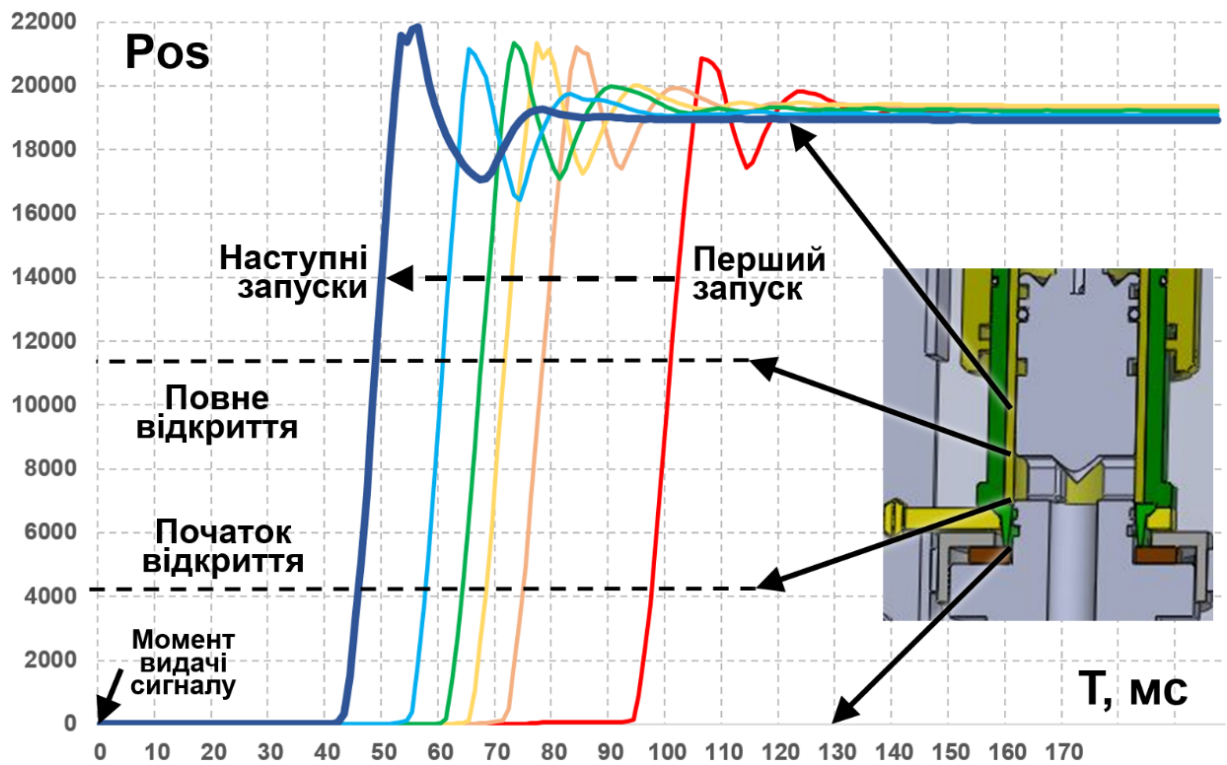


Рисунок 5.15 – Результати експериментів з вимірювання швидкості спрацьовування клапану випуску

Таким чином, для забезпечення прецизійної термоімпульсної обробки слід перед виконанням робочого циклу забезпечити стабільну роботу клапану шляхом виконання кількох попередніх запусків клапану до досягнення стабільної роботи. Після стабілізації роботи клапану слід зафіксувати отримані значення часу відкриття для їх подальшого використання.

Для досліджуваної конструкції випускного клапану збільшення швидкості спрацьовування до величини 0,01 с за рахунок підвищення тиску є неефективним. Виходячи з даних випробувань, наведених на рис. 5.15, навіть при тиску 1,2 МПа, який використовувався в ході експериментів, час відкривання клапану знаходився на необхідному рівні $\approx 0,01$ с, в той час, коли затримка, пов'язана зі спрацьовуванням керуючих клапанів, складала близько 0,04 с. Тому ще було прийняте рішення про модернізацію схеми роботи системи випуску продуктів згорання за рахунок попередньої подачі тиску на відкриття клапану з його утриманням електромагнітом. Це дозволить досягти необхідних показників як за швидкістю спрацьовування, так і за її стабільністю.

5.2 Технічне забезпечення побудови цифрових близнюків процесів термоімпульсного оброблення

Розроблені числові моделі робочих процесів обладнання для термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами потребують додаткового калібрування за результатами експериментальних досліджень. Якщо для випадку систем обладнання такі вимірювання зазвичай не викликають труднощів і можуть забезпечуватись вбудованими датчиками, то вимірювання питомих теплових потоків, температури та тиску на поверхнях оброблюваних деталей є проблемою. Традиційний підхід до таких експериментів потребує виконання отворів у камері випробувального стенду, через які мають бути проведені електричні кабелі для під'єднання датчиків, розташованих у макеті оброблюваної деталі, до вимірювальної апаратури стенду. Зважаючи на високу температуру газів та дію ударних хвиль для захисту таких кабелів необхідно застосовувати додаткові конструкції, які додатково викривляють хвильову картину. Якщо врахувати те, що однією з задач проектування технології термоімпульсної обробки є позиціонування оброблюваних деталей, задача експериментальних досліджень її параметрів безпосередньо в робочій камері на основі стандартного підходу стає практично нерозв'язною. Тому в ході виконання досліджень, які лягли в основу даної дисертаційної роботи, було поставлено завдання створення автономного пристрою для реєстрації експериментальних даних, який би не потребував з'єднання з вимірювальною апаратурою.

Такий пристрій має розміщуватись безпосередньо в камері термоімпульсного обладнання, нести на собі необхідну кількість датчиків у різних конфігураціях, мати енергонезалежну систему зчитування, перетворення та зберігання інформації. Апаратне і програмне забезпечення такого типу реєстраторів у поєднанні з розробленими числовими моделями робочих процесів термоімпульсного оброблення має стати основою для повної автоматизації проектування процесів фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами з гарантованим рівнем якості деталей. В роботах, виконаних за участі та під керівництвом авторки задачу розробки такого пристрою було сформульовано та розв'язано [256, 257].

5.2.1 Розробка модульного автономного автоматичного реєстратора параметрів термоімпульсного оброблення

В рамках даної задачі в роботі [256, 257] відповідно до ДСТУ 34.602-89 «Технічне завдання на створення автоматизованої системи» було розроблено технічне завдання на створення автономного вимірювального комплексу для дослідження параметрів термоімпульсної обробки. Зокрема було визначено, що вимірювальний комплекс має складатися з окремих блоків аналого-цифрового перетворення (АЦП) сигналів сенсорів тиску, температури та питомих теплових потоків; блоку реєстрації сигналів, що виконує збір даних із блоків АЦП, забезпечує їхнє зберігання та подальшу передачу в ПК; блоку узгодження з ПК, що забезпечує приймання зареєстрованих даних та керування параметрами системи.

Зважаючи на концепцію використання еквівалентної камери, зовнішня форма пристрою може складатися з геометричних примітивів. Для цього корпус спроектовано збірним з елементів простої форми (рис. 5.16) [60]. З'єднуючі ці елементи як в своєрідному конструкторі можна отримувати достатньо велику кількість різних варіантів форми реєстратора (рис. 5.17) [239]. В конструктивних елементах корпусу виконані отвори, в які в залежності від конфігурації можуть бути або заглушеними, або слугувати для установки датчиків. Зважаючи на призначення реєстратора, розміри отворів вибрані під установку датчиків вимірювання тиску та питомих теплових потоків.

Для інформаційного обміну між компонентами системи у вимірювальному комплексі передбачено послідовний завадостійкий інтерфейс передачі даних між блоками АЦП та блоком реєстрації, що забезпечує передачу даних із періодичністю не менш ніж 100 MSPS та високошвидкісний завадостійкий інтерфейс передачі даних між блоком реєстрації та блоком узгодження з ПК, що забезпечує безперебійну передачу даних на відстань не менше 10 метрів. Крім того, передбачене обладнання комплексу стандартними USB-сумісними інтерфейсами обміну електронною інформацією для перенесення результатів експериментів на комп'ютер із метою подальшого оброблення.

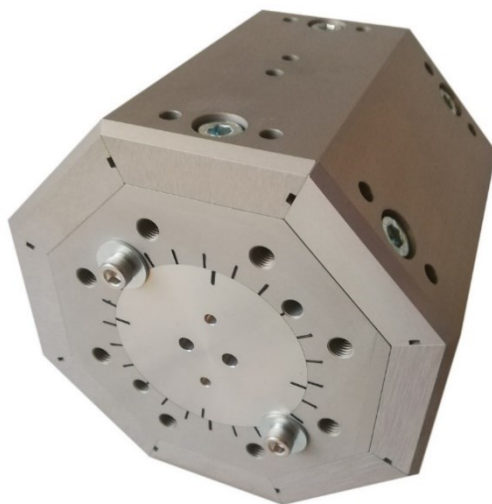
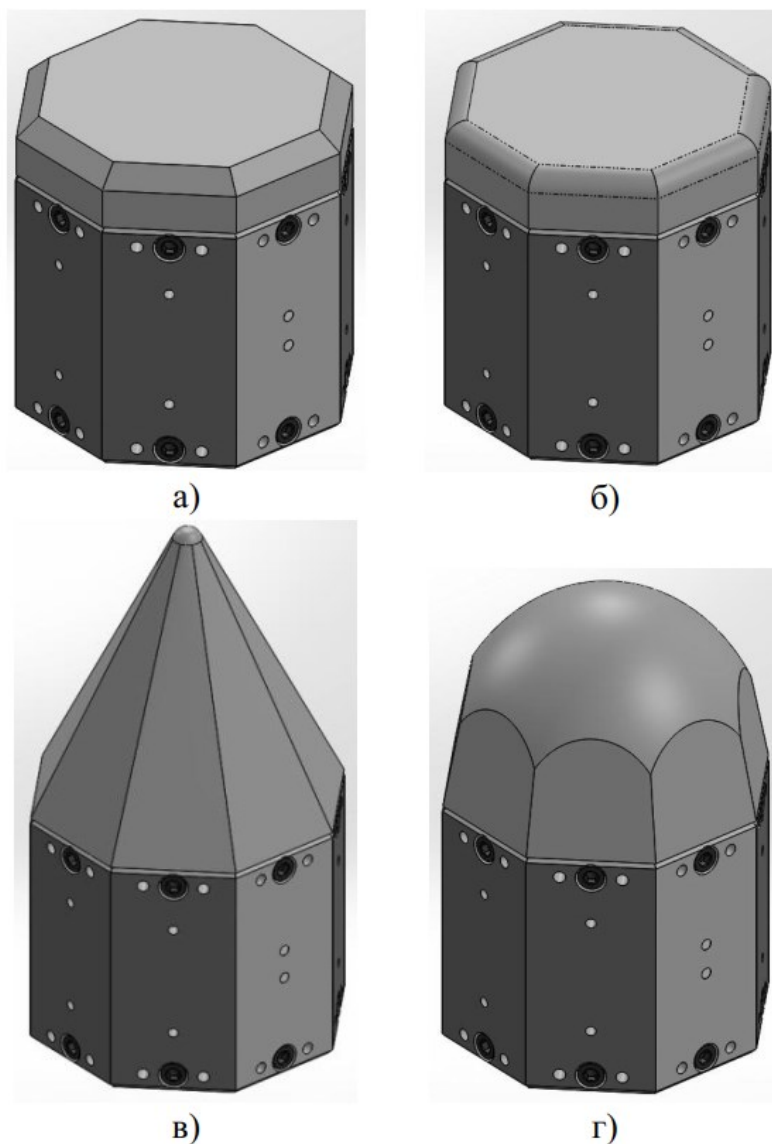


Рисунок 5.16 – Корпус автономного реєстратора

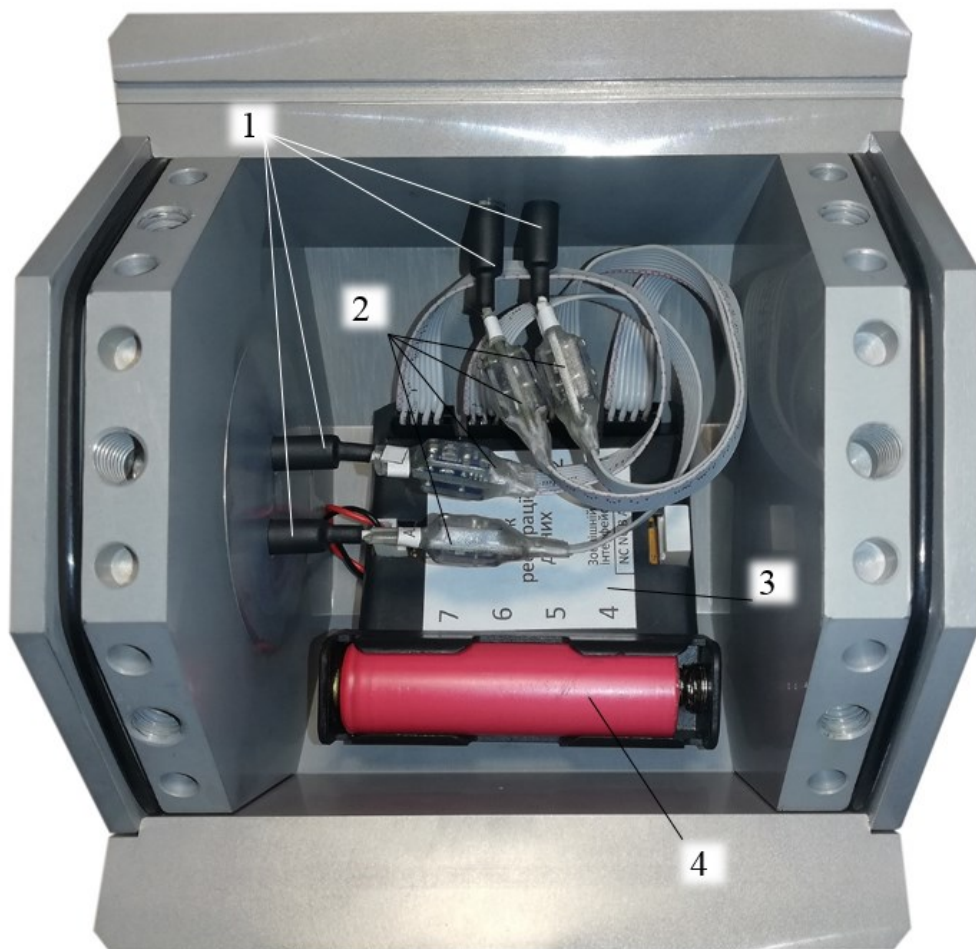


a – з фаскою; *б* – зі заокругленням; *в* – пірамідальної форми; *г* – сферичної форми

Рисунок 5.17 – Різні форми обтічників на реєстраторі

Зважаючи на те, стандартні аналого-цифрові перетворювачі за габаритами не підходять для розміщення у розробленому реєстраторі, для реєстрації результатів було розроблено спеціалізовані АЦП, сполучені з блоком реєстрації даних. З метою мінімізації перешкод та наведень мініатюрні АЦП виконано виносними, щоб вкоротити довжину ліній проходження аналогових сигналів. Блок реєстрації має вісім робочих каналів, що дозволяє одночасно підключати до восьми сенсорів (рис. 5.18).

Після завершення експерименту реєстратор вилучається з робочої камери експериментальної установки. Далі один або декілька бокових секторів відкриваються таким чином, щоби мати можливість з'єднати блок реєстрації з зовнішнім комп'ютером та зчитати записані до його внутрішньої пам'яті результати експериментів. Після цього пам'ять електронного блоку очищується, бокові сектори закріплюються на місце і реєстратор готовий до проведення нової серії експериментів.



1 – сенсори; 2 – АЦП; 3 – блок реєстрації; 4 – акумулятор

Рисунок 5.18 – Реєстратор зі змонтованими електронними блоками

5.2.2 Програмно-апаратний комплекс реєстрації експериментальних даних

Апаратно-програмна частина автономного реєстратора є ключовим елементом, який забезпечує його функціонування за призначенням. Вимоги до цієї частини вимірювального комплексу сформульовано у роботі [257]. Відповідно до цих вимог у ввімкненому стані передбачено два режими роботи реєстратора: режим реєстрації даних та режим очікування. Перехід у режим реєстрації даних має здійснюватися без фізичного контакту з апаратною частиною шляхом автоматичного визначення моменту початку експерименту, для чого додатково має бути забезпечена синхронізація початку технологічного циклу термоімпульсної установки та реєстрації даних. Реєстрація даних повинна вестись упродовж заздалегідь встановленого часу з подальшим автоматичним переходом у режим очікування. Запис даних має здійснюватися у постійній запам'ятовуючій пристрій (ПЗП). Об'єм ПЗП має забезпечувати можливість реєстрації даних від восьми АЦП загальною тривалістю до 5 хв.

Блок-схему програмно-апаратного комплексу автономного реєстратора, який реалізує вказані вимоги наведено на рис. 5.19. Через обмеження габаритних розмірів комплексу передбачене використання найпростішої схеми фільтрації, а зниження рівня сторонніх впливів досягається завдяки мінімізації довжин ліній передачі аналогових сигналів шляхом розміщення АЦП в безпосередній близькості до джерел аналогового сигналу. АЦП, окрім безпосередньо перетворення аналогового сигналу, здійснюють його підсилення для отримання максимально можливої роздільної здатності реєстрації сигналу. Електрична принципова схема розроблених в ході виконання досліджень АЦП наведена на рис. 5.20. Вхідний каскад «Блоку АЦП» виконано на операційному підсилювачі AD8555 [122], який характеризується нульовим дрейфом сигналу. Його особливістю є цифрове керування коефіцієнтом підсилення та зміщенням нульового рівня сигналу. Для керування параметрами вказаного ОП використано спеціалізований однопровідний інтерфейс передачі даних, що також є важливим з точки зору мінімізації кількості електронних компонентів та їх загального енергоспоживання.

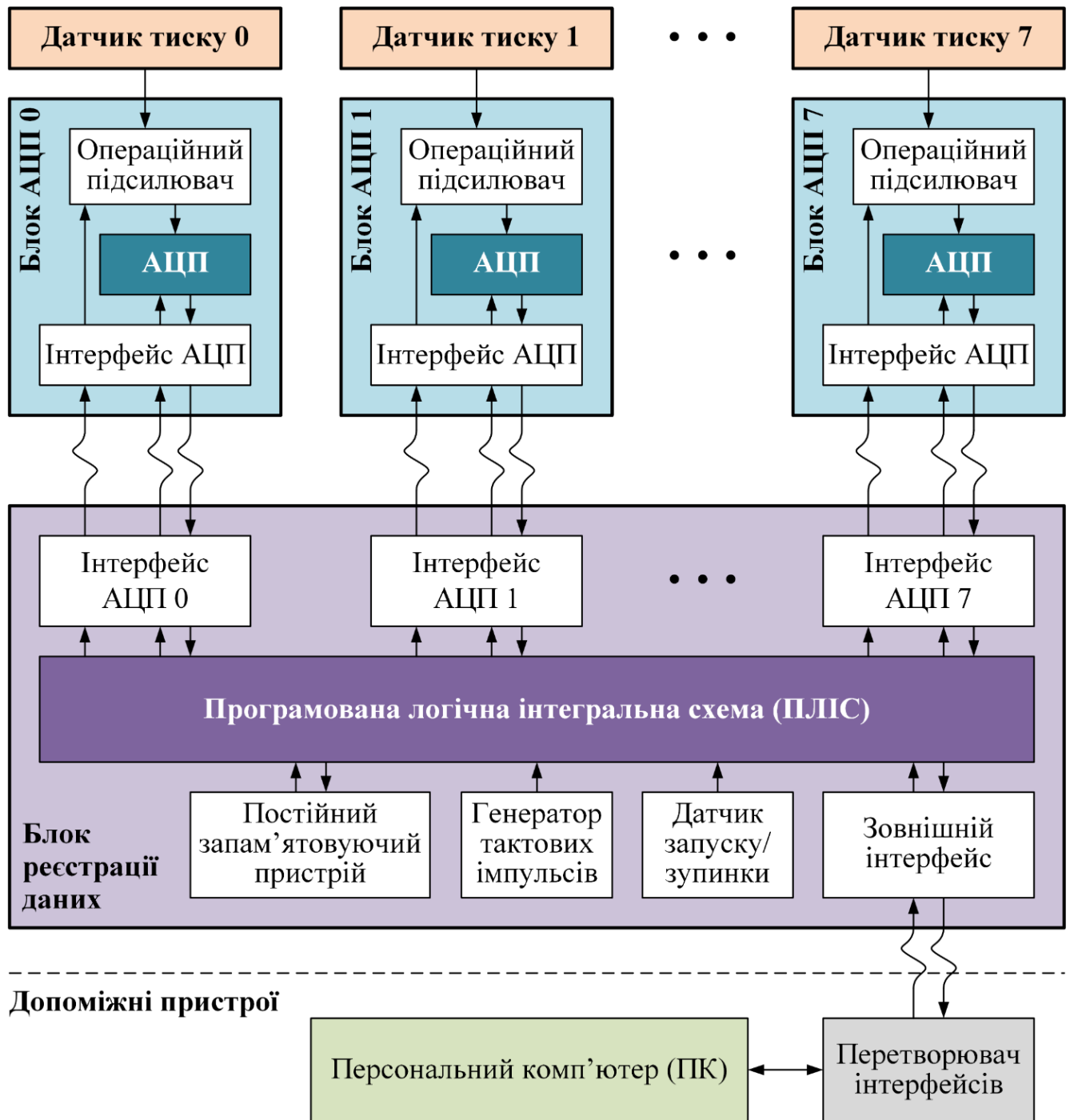


Рисунок 5.19 – Блок-схема програмно-апаратного комплексу реєстрації експериментальних даних

Для передачі даних між АЦП та блоком реєстрації з забезпеченням завадостійкості було використано драйвери та ресивери низьковольтного високошвидкісного диференційного інтерфейсу. За допомогою такого інтерфейсу виконується як зчитування поточного значення АЦП, так і передача налаштувань операційному підсилювачу.

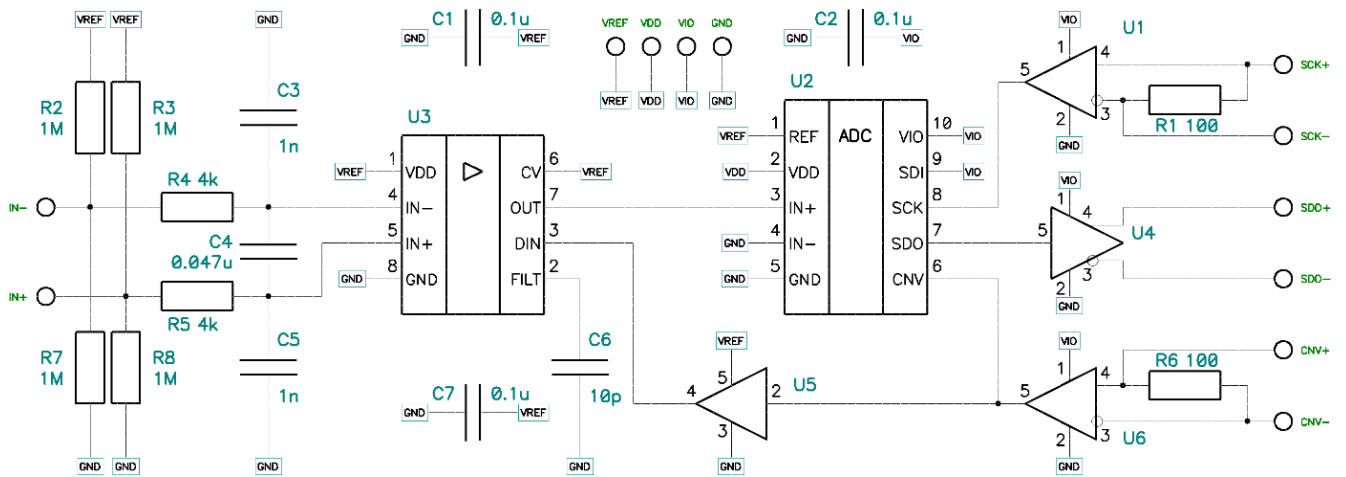


Рисунок 5.20 – Електрична принципова схема «Блоку АЦП»

Це дозволило підвищити точність реєстрації даних завдяки мінімізації помилок передачі сигналу. Порівняння осцилограми сигналу при безпосередній передачі даних з осцилограмою сигналу, отриманого при використанні спеціалізованого інтерфейсу наведено на рис. 5.21. Блок АЦП спроектовано у складі трьох друкованих плат, які встановлені одна над одною (рис. 5.22, а–в). Зовні встановлена плата фільтрації вхідного сигналу та плата джерела живлення, а плата підсилення та аналого-цифрового перетворення розташована між ними. Таке рішення забезпечує компактність пристрою і додатково захищає аналогові ланцюги схеми від зовнішніх перешкод. Крім того, відокремлення джерела живлення мінімізує його вплив на функціонування аналогової частини реєстратора.

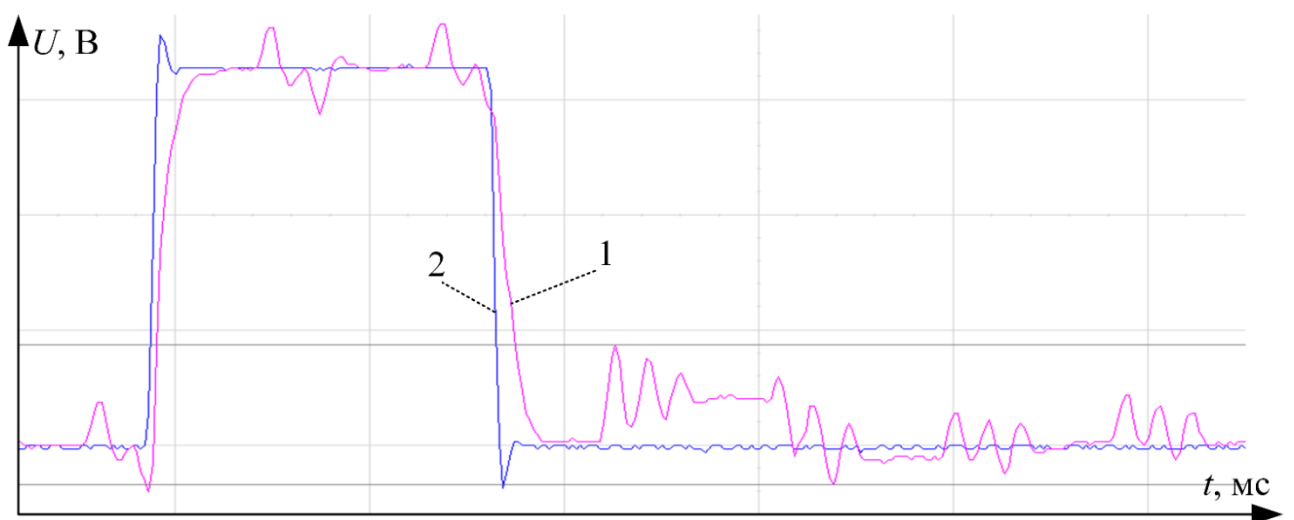
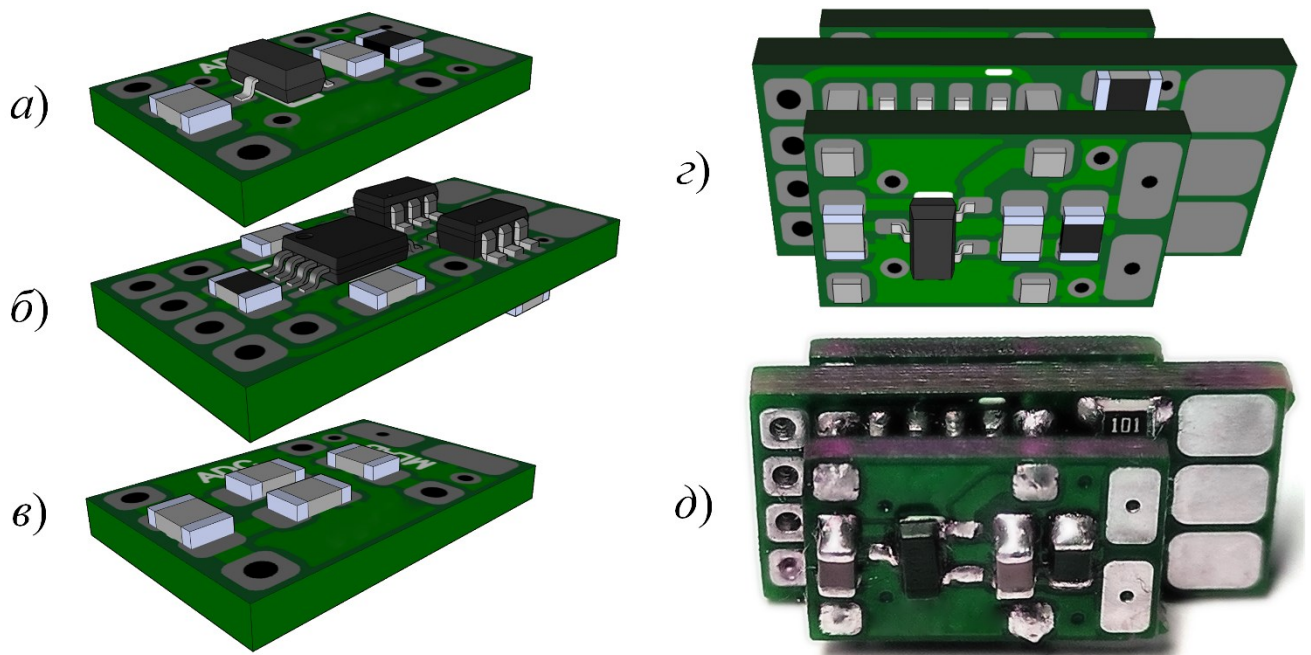


Рисунок 5.21 – Осцилограми сигналу SPI при безпосередній передачі даних (1) та при використанні спеціалізованого інтерфейсу (2)



a, б, в – 3D-модель окремих друкованих плат; *г* – 3D-модель збірки;
д – вигляд готового блоку

Рисунок 5.22 – Блок АЦП автономного реєстратора даних

Плати фільтрації вхідного сигналу та джерела живлення виготовлені з двостороннього фольгованого склотекстоліту. Внутрішні шари фольги на платах слугують захисним екраном, який ізолює компоненти від зовнішніх впливів. Застосування компонентів із низьким енергоспоживанням дозволяє використовувати мікросхему малопотужного джерела опорної напруги для живлення схеми, що формує стабільну постійну електричну напругу на виході.

Блок реєстрації даних побудовано на основі програмованої логічної інтегральної схеми (ПЛІС) типу FPGA, що є найбільш функціональним різновидом таких пристроїв. Виходячи з набору периферійних пристроїв та передбачених функцій обрано варіант FPGA у 144-виводному TQFP-корпусі, що спрощує розведення друкованої плати, налагодження готової схеми, її обслуговування та діагностику (рис. 5.23). Оскільки живлення комплексу організовано від акумуляторної батареї, напруга живлення змінюється в процесі падіння заряду. Для забезпечення постійного рівня напруги в схемі використовуються лінійні стабілізатори. Живлення АЦП організовано через розв'язуючі DC/DC-перетворювачі для виключення взаємного впливу аналогових сигналів.

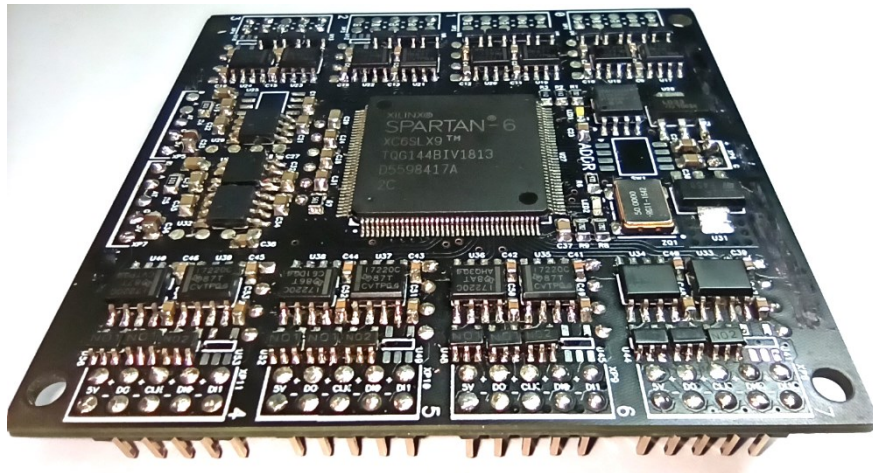


Рисунок 5.23 – Блок реєстрації даних

Сигнальні лінії АЦП гальванічно відокремлені за допомогою мікросхем високошвидкісної ємнісної розв'язки. Переваги такого схемного рішення полягають у високій енергоефективності, малих габаритних розмірах та стійкості до електромагнітних завад.

Програмна частина комплексу реалізована на базі програмованої логічної інтегральної схеми (ПЛІС), узагальнену структуру якої наведено на рис. 5.24. На відміну від програм мікроконтролерів (МК), що виконують алгоритми послідовно, конфігурація ПЛІС представляє собою логічну схему, що виконує алгоритми паралельно і дозволяє реалізовувати обробку сигналів в реальному часі на частотах до сотень мегагерц. Це забезпечує високу швидкодію, стабільність та відмовостійкість розробленого пристрою. В конфігурації ПЛІС реалізовано алгоритми налаштування параметрів, зчитування та збереження даних від АЦП, алгоритми роботи з постійними запам'ятовуючими пристроями та передачі даних. Сигнал від генератора тактових імпульсів надходить на лічильник реального часу (ЛРЧ). ЛРЧ виконано у вигляді внутрішнього модуля ПЛІС.

Синхронізація часу кожного експерименту здійснюється за моментом надходження команди запуску реєстрації даних, що надходить до ПЛІС від датчика запуску/зупинки. Обробник сигналів датчика запуску/зупинки здійснює фільтрацію сигналу та розпізнавання прийнятих команд. У момент надходження команди запуску підключається живлення блоків АЦП і активуються відповідні модулі ПЛІС.

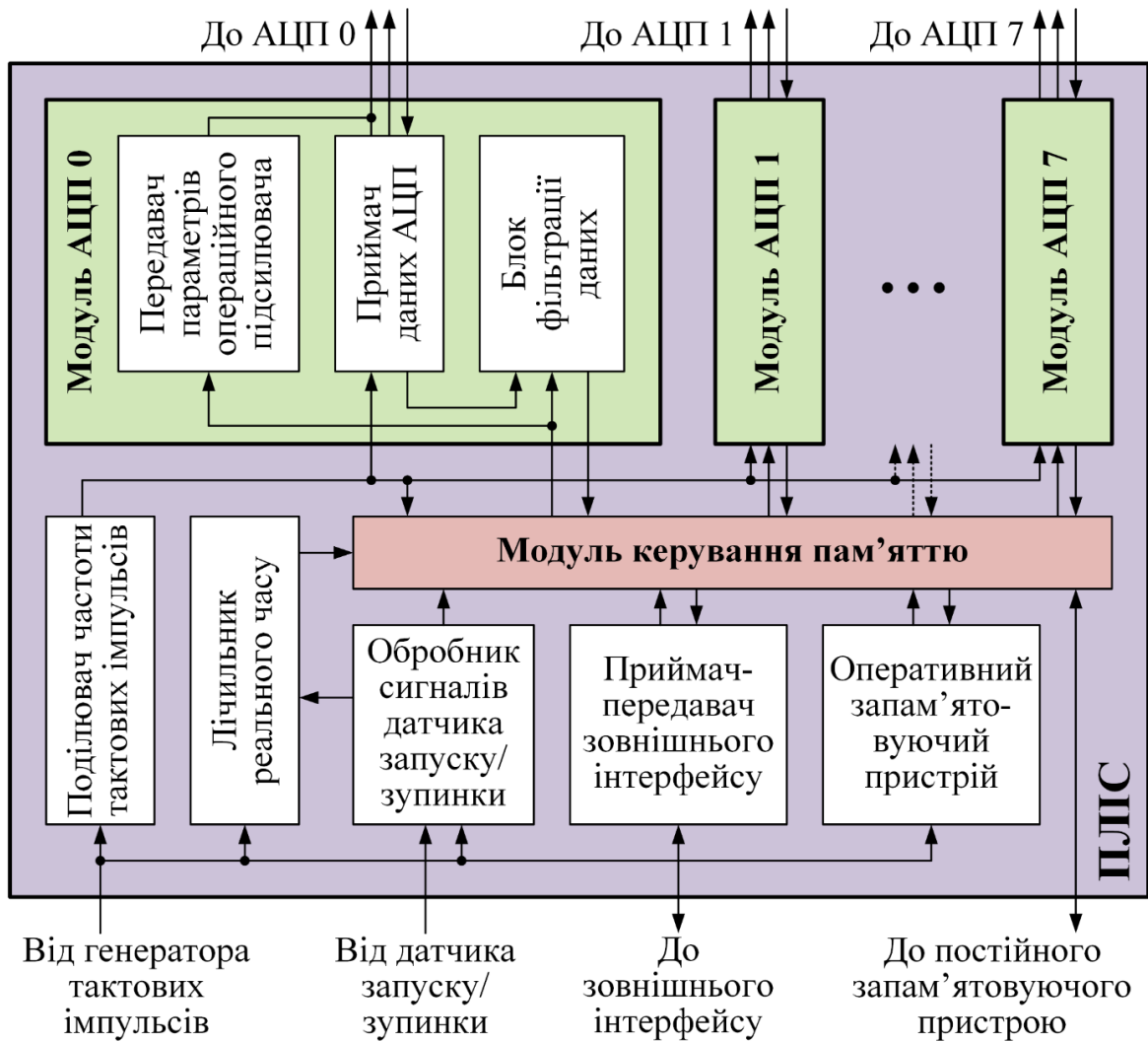


Рисунок 5.24 – Узагальнена структура внутрішньої конфігурації ПЛІС

Лічильник реального часу розпочинає відлік часу тривалості проведення експерименту. Модуль керування пам'яттю фіксує значення реального часу. Тривалість визначається конфігураційними параметрами. Тактування модулів АЦП здійснюється зниженою через поділювач частоти тактових імпульсів частотою, яка визначається параметрами протоколу передачі даних мікросхеми АЦП.

За реєстрацію даних відповідає блок «Приймач даних АЦП». Особливістю підключення мікросхем АЦП є відносно велика та нефіксована відстань передачі даних. Протокол передачі даних мікросхеми АЦП передбачає наявність в пакеті даних стартових та стопових бітів. Детектування моменту появи на лінії передачі даних логічного рівня нуля (стартового біту) дозволяє забезпечити точну синхронізацію пакету даних. В конфігурації блоку «Приймач даних АЦП» реалізовано схему автоматичної синхронізації (рис. 5.25).

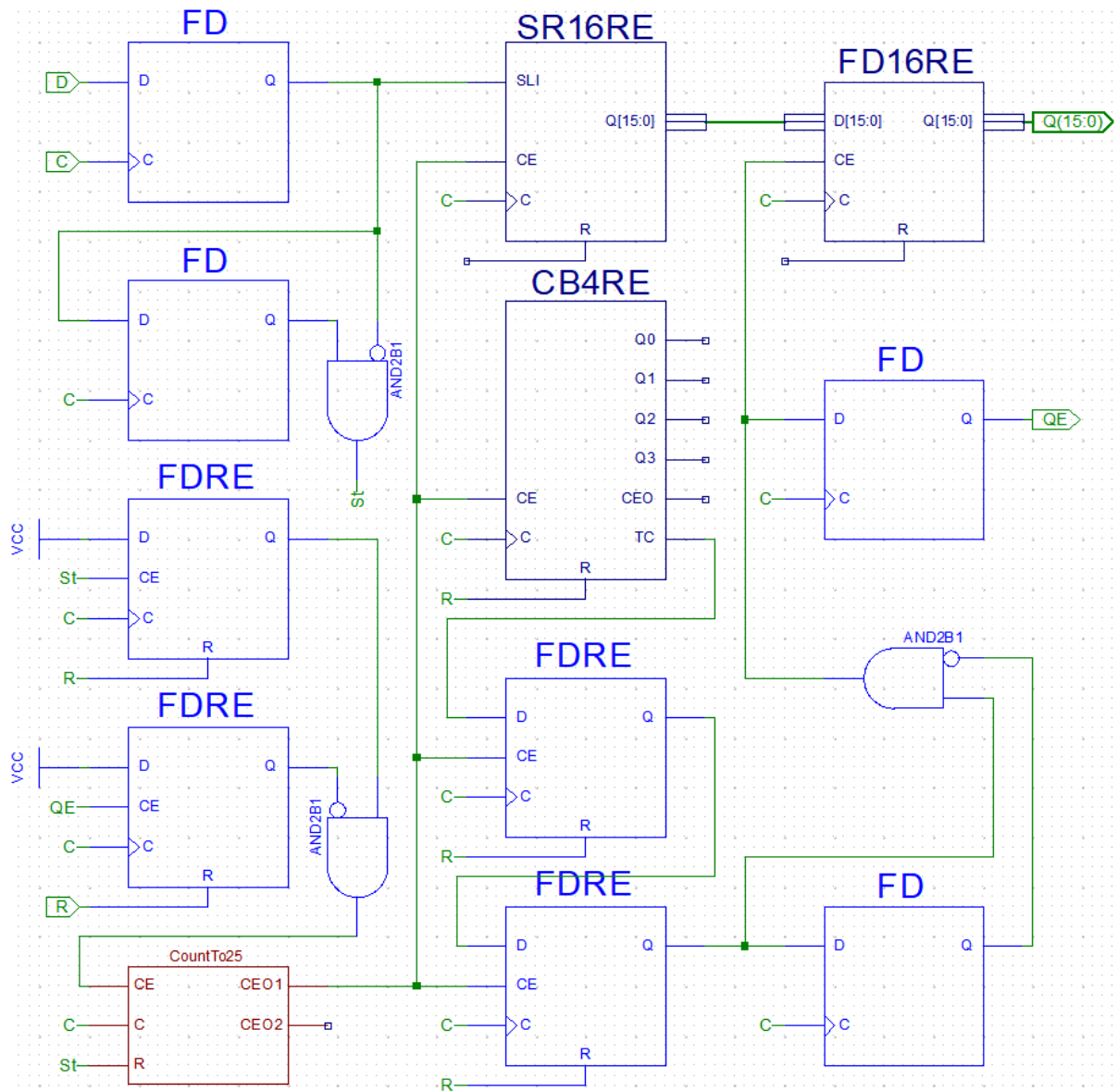


Рисунок 5.25 – Схема автоматичної синхронізації прийому даних

З метою зниження енергоспоживання, живлення тих чи інших інтерфейсів та блоків АЦП активується окремо, залежно від потреб для конкретного експериментального дослідження. Після досягнення заданого значення лічильником тривалості проведення експерименту блок реєстрації даних автоматично переводиться в режим «Очікування» до надходження нової команди. Після виконання серії експериментальних досліджень, блок реєстрації даних підключається з використанням перетворювача інтерфейсів до ПК для передавання збережених у ПЗП даних. Приймання даних реалізовано автоматичним розпізнаванням послідовності даних за допомогою шести паралельних блоків «SerialReceiver», що тактуються окремими тактовими сигналами (рис. 5.26).

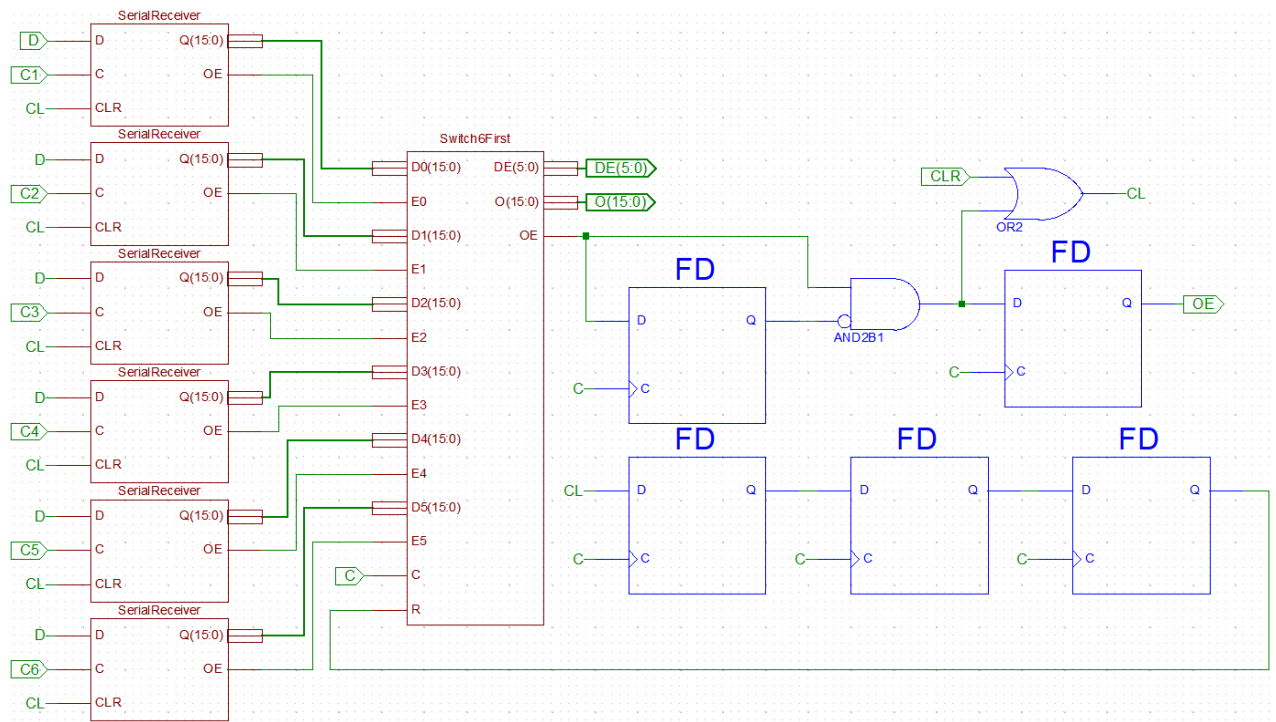


Рисунок 5.26 – Схема приймача-передавача зовнішнього інтерфейсу

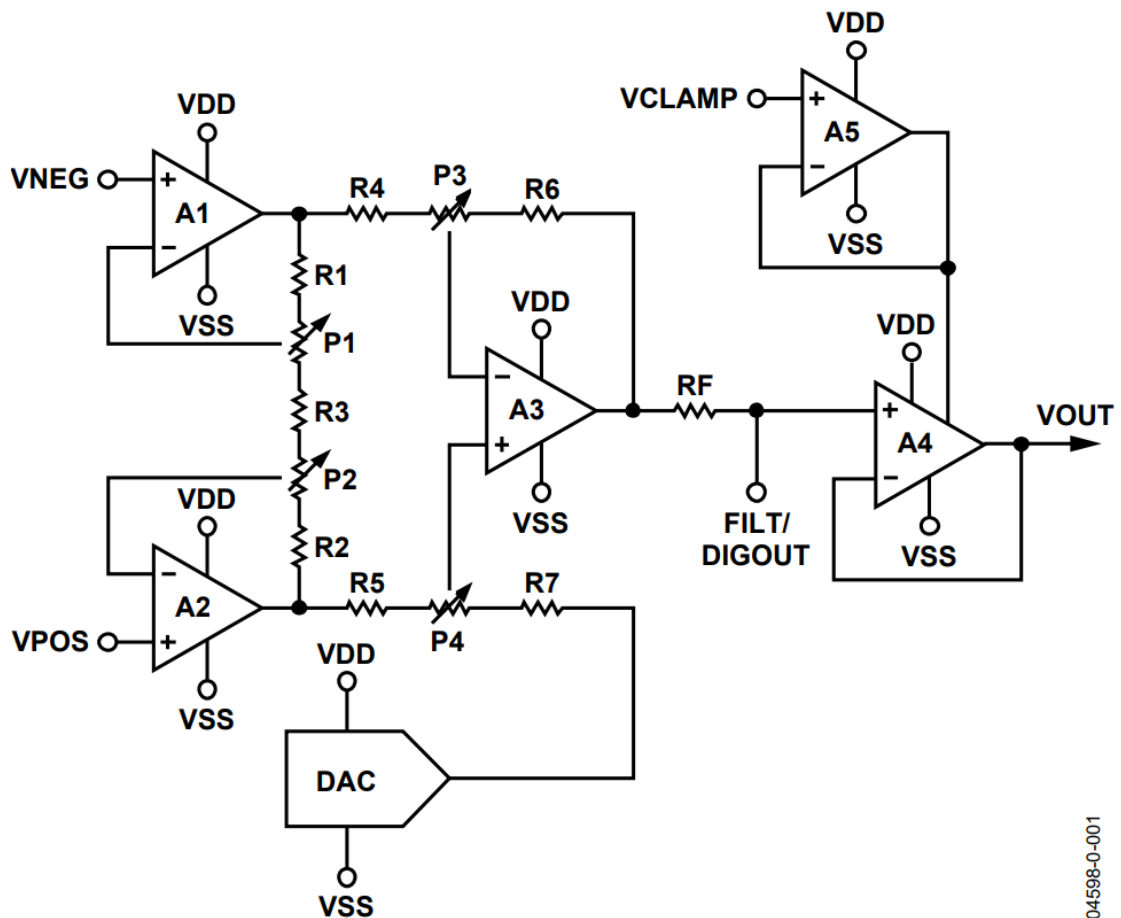
Їх тактування забезпечується шляхом рівномірного здвигу фази основного тактового сигналу. Достовірність реєстрації даних контролюється шляхом перевірки контрольної суми.

5.2.3 Синхронізація реєстрації даних з процесами термоімпульсного оброблення

Запуск процесу реєстрації даних можна організувати різними шляхами. При розробці автономного реєстратора розглядалися як контактні, так і безконтактні методи. До контактних належали такі, в яких для передавання сигналу на запуск використовується провідник. Це міг бути жертвний дріт, який пошкоджується під впливом високої температури, та для кожного експерименту використовується новий. Або командний сигнал передавався б на корпус реєстратора через стіл термоімпульсної машини, що мав би бути електрично ізольований від неї. До безконтактних належали, наприклад, керування запуском за радіо- або інфрачервоним сигналом. Також розглядався варіант запуску реєстратора за сигналом внутрішнього таймера. Однак, усі ці методи, окрім останнього, потребують доопрацювання обладнання і відповідно не можуть бути реалізованими на промисловому обладнанні.

В розробленому реєстраторі запуск процесу проводиться за тиском. Під час наповнення робочої камери термоімпульсної машини паливною сумішшю тиск у ній підвищується, а після закінчення робочого циклу знов повертається до атмосферного. Отже, коли датчик запуску, що розташовано всередині реєстратора, реагує на підвищення тиску до заданого рівня, реєстратор починає опитування датчиків та запис отриманих значень. По завершенні робочого циклу, коли тиск у робочій камері знижується до атмосферного, датчик запуску зупиняє роботу реєстратора.

Зчитування експериментальних даних та налаштування параметрів комплексу здійснюється за допомогою спеціально розробленої утиліти. Передбачена можливість збереження поточних налаштувань комплексу у вигляді файлів профілів та їх подальше завантаження. Аналіз та обробка отриманих даних здійснюється з використанням програмного забезпечення візуалізації та обробки даних системи ЧПК [79, 188].



04598-0-001

Рисунок 5.27 – Функціональна схема операційного підсилювача AD8555 [122]

Це програмне забезпечення має такі особливості: графічне відображення масивів даних у вигляді синхронізованих за часом графіків; можливість зручної інтерактивної навігації (масштабування, переміщення) у координатному полі вікна програми; можливість виконання математичних розрахунків над масивами даних, включаючи функції фільтрації та спектрального аналізу; автоматичне обчислення та відображення екстремумів графіків та середнього значення на заданому інтервалі; експорт та імпорт масивів даних; сортування в переліку масивів та пошук за заданими параметрами.

Точність реєстрації даних АЦП залежить від параметрів операційного підсилювача та мікросхеми АЦП. Точність передачі сигналу операційним підсилювачем визначається точністю задання коефіцієнта підсилення та здвигу нуля. Мікросхема операційного підсилювача AD8555, що використана в даному проєкті має два каскади підсилення (рис. 5.27).

Коефіцієнт підсилення G задається цифровими потенціометрами P_1 та P_2 для першого каскаду підсилення, P_3 та P_4 – для другого каскаду. Напряга зміщення нуля V_{DAC} задається 8-бітним цифро-аналоговим перетворювачем (DAC). Таким чином, рівень вихідного сигналу V_{OUT} визначається виразом:

$$V_{OUT} = G \cdot (V_{POS} - V_{NEG}) + V_{DAC}, \quad (5.5)$$

де V_{POS} та V_{NEG} – напруга на позитивному і негативному вході мікросхеми, відповідно.

Напряга зміщення нуля V_{DAC} визначається виразом:

$$V_{DAC} = \left(\frac{Code_{DAC} + 0,5}{256} \right) \cdot (V_{DD} - V_{SS}) + V_{SS}, \quad (5.6)$$

де $Code_{DAC}$ – цифровий код DAC в діапазоні від 0 до 255; V_{DD} та V_{SS} – напруга на позитивному та негативному входах живлення.

Коефіцієнт підсилення G може приймати значення від 70 до 1280 та представляє собою добуток коефіцієнтів підсилення першого та другого каскадів (G_1 та G_2 відповідно):

$$G = G_1 \cdot G_2. \quad (5.7)$$

Коефіцієнт підсилення першого каскаду G_1 залежить від заданого коду $Code_{G_1}$ ($0 \dots 127$) і може приймати значення від 4,0 до 6,4, що визначається виразом:

$$G_1 = 4 \cdot \left(\frac{6,4}{4}\right)^{\left(\frac{Code_{G_1}}{127}\right)}. \quad (5.8)$$

Коефіцієнт підсилення другого каскаду G_2 залежить від заданого коду $Code_{G_2}$. Аналоговий сигнал, що виходить з операційного підсилювача, подається на вхід мікросхеми АЦП, яка виконує 16-бітне перетворення. Значення отриманого цифрового коду $Code_{OUT}$ визначається виразом:

$$Code_{OUT} = \frac{65536}{V_{DD}} V_{OUT}. \quad (5.9)$$

Таким чином, взаємозв'язок між величиною напруги на диференційному вході та значенням вихідного цифрового коду визначається наступним виразом:

$$Code_{OUT} = \frac{65536}{V_{DD}} \left[G_1 G_2 (V_{POS} - V_{NEG}) + \left(\frac{Code_{DAC} + 0,5}{256}\right) \cdot (V_{DD} - V_{SS}) + V_{SS} \right]. \quad (5.10)$$

На практиці значення напруги зміщення нуля V_{DAC} , коефіцієнтів G_1 та G_2 мають відхилення, що вносять похибку у визначення величини вихідного коду $Code_{OUT}$. Допустимі показники точності, визначені технічною документацією на операційний підсилювач.

Реальні значення відхилень є унікальними для кожної окремої мікросхеми, а їх визначення дозволяє виконати корегування вихідного коду і підвищити точність аналого-цифрового перетворення. Для визначення відхилень необхідно встановити точний взаємозв'язок значення вихідного коду $Code_{DAC}$ з величиною вхідної напруги $\Delta V = V_{POS} - V_{NEG}$.

Запропоновано наступний шлях калібрування блоків АЦП. На першому етапі необхідно визначити рівень нуля, тобто встановити значення $Code_{OUT0}$, що відповідає $\Delta V = 0$. Для цього на вхід подається близька до нуля напруга і фіксується значення $Code_{OUT+}$. Наступним кроком необхідно змінити полярність подачі напруги, тобто підключити позитивний вихід задавача напруги до входу V_{NEG} , а негативний – до входу V_{POS} і зафіксувати значення $Code_{OUT-}$.

Середня величина отриманих значень буде відповідати коду нульового рівня напруги:

$$Code_{OUT0} = \frac{Code_{OUT+} + Code_{OUT-}}{2}. \quad (5.11)$$

На другому етапі встановлюються дійсні значення напруги зміщення нуля V_{DAC} та коефіцієнтів G_1 та G_2 , що відповідають кодам $Code_{DAC}$, $Code_{G_1}$, та $Code_{G_2}$. Для цього необхідно встановити залежність $Code_{OUT}$ від відповідних параметрів, знайти величину відхилення від теоретичної залежності та визначити корегувальні характеристики для кожного з перелічених параметрів. Оскільки кожен з цих етапів передбачає реєстрацію великої кількості даних при різних значеннях параметрів, було створено програмну утиліту, що автоматизує цей процес. Утиліта виконує послідовний перебір значень кодів $Code_{DAC}$, $Code_{G_1}$, та $Code_{G_2}$, передачу їх в блок АЦП, реєстрацію значень $Code_{OUT}$, обчислення відповідного теоретичного значення ΔV та запис отриманих результатів у файл. Подальший аналіз отриманих результатів дозволяє встановити величини похибок «Блоків АЦП» та корегувальні характеристики.

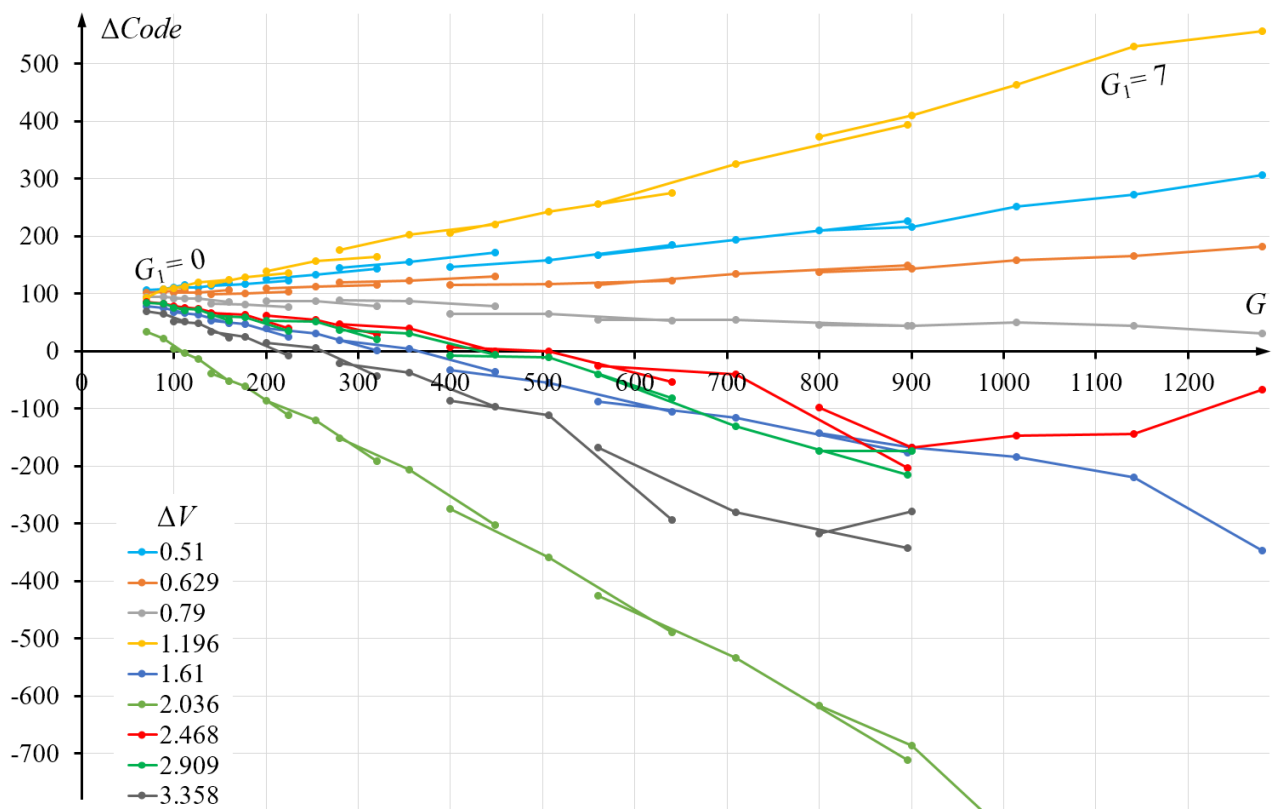


Рисунок 5.28 – Приклад корегувальних характеристик блоку АЦП

Приклад отриманих характеристик корегування коду для одного з АЦП наведено на рис. 5.28. Урахування отриманих показників при обчисленнях значень тиску дозволяє виключити систематичну похибку результатів вимірювань та підвищити точність даних, зареєстрованих розробленим апаратно-програмним комплексом.

Розроблений спеціалізований автономний програмно-апаратний комплекс забезпечує реєстрацію результатів експериментів в умовах обмеженого об'єму внутрішнього простору реєстратора, їх збереження в ПЗП і подальшу передачу на ПК для аналізу та обробки, і для подальшого використання в ланцюзі роботи цифрового близнюка процесу.

5.3 Програмне забезпечення створення цифрових близнюків автоматизованого термоімпульсного обладнання

Представлені у розд. 2 моделі робочих процесів термоімпульсного обладнання необхідні не тільки для визначення режимів термоімпульсного оброблення. Вони мають використовуватись для побудови законів керування виконавчими механізмами систем обладнання, які в подальшому закладатимуться у алгоритми роботи числової системи керування обладнанням. Тому математичні моделі систем термоімпульсного обладнання мають включати опис роботи усіх їхніх елементів.

При побудові таких моделей слід виходити з вимог обчислювальної ефективності. Їх можна будувати на основі загальної системи визначальних рівнянь (2.1)–(2.12), але зважаючи на наявність у пневмогазових системах термоімпульсного обладнання трубопроводів з достатньо великою загальною довжиною та різноманітних виконавчих механізмів, така модель матиме невиправдано велику кількість елементів сітки, обчислюватись десятками годин, тому будувати на ній алгоритми управління для систем ЧПК обладнанням. Альтернативним підходом, який активно розвивається в останні роки для імітаційного моделювання гідравлічних та газових систем, є застосування комбінованих 3D-1D моделей, в яких тривимірне моделювання течії застосовується лише для нестандартних елементів, тоді як для стандартних використовують методи теорії гідравлічних ланцюгів, що оперують інтегральними балансами потоків та гідравлічними опорами [1, 94].

В найпростішому вигляді алгоритм побудови 3D-1D моделі виглядає наступним чином. Падіння повного тиску ΔP на якомусь стандартизованому елементі газового тракту визначається як

$$\Delta P = \zeta \frac{\rho v^2}{2} = \zeta \frac{\rho}{2} \cdot \left(\frac{Q}{S}\right)^2, \quad (5.12)$$

де ζ – коефіцієнт гідравлічного опору елемента (зазвичай задається за даними довідників чи виробників обладнання); v – локальна швидкість течії; Q – об’ємна витрата; S – площа поперечного перетину елемента.

Якщо система містить елементи, що призводять до стрибкоподібних змін витрат з часом (відкриття/закриття клапанів, включення/відключення насосів тощо), на газ починають діяти інерційні сили які також мають бути враховані. Це можна зробити додаванням до виразу (5.12) інерційного члену:

$$\Delta P = \zeta \frac{\rho}{2} \cdot \left(\frac{Q}{S}\right)^2 + \frac{F_{\text{in}}}{S} = \zeta \frac{\rho}{2} \cdot \left(\frac{Q}{S}\right)^2 + \frac{\rho L}{S} \frac{dQ}{dt}, \quad (5.13)$$

де L – довжина відповідного елемента системи.

Використовуючи для розв’язання рівняння (5.13) лінеаризовану ітераційну процедуру для обчислення перепаду тиску отримаємо:

$$\Delta P - kQ^{n+1} = \frac{\rho L}{S} \frac{Q^j}{\Delta t}, \quad (5.14)$$

де $k = \zeta \frac{\rho}{2} \cdot \frac{Q^{n+1}}{S^2} + \frac{\rho L}{S \Delta t}$; $j = 0, \dots, T$; n – номер ітерації.

Для зв’язку тривимірної області з одновимірною як граничні умови задаються значення масової витрати $G_{\text{вх}}$ на вході і значення тиску $P_{\text{вих}}$ на виході, розраховані в одновимірній області. З тривимірної в одновимірну область передаються значення перепаду тиску.

Ефективність такого підходу підтверджують, наприклад, приклади його застосування для аналізу потоку на випускному тракці вихлопних газів двигуна [94]. У 3D-підході моделювання зайняло близько 7 діб, а у 1D–3D варіанті розрахунки здійснювались протягом 30 хвилин. Цей час все ще занадто великий для побудови алгоритмів управління для систем ЧПК. Тому у новітніх роботах з моделювання скла-

дних гідравлічних та газових систем активно досліджуються можливості застосування ROM моделей (reduced-order model – моделі зниженого порядку), побудованих на базі серії числових розрахунків та машинного навчання з використанням нейронних мереж [105, 144, 64].

Для ефективного застосування такого підходу окрім побудови ROM моделей процесів необхідне визначення адекватних значень гідравлічних опорів ζ виконавчих механізмів, які входять у вирази (5.12)–(5.14). Виробники різноманітних клапанів, що можуть застосовуватись в пневмогазових системах термоімпульсного обладнання, надають такі значення лише для випадків квазистатичної течії, тоді як для термоімпульсної обробки характерними є нестационарні та перехідні режими, зважаючи на швидкоплинність робочих процесів. Це потребує додаткової побудови моделей роботи клапанів, що застосовуються в пневмогазових системах термоімпульсного обладнання.

5.3.1 Методика побудови імітаційних моделей виконавчих елементів систем термоімпульсного обладнання

Для організації точного управління роботою пневмогазових систем термоімпульсного обладнання використовуються електромагнітні клапани (рис. 5.29). Ці клапани не мають можливості безперервного регулювання витрати компонента, що подається.

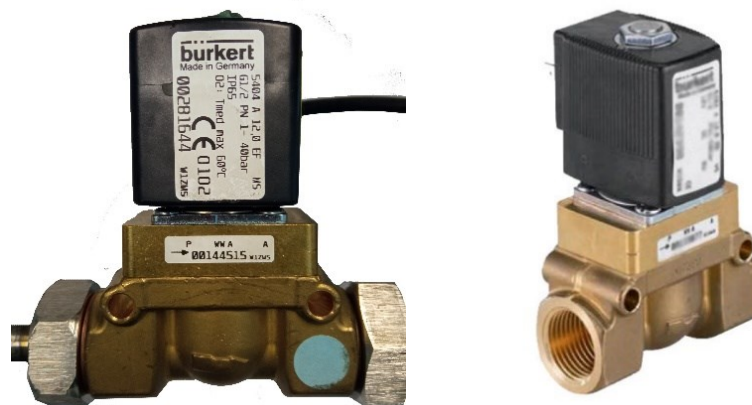


Рисунок 5.29 – Електромагнітний клапан «Burkert», використовуваний у пневмогазовій системі термоімпульсної установки

Застосування запропонованої концепції забезпечення витрати за допомогою

надкритичних сопел забезпечує прогнозовану витрату компонента, що подається в режимі усталеного газу наповнення, але не враховує перехідні процеси відкриття / закриття керуючих клапанів, що може істотно впливати на точність [49].

Окрім наявності перехідних процесів відкриття / закриття, електропневмоклапан має низькі динамічні властивості, що є особливістю електромеханічних систем з пневмоусиленням. Ця особливість функціонування застосованих клапанів істотно ускладнює застосування програмних регуляторів положення, які застосовуються в системах ЧПК. Іншою особливістю управління такими клапанами є відсутність можливості реалізації безперервного реверсивного регулювання положення керованого об'єкта. З цієї причини характер наближення фактичного стану об'єкта управління до заданого повинен мати аперіодичний характер.

Перевірка гіпотези про характер зміни витрат через керуючий клапан проведена дослідженням процесів випуску газу з ресивера в атмосферу. Схема апаратної частини, застосованої для цього дослідження наведено на рис. 5.30. Вимірювання тиску проводилося датчиками тиску типу TSZ-6002-G-S-20-X(G1/4)-1-K-QV-Q0 та типу MERET. Осцилограма змінення тиску в магістралі подачі при відкриванні / закриванні клапану наведена на рис. 5.31. За отриманою осцилограмою змінення тиску в магістралі подачі газу при відкриванні та закриванні клапану побудовано імітаційну модель поведінки спрацьовування клапану (рис. 5.32) для подальшого використання її при налаштуванні адекватного сигналу керування системою.

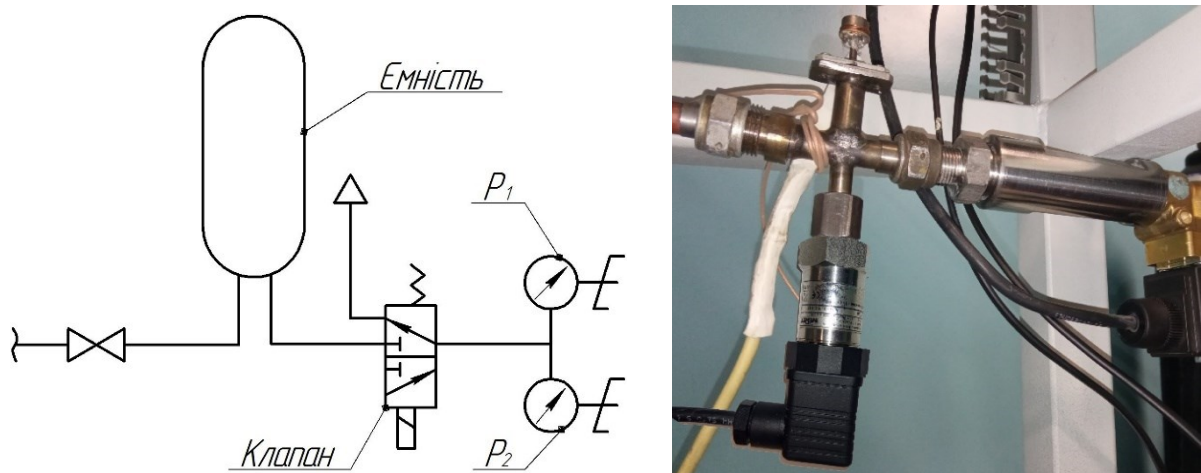


Рисунок 5.30 – Дослідженні процесів випуску газу з ресивера в атмосферу

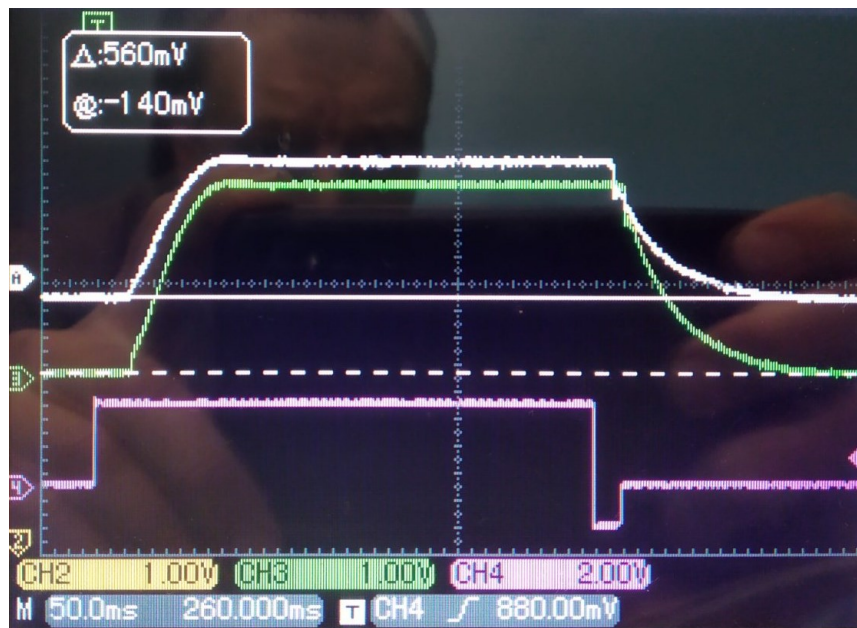


Рисунок 5.31 – Осцилограма змінення тиску в магістралі подачі при відкриванні/закриванні клапану

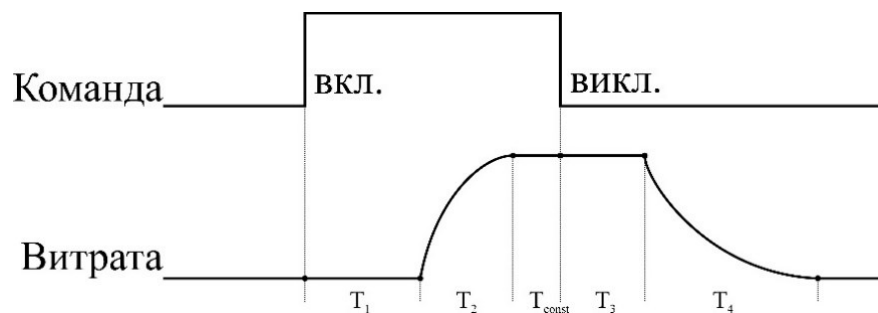


Рисунок 5.32 – Модель ввімкнення/вимкнення клапану подачі газу в ресивер/камеру

Імітаційна модель спрацьовування клапану (рис. 5.32) має наступні характерні ділянки:

- T_1 – затримка ввімкнення пневмоклапану;
- T_2 – тривалість відкриття й набирання повної витрати пневмоклапану;
- T_3 – затримка вимкнення пневмоклапану впуску;
- T_4 – тривалість закриття й припинення витрати через клапан;
- T_{const} – тривалість витрати при повному відкритті прохідної частини.

Найменша частина газу, що поставляється клапаном при повному відкритті прохідної секції, буде отримана за умови команди вимкнення в момент повного потоку в кінці інтервалу T_2 .

При цьому у діаграмі змінення витрат не буде інтервалу часу T_{const} . У такому випадку команда керування клапаном повинна проводитися протягом певного періоду часу:

$$t_{кер} = T_1 + T_2, \quad (5.15)$$

а час, протягом якого буде відбуватися подача газу:

$$t_{подачі} = T_2 + T_3 + T_4. \quad (5.16)$$

Маса газу, що пройшла через клапан в цьому випадку, визначається як:

$$M_1 = M(T_2) + vZ_{4m_max}, \quad (5.17)$$

де $M(T_2)$ – маса газу, яка пройшла через клапан за час T_2 ; vZ_{4m_max} – маса газу, яка пройшла через клапан за час T_3 ; $M(T_4)$ – маса газу, яка пройшла через клапан за час T_4 .

Нехтуючи нелінійністю змінення споживання на ділянках T_2, T_4 із збереженням заданої точності для управління клапанами можна вважати, що:

$$M_1 = v(0,5T_2 + T_3 + 0,5T_4)_{m_max}. \quad (5.18)$$

При необхідності подачі частини газу менше M_1 , тривалість контрольного імпульсу відкриття клапану треба зменшити. Природно припустити, що з тривалістю $t_{кер} = T_1$ клапан не встигає повністю відкритися і маса порції буде нульовою.

При частковому відкритті клапана тривалість імпульсу керування задовольняє умові:

$$T_1 \leq t_{кер} \leq T_1 + T_2.$$

Фронт наростання витрати можна апроксимувати виразом:

$$v_m(t) = v \sin\left(\frac{\pi t}{180T_2}\right)_{m_max}, \quad (5.19)$$

аналогічно фронт спаду витрати через клапан апроксимується виразом:

$$v_m(t) = v \left(1 - \sin\left(\frac{\pi t}{180T_4}\right)\right)_{m_max}. \quad (5.20)$$

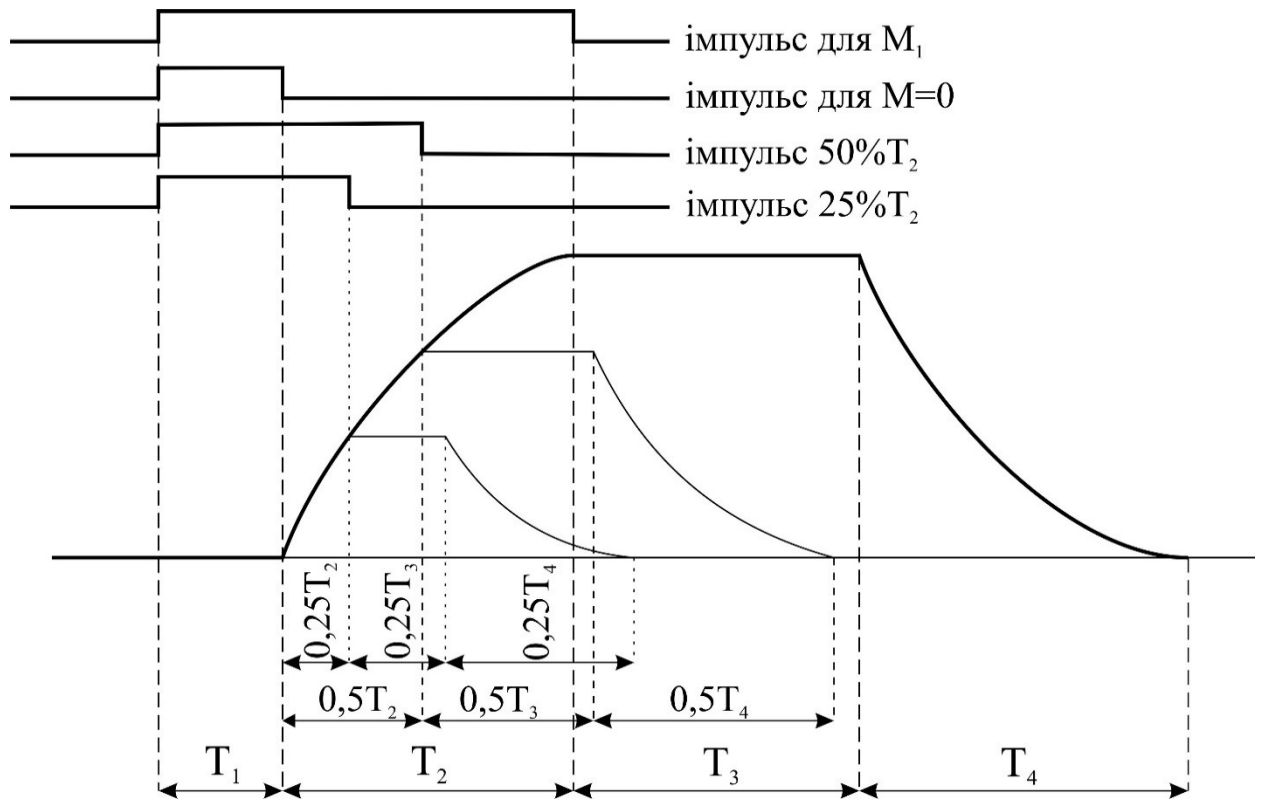


Рисунок 5.33 – Модель імпульсів відкриття клапана подачі газу

У разі коли сигнал керування не дорівнює повному періоду спрацьовування клапану (рис. 5.33) тривалість «третьої» і «четвертої» фази клапана буде пропорційною тривалості «другої» фази увімкнення клапана:

$$\left. \begin{aligned} t_3 &= \left(\frac{t_2}{T_2} \right) T_3 \\ t_4 &= \left(\frac{t_2}{T_2} \right) T_4 \end{aligned} \right\} \quad (5.21)$$

При цьому площа, обмежена відповідною діаграмою зміни витрати, дорівнює масі частини газу, що подається через клапан. На рис. 5.34 показаний алгоритм роботи системи в кожному тракті управління в залежності від стану дискретних керуючих сигналів клапанів подачі газу за зміною витрати через відповідний клапан. У процесі такого моделювання в залежності від послідовності і тривалості дії керуючих сигналів визначаються фази функціонування клапанів, величини витрати газу через нього, величина масового заряду в посудинах, тощо.

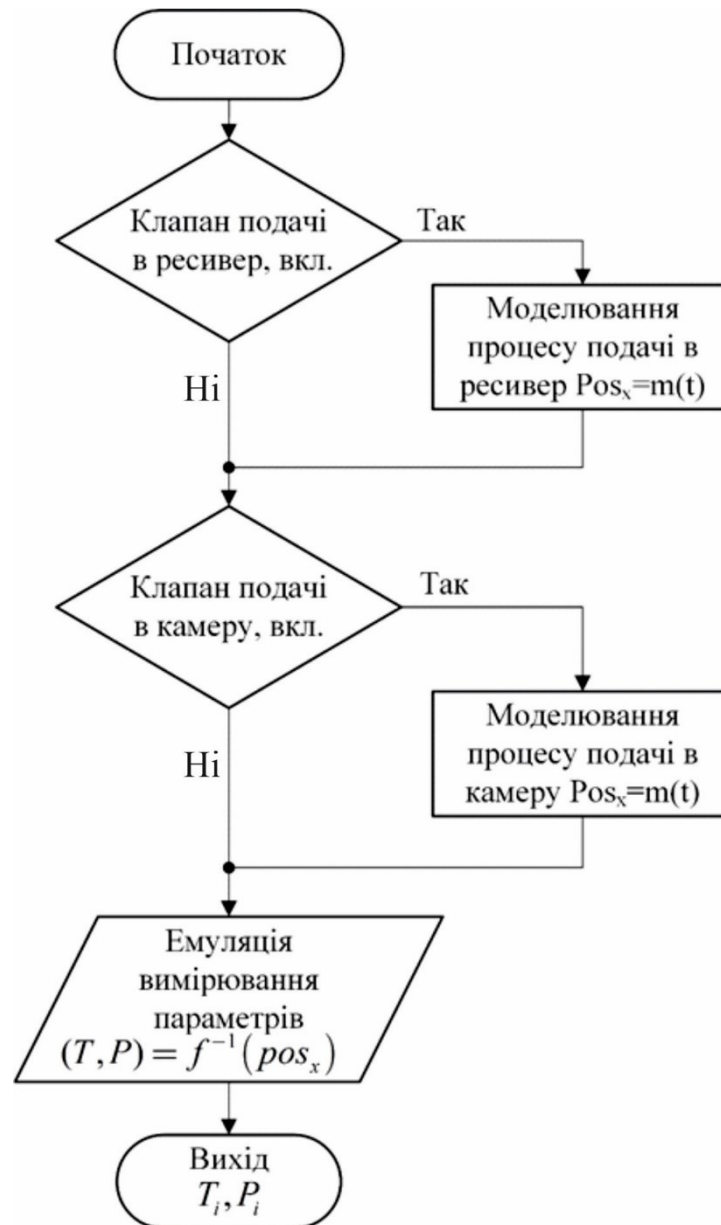


Рисунок 5.34 – Алгоритм імітаційного моделювання управління газових трактів

5.3.2 Побудова цифрових близнюків термоімпульсного обладнання на базі комбінованих моделей

Основним елементом цифрового близнюка є розрахункова схема, що забезпечує інтегрування вирішувача ANSYS [136] (рис. 5.35) визначення режимів роботи устаткування й моделювання роботи устаткування кожному з них. На сьогоднішній день в системі ANSYS реалізовано два варіанти побудови ROM моделей – статичні (для сталих та квазістаціонарних течій) у базовому варіанті системи, і динамічних (для нестационарних течій) у вигляді АСТ розширень.

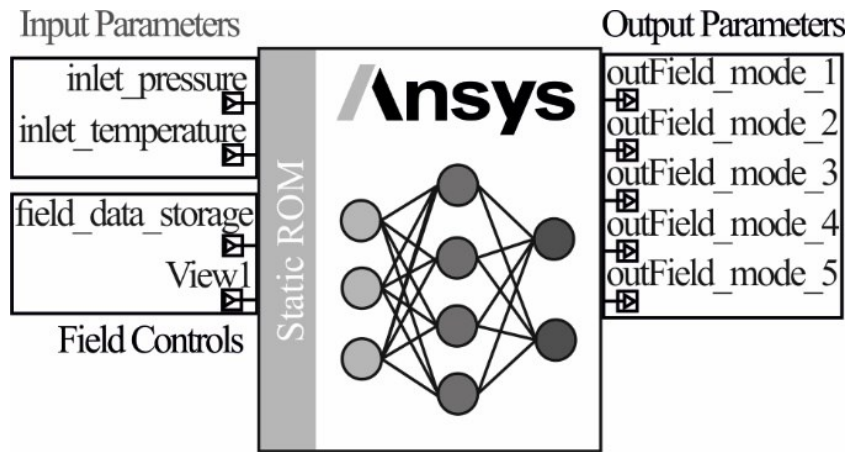


Рисунок 5.35 – Приклад елемента управління ANSYS-ROM моделі

Ліва частина схеми «Static ROM» відображає вхідні параметри процесу, які надходять або у вигляді сформованих табличних даних у кодї програми, або задаються в аналітичному вигляді, зокрема для моделі, що імітує роботу пневмогазових систем термоімпульсного обладнання, такими є зміна тиску і температур на вході. У правій частині цієї схеми представлений перелік можливих режимів роботи елемента системи.

Вхідні дані можуть бути завантажені декількома способами. Найпростіший полягає у прямому завантаженні заздалегідь підготовленої бази даних безпосередньо у вікні ROM Builder. Іншим варіантом є використання стандартних блок-схем та графіків, що описують, наприклад, вхідний сигнал аналітичними залежностями від часу (рис. 5.36).

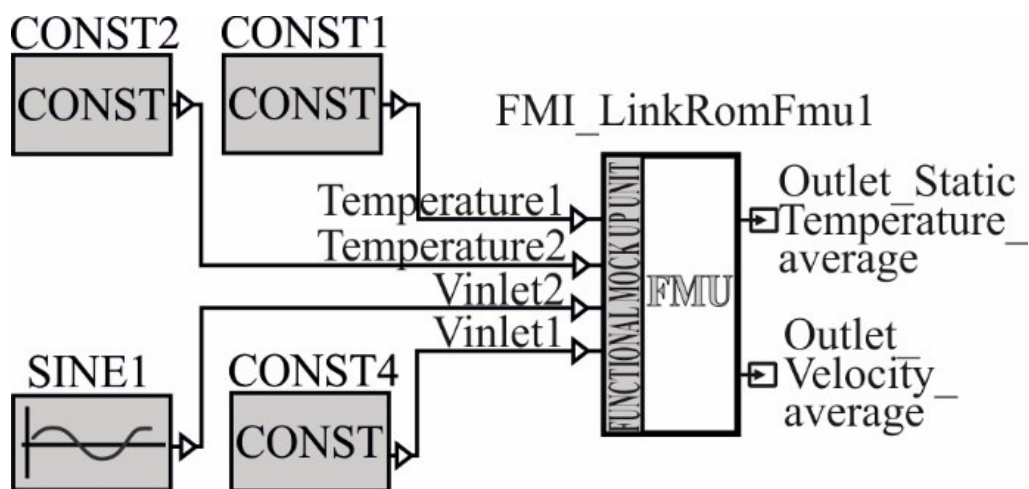


Рисунок 5.36 – Задання вхідних параметрів за допомогою стандартних блок-схем аналітичних функцій

Крім того, вхідні дані для моделювання можуть бути отримані за допомогою передачі даних про тиск і температур з відповідних датчиків. Стандартні бібліотеки, наприклад «Sensors», містять цифрові аналоги практично будь-якого з існуючих датчиків тиску або температури. Для створення цифрового близнюка аналізованого контуру термоімпульсної установки використано датчики: Absolut Pressure, Absolut Temperature.

Більш просунутий спосіб створення цифрового близнюка з можливістю моніторингу й зміни вхідних даних для розрахункової ROM моделі вимагає написання спеціальних програмних додатків, розширень користувачів або макросів. Також в ANSYS Twin Builder можна використати спрощену аналітичну модель попередньої частини системи за допомогою комплектуючих стандартних блоків власної бібліотеки TwinBuilder (рис. 5.37), або інтегрованої в нього бібліотеки компонентно-орієнтованої мови Modelica. Після цього цифровий близнюк досліджуваного процесу набуває схематичного виду.

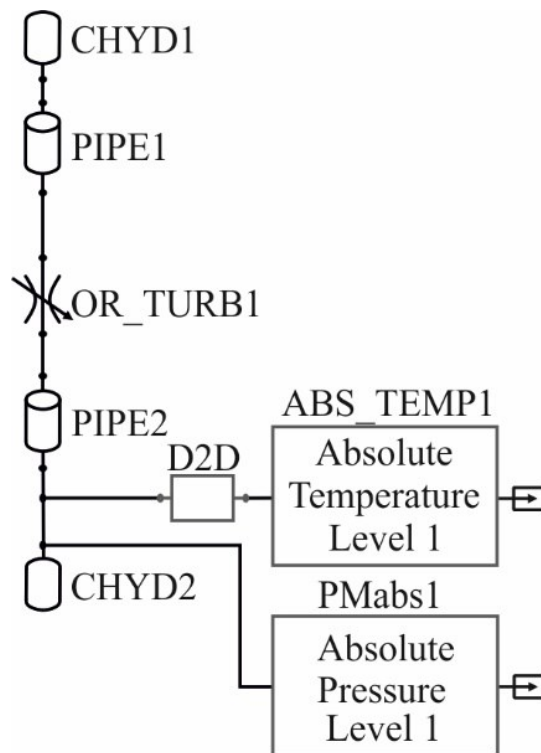


Рисунок 5.37 – Цифровий близнюк блоку наповнення резервуару за стандартною бібліотекою ANSYS Twin Builder

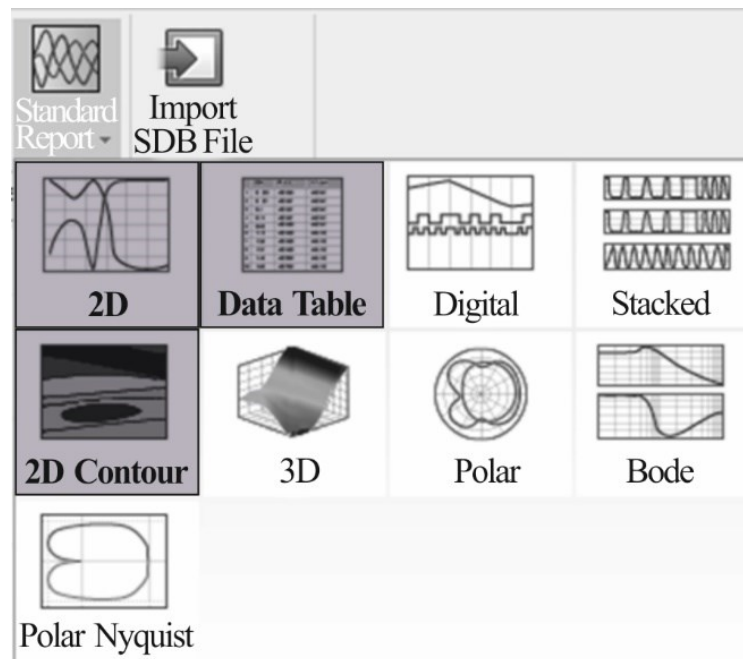


Рисунок 5.38 – Інструменти «2D plot» обробки та візуалізації режимів роботи цифрового близнюка

Для перегляду результатів існує велика кількість інструментарію, проте при створенні цифрового близнюка досліджуваного процесу, на кшталт залежностей від часу тиску й температури, для візуалізації графіків використано зазначені на рис. 5.38 інструменти «2D plot» програми TwinBuilder.

В роботі [48] описано методику побудови ROM-моделі нестандартних елементів пневмогазових систем термоімпульсного обладнання на прикладі змішувача двокомпонентної газової суміші. Проведення порівняння роботи цифрового близнюка з обладнанням, виконано оцінку точності вихідних параметрів числових експериментів з натурними. На завершальному етапі цифровий близнюк інтегрується у автоматизовану систему керування процесом генерації паливної суміші.

Побудова цифрового двійника блоку змішувача системи генерації паливної суміші була проведена за допомогою програмного забезпечення ANSYS Fluent та ANSYS TWIN Builder. На першому етапі було проведено комплексне моделювання газодинамічного процесу сумішоутворення з різним компонентним складом у ANSYS Fluent, із метою визначення параметрів які в подальшому були передані у блок ROM моделі необхідної для створення цифрового близнюка в ANSYS Twin Builder. Передача ROM моделі відбувалась в форматі FMU.

Для газодинамічного розрахунку була підготовлена модель яка являє собою внутрішню порожнину ділянки змішувача генератора газової суміші та частини корпусу змішувача, який потрібен для врахування теплообміну при критичному перепаді тиску в жиклерах. Моніторинг проводився з урахуванням середнього значення молярної концентрації кисню та метану на виході зі змішувача. Даний розрахунок більш докладніше описаний в роботі [49]. Для підготовки кадрів, необхідних при побудові ROM моделі, було проведено серію розрахунків. Блок схема комплексного параметричного газодинамічного розрахунку представлено на рис. 5.39. Для створення цифрового двійника цього процесу у якості початкових параметрів було вибрано тиск на вході палива та окиснювача. У якості контролюючих (вихідних параметрів) було вибрано параметри молярної концентрації компонентів газової суміші, параметр якості газової суміші записаний у вигляді:

$$\left(\sqrt{\text{areaAve} \left(\left(\text{areaAve} \left(\text{CH4IdealGas.MolarFraction} \right) @\text{Outlet} \right) - \text{CH4IdealGas} . @\text{MolarFraction} \right)^2} @\text{Outlet} \right) / \left(\text{areaAve} \left(\text{CH4IdealGas} . \text{MolarFraction} \right) @\text{Outlet} \right)$$

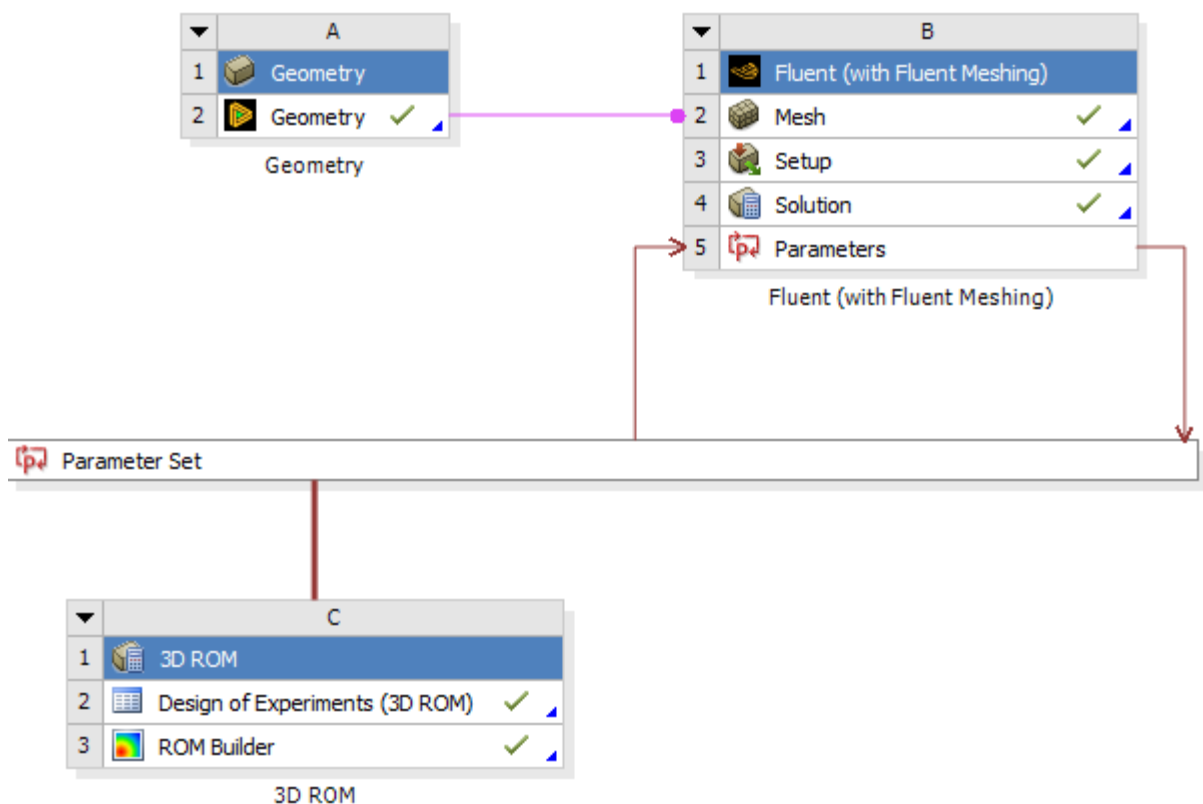


Рисунок 5.39 – Блок-схема комплексного параметричного аналізу

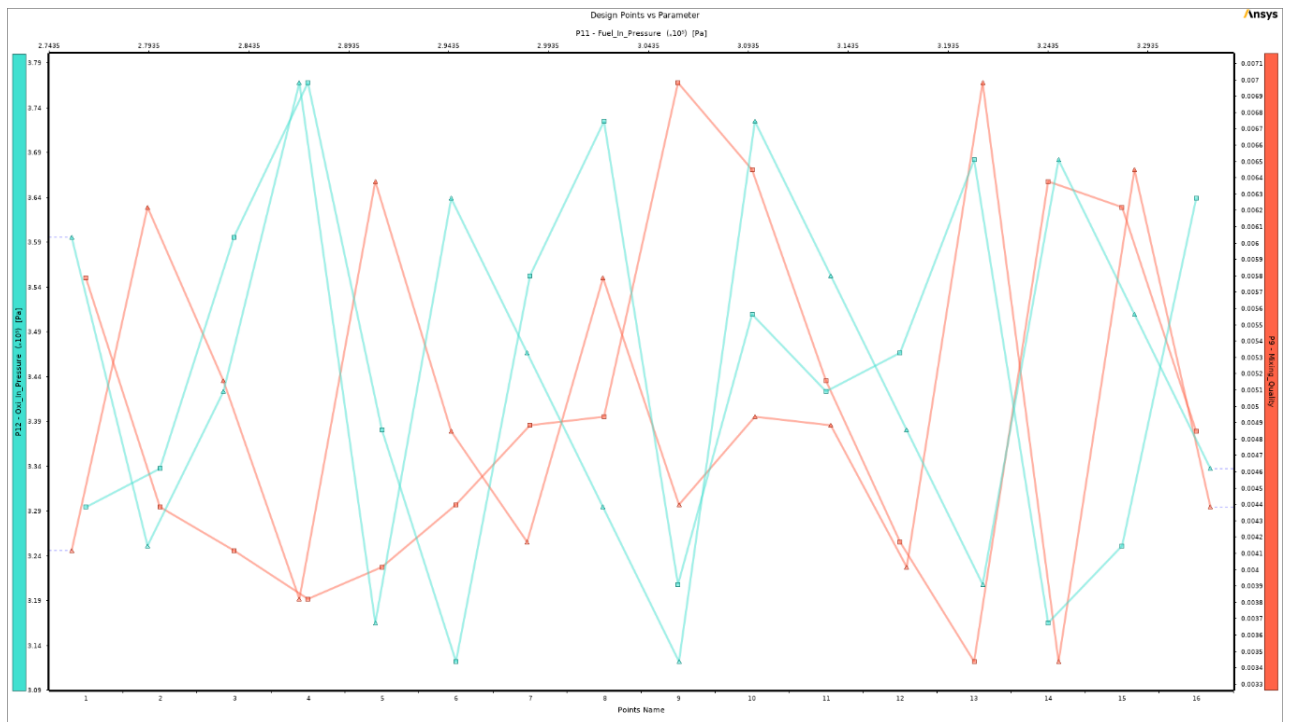


Рисунок 5.40– Таблиця числового експерименту побудови ROM моделі

Виходячи з діапазону змінення вхідних параметрів для розрахунків вихідних характеристик, необхідних для побудови ROM моделей будується таблиця числового експерименту (рис. 5.40), яка наглядно показує діапазон залежності вхідних параметрів тиску від вихідного параметру якості газової суміші.

Після комплексної серії газодинамічних розрахунків були отримані знімки, які є вхідними даними для створення цифрового двійника блоку змішувача системи генерації паливної суміші (рис. 5.41). На цьому графіку представлено по осі абсцис номери знімків, а по осі ординат Infinity Norm Error.

Створена в ANSYS Fluent спрощена модель змішувача може вважатися завершеним цифровим двійником даного елемента системи. Одночасно з цим, розглядаючи змішувач як окрему структурну компоненту деякої гідравлічної системи, отримана FMU-модель змішувача буде виступати структурною одиницею контуру вищого порядку, наприклад: «балон – змішувач – робочий резервуар». У будь-якому з цих розрахункових випадків отриману модель слід завантажити у проєкт ANSYS Twin Builder як окрему компоненту (рис. 5.42). Під час додавання FMU-моделі змішувача необхідно звернути увагу на вхідні та вихідні параметри, що переносяться з моделлю, створені при побудові ROM-моделі.

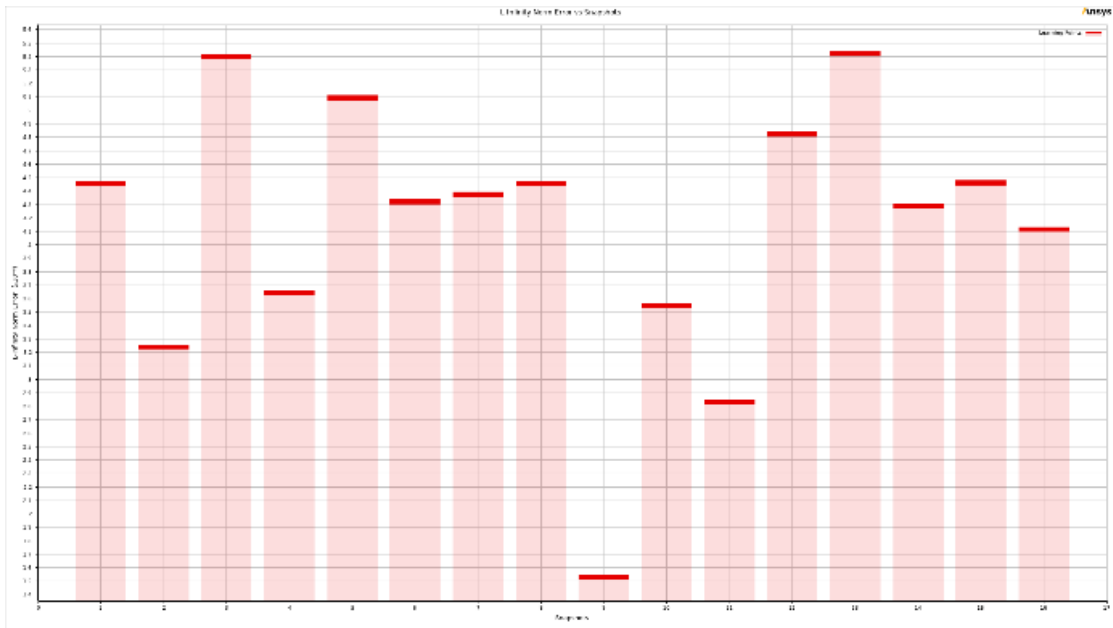


Рисунок 5.41 – Знімки вхідних даних для цифрового двійника блоку змішувача системи генерації паливної суміші

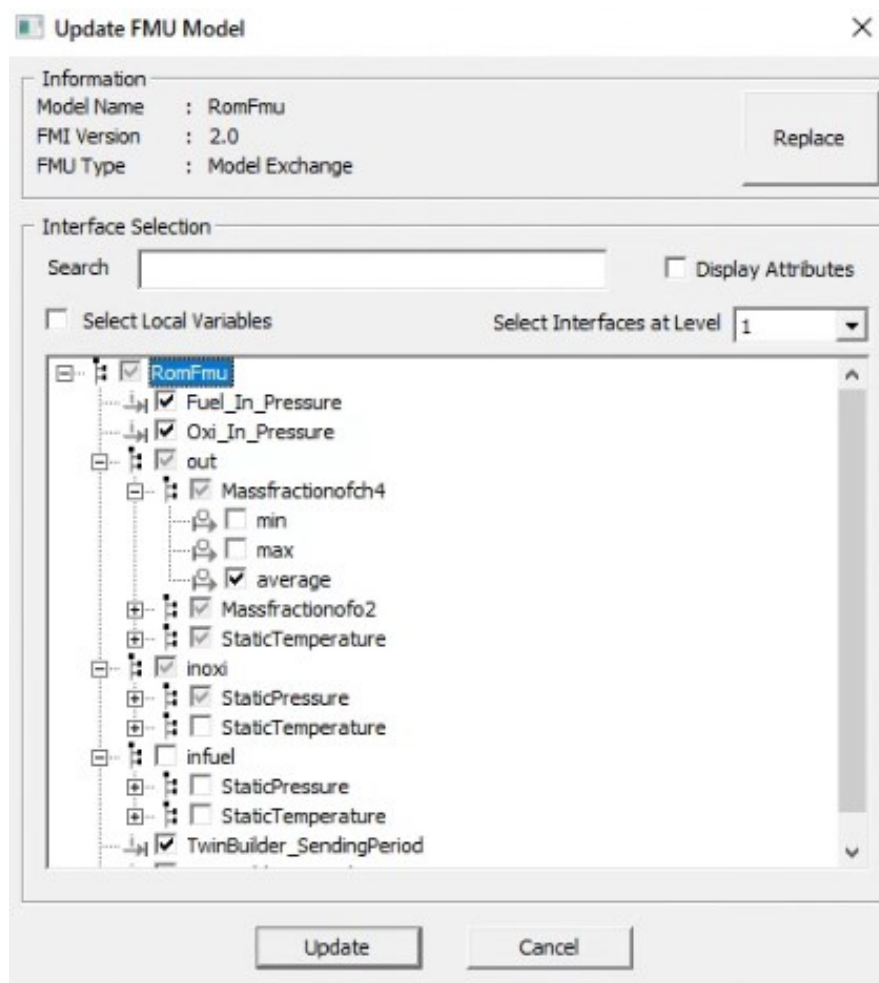


Рисунок 5.42 – Налаштування вхідних та вихідних параметрів під час створення FMU-моделі змішувача в ANSYS Twin Builder

Тому на етапі додавання змішувача в схему цифрового двійника треба відмітити всі параметри моделі, які необхідні для подальшого моделювання, після чого завершити її імпорт. В наведеному прикладі початковими параметрами тут служать зазначені в параметричному дослідженні ANSYS Fluent величини тисків $Fluel_in_Press$ і $Fluel_in_Oxi$ на виходах з двох балонів газів, що змішуються. Як вихідні та контрольні параметри було визначено величину масової частки кожного з компонентів суміші на виході змішувача.

У ANSYS Twin Builder існує велика кількість способів завдання даних, що описують роботу обладнання або окремої його ланки. Вхідні параметри для отриманої ROM-моделі змішувача можна завантажити із зовнішнього носія в табличному форматі, використовувати дані «кадрів» – заздалегідь збережених вимірів з датчиків на деякому проміжку часу або ж організувати за допомогою додаткових макросів безперервну потокову передачу даних з обладнання під час його роботи. При використанні змішувача у складі цифрового близнюка вищого порядку, вхідні параметри для змішувача визначаються вихідними параметрами елемента, що йому передуює у схемі системи, наприклад, значеннями тисків газів на виході кожного з балонів. Для тарування та верифікація роботи змішувача, достатньо використовувати стандартну схему «2D Lookup Table» для визначення значень тиску на кожному вході в змішувач.

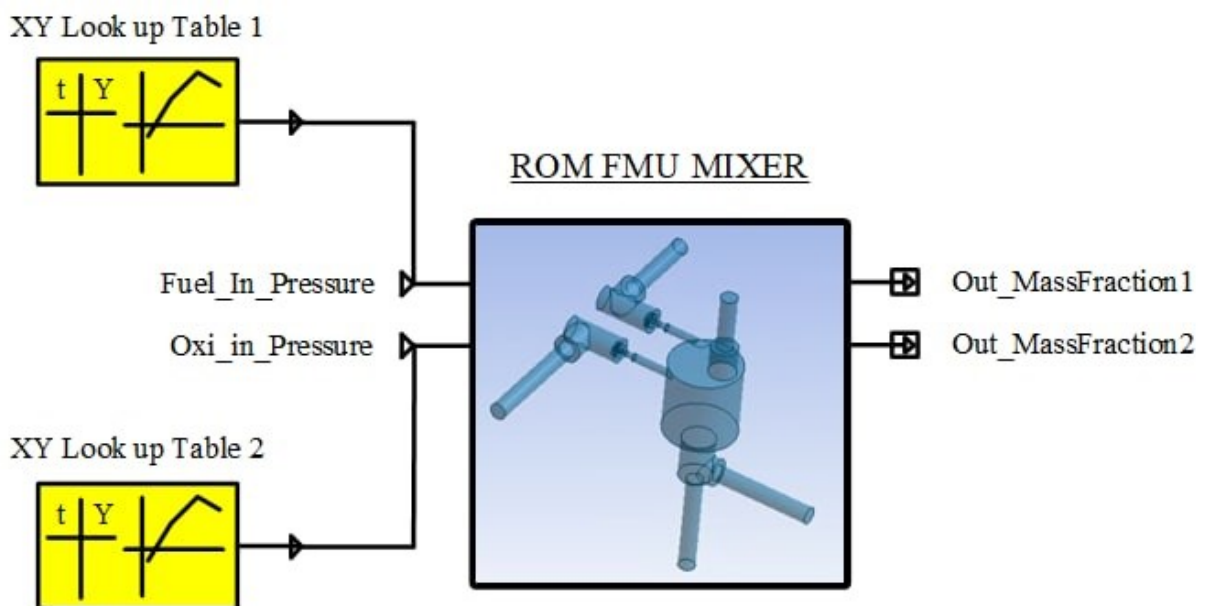
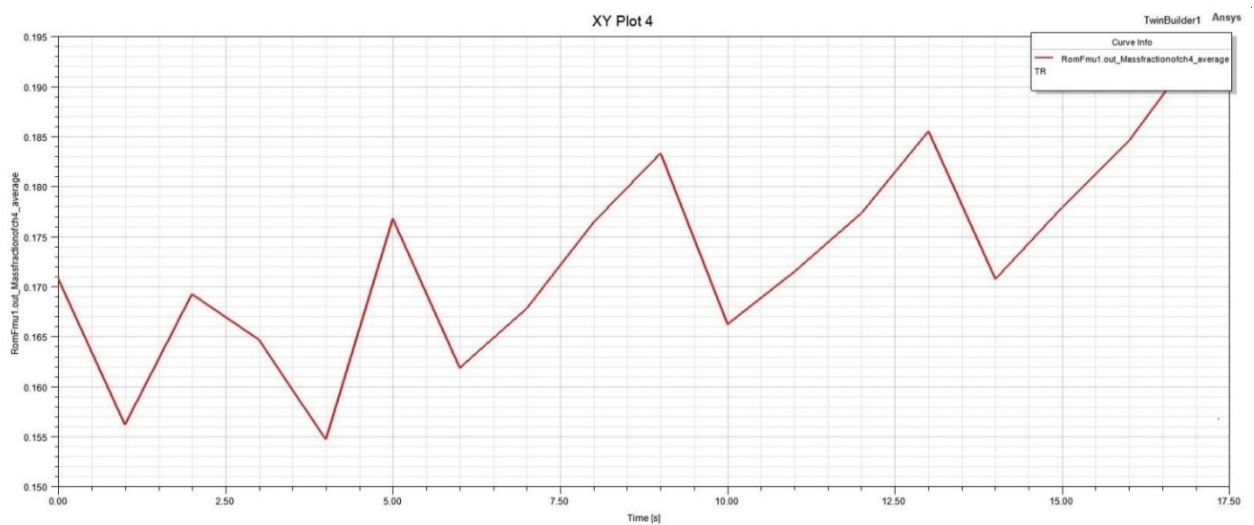


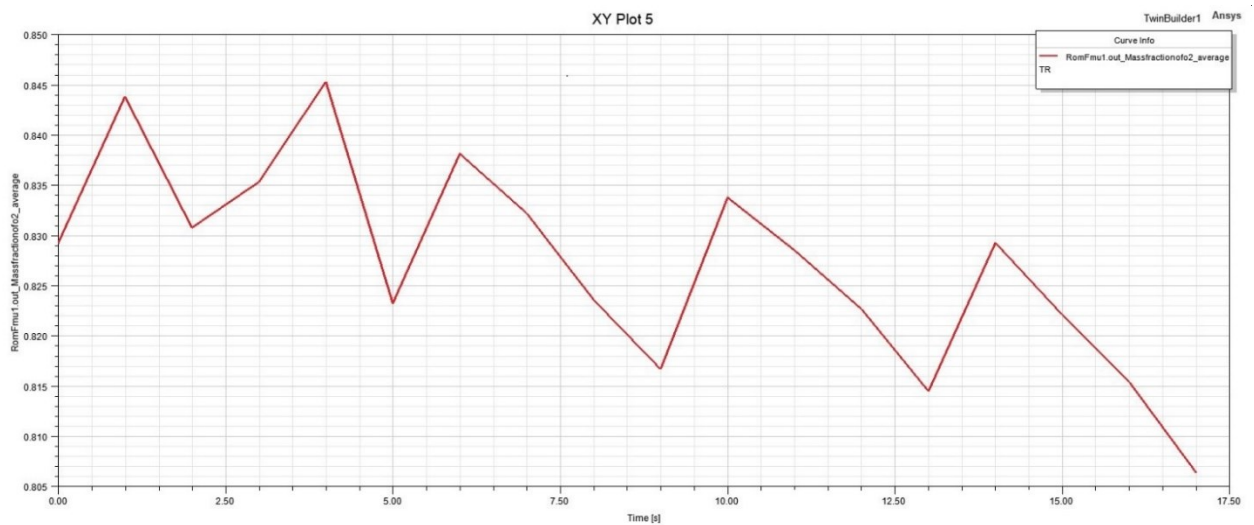
Рисунок 5.43 – Схема цифрового близнюка змішувача

За допомогою схем «2D Lookup Table» тиску на входах у змішувач представляються табличними функціями від часу, тому варто завжди пам'ятати про узгодження часових діапазонів вхідних параметрів з часовими налаштуваннями всього розв'язку, що визначаються для проекту (рис. 5.43).

Розрахунок виконується за стандартних налаштувань вирішувача з використанням методу інтегрування за часом Adaptive Trapezoid-Euler. Часові налаштування мають охоплювати усі розрахункові кадри. Слід зауважити, що вибір розрахункової схеми для кожного конкретного випадку необхідно робити з урахуванням рекомендацій керівництва для користувача ANSYS.



a



б

a – CH₄; *б* – O₂

Рисунок 5.44 – Масовий вміст компонентів газової суміші в частках

Після підготовки та налаштування моделі цифрового двійника двокомпонентного змішувача виконано розрахунок результат якого можна подати у вигляді двовимірних графіків-залежностей (рис. 5.44) змінення масових часток компонент суміші від номера знімка (часу). На горизонтальній осі відзначається номер розрахункового знімка, на вертикальній осі масова частка компонента газової суміші.

Сума масових часток компонентів газової суміші контролювана у кожній розрахунковій точці становить одиницю, а отже закон збереження мас не порушено. Отримані за побудованим цифровим близнюком процесу генерації паливної суміші [48, 211] графіки дають наочне уявлення про відсотковий вміст масових часток кожного газу суміші в залежності від вихідного тиску в кожному балоні. А також визначають, як змінюється склад суміші при відхиленні тиску кожної компоненти паливної суміші на вході в змішувач від оптимального значення.

Побудова цифрових близнюків інших робочих процесів термоімпульсного обладнання, потребує урахування даних відповідних сенсорів для експериментальних вимірювань. В тому числі – використання описаного в попередньому розділі автономного реєстратора даних процесів термоімпульсного оброблення.

5.3.3 Застосування цифрових близнюків для управління автоматизованим термоімпульсним обладнанням

Описана методика була застосована для створення алгоритмів управління системою ЧПК автоматизованого комплексу для термоімпульсного оброблення. Система ЧПК комплексу термоімпульсної обробки була розроблена в роботах, виконаних за участі авторки [259, 262].

При цьому використовується підхід, при якому процеси підготовки проміжних ресиверів та заповнення камери робочою сумішшю управлялись за параметром, що визначався опосередковано – за масою газу. При збільшенні маси газу в ресивері здійснюється управління впускним клапаном відповідного компоненту (K_{in} , рис. 5.45). При зменшенні маси газу в ресивері здійснюється управління впускним клапаном (K_{out} , рис. 5.45).

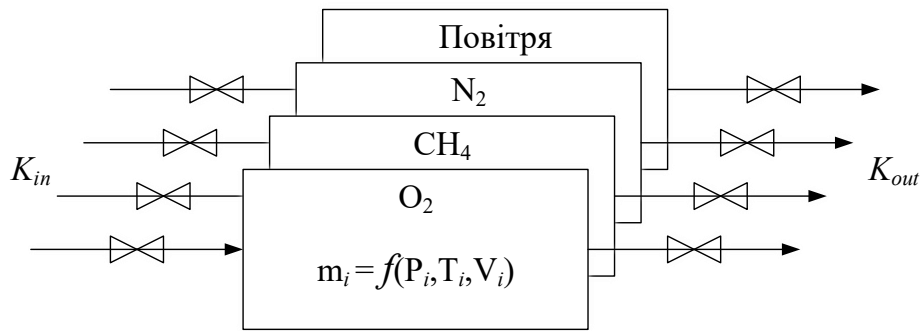


Рисунок 5.45 – Схема керування ресиверами

Таким чином, керування чотирма пристроями за параметром стану, забезпечує керування процесами наповнення ресиверів та процесами наповнення камери чотирма різними газами. При цьому маса газу в ресивері, в якому організовано замкнення зворотного зв'язку в контурі управління є величиною, що визначається опосередковано за параметрами прямих вимірювань тиску ($P_{i_{вим}}$) та температури ($T_{i_{вим}}$) відповідного компонента. Величина об'єму ресивера ($V_{i_{вим}}$) є попередньо визначеною величиною. Для варіанту системи наповнення з регульованими об'ємами ресиверів ($V_{i_{вим}}$) визначається шляхом вимірювання лінійного положення поршня з використанням оберտальних або лінійних енкодерів.

Точність та стабільність часу обробки залежить від узгодженості функціонування системи запалювання та системи випуску відпрацьованих газів. Тривалість обробки може становити від сотих до десятих часток секунд і задається з точністю до мілісекунди. При цьому робота виконавчих елементів цих систем пов'язана з інерційними переміщеннями. Задачі високоточної синхронізації функціонування інерційних органів було вирішено шляхом розробки алгоритмів пов'язаного управління. Використання аналогічних алгоритмів для процесів запалювання суміші та випуску відпрацьованих газів дозволяє забезпечити необхідну синхронізацію. Оснащення випускного клапану системою вимірювання положення дозволяє реалізувати такий підхід. При цьому випускний клапан розглядається як керована координата з заданням гарантованого часу між подіями запалювання суміші та початком випуску відпрацьованих газів ($t_{обр}$, рис. 5.46). Зворотній зв'язок за часом реалізується за даними енкодера про зміну положення (X) та кінематичних параметрів (швидкість $V_x^{вим}$, прискорення $a_x^{вим}$) руху поршня випускного клапану.

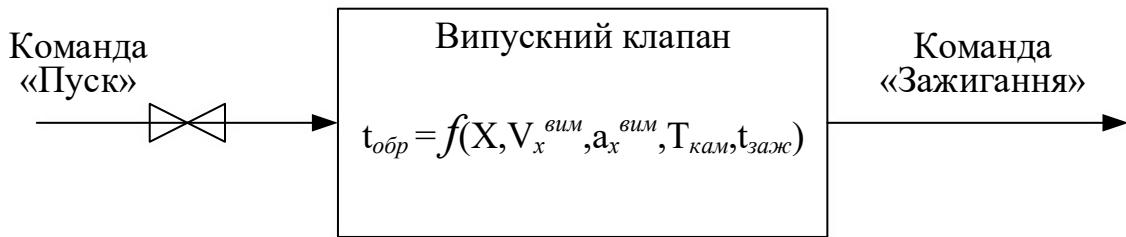


Рисунок 5.46 – Схема управління випускним клапаном

Як було показано, використання розробленого змішувача з одночасною подачею компонент суміші забезпечує стабільність їх співвідношення протягом усього часу заповнення камери, а організація управління з регулюванням за масою дозволяє стабілізувати енергію, що виділяється в процесі згорання. Забезпечення точності та стабільності часу обробки досягається використанням алгоритмів пов'язаного управління випускним клапаном та системою запалювання з регулюванням часу обробки за параметрами фактичного стану клапану. Це реалізується за допомогою системи ЧПК з п'ятикоординатною схемою управління. В якості координат управління розглядаються чотири керовані координати маси газу в ресиверах та одна координата управління положенням випускного клапану.

Розроблена система ЧПК здійснює контроль великої кількості параметрів. При цьому передбачена можливість синхронізації зовнішніх вимірювальних пристроїв із внутрішнім циклом системи ЧПК. Процес реєстрації даних здійснюється паралельно з процесом управління устаткуванням і не впливає на нього. Із цієї причини в процесі збирання даних виконується тільки запис даних. Аналіз та обробка результатів здійснюються після закінчення експерименту з використанням як програмного забезпечення ЧПК, так і спеціалізованих програмних засобів і пакетів, наприклад, Excel, Mathcad, Matlab. Вигляд розробленої стійки ЧПК для управління автоматизованим комплексом для термоімпульсного оброблення показано на рис. 5.47.

Відповідно до концепції прецизійного наповнення камери компонентами газової суміші за допомогою розробленого блоку системи числового керування й програм проведено експериментальне випробування системи подачі компоненту до ресиверу та камери.



Рисунок 5.47 – Зовнішній (а) та внутрішній (б) вигляд стійки системи ЧПК

За описаними вище алгоритмами відпрацьовано два керуючих кадри. Перший кадр включає подачу компонентів суміші до ресиверу. Другий кадр відпрацьовує подачу компонентів суміші в камеру. На рис. 5.48 наведено графіки зміння керуючих параметрів у ресивері під час дослідження наповнення ресиверу.

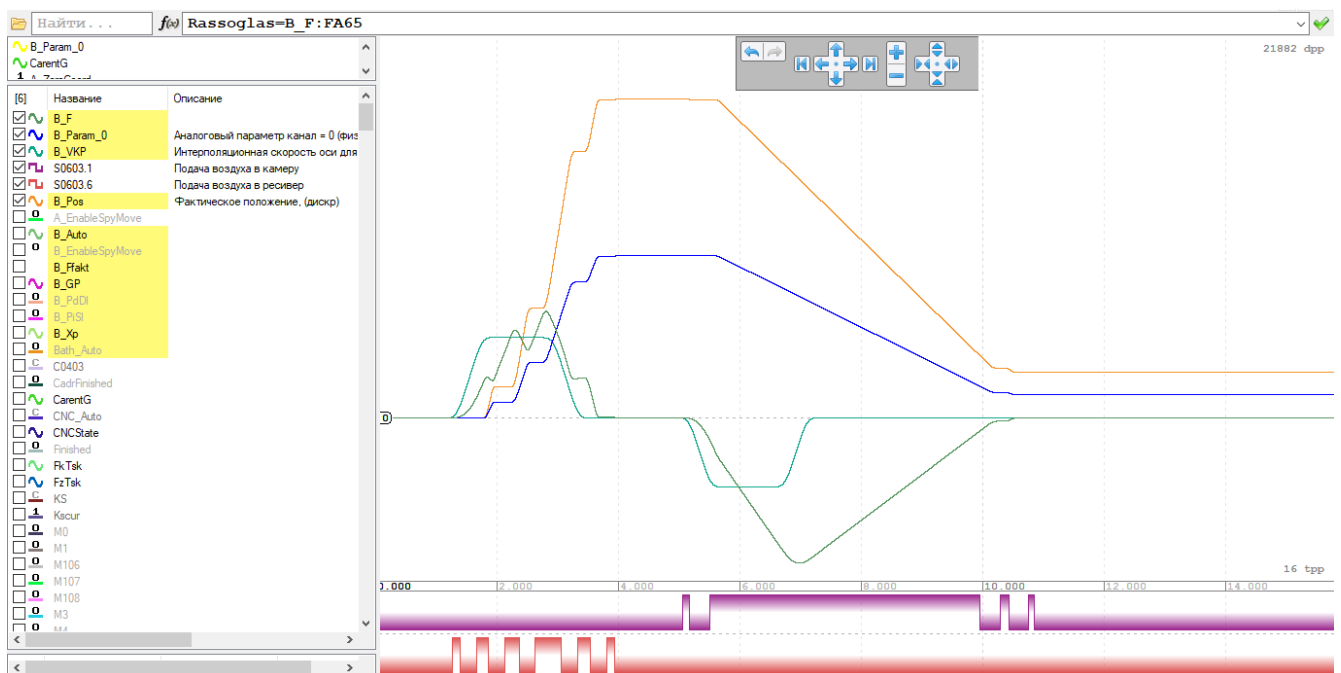


Рисунок 5.48 – Зміння параметрів при дослідженні повного циклу керування ресивером

Рожева крива вказує фактичний стан ресиверу: зростання кривої – наповнення заданою масою компоненту, горизонтальна ділянка – стан в покої, спадання кривої – випуск газу. Темно зелена крива описує відхилення від поточного стану системи відповідно до заданих умов: наповнення, стабілізація й випуск. На рис. 5.49 наведено результати моніторингу фактичного стану параметрів ресиверу при наповненні його азотом (від 0,1 до 0,5 МПа) до кінцевої маси заряду газу 7×10^{-2} кг. А саме, змінення за часом температури (зелена крива), зміна за часом тиску (фіолетова крива), визначене змінення за часом маси компоненту газу, у даному випадку азоту (рожева крива). Відносна похибка наповнення не перевищує 0,1%.

До складу розробленого комплексу термоімпульсного оброблення входить блок високоенергетичного іскрового запалювання паливної суміші з регульованою енергією іскрового розряду призначений для періодичного запалювання горючих газових сумішей з підвищеною мінімальною енергією запалювання у середовищі атмосферного та високого тиску.

Ефективність роботи розробленої системи запалювання з можливістю прямої генерації ударних хвиль описана в роботах [80, 132]. Точність та стабільність часу оброблення залежить від узгодженості функціонування системи підпалу та системи випуску відпрацьованих газів.

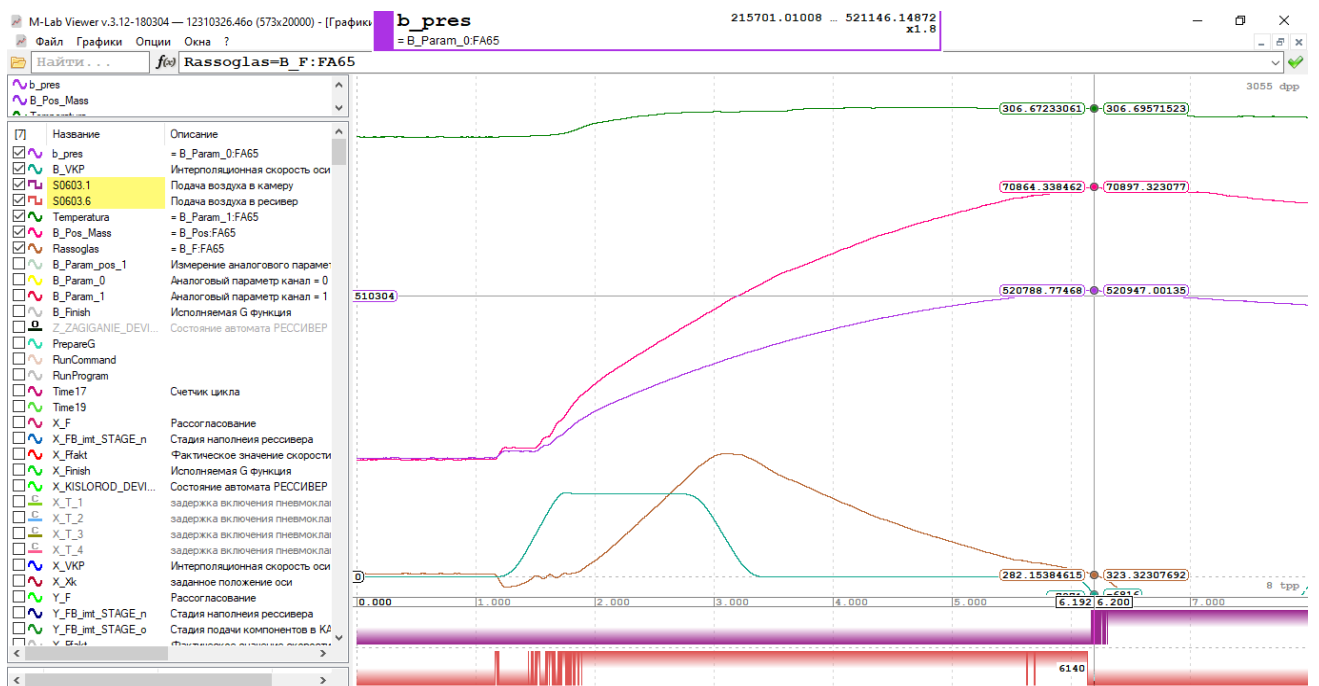


Рисунок 5.49 – Фактичний стан параметрів ресиверу при наповненні

Тривалість оброблення може становити від сотих до десятих долей секунд і повинна задаватись з точністю до мілісекунди. При цьому робота елементів цих систем, таких, як реле, електро- та пневмоклапани пов'язана з механічними інерційними переміщеннями.

У роботах [211, 255], виконаній за участі авторки, було показано, що час відкриття випускного клапану становить від 0,05 с до 0,1 с, що не відповідає вимогам щодо тривалості обробки при деяких процесах термоімпульсного оброблення (наприклад, очищення від мікрочастинок). При реалізації незалежного керування такими елементами неможливо забезпечити необхідний рівень узгодженості функціонування систем запалення та випуску відпрацьованих газів. Задачі високоточної синхронізації функціонування інерційних органів технологічної системи вирішуються шляхом розробки алгоритмів зв'язаного керування.

Задля дослідження синхронізації системи підпалу й випуску відпрацьованих продуктів згоряння використано стенд (рис. 2.48). За умови миттєвого вихлопу продуктів згоряння достатньо було б забезпечити подачу сигналу запалювання суміші й сигналу на відкриття клапану випуску продуктів згоряння із затримання на час обробки (час витримки). Але конструкція випускного клапану потребує певного часу на повне відкриття вихлопних вікон.

Задача визначення швидкості руху поршня клапана не тривіальна за рахунок змінності у часі. На швидкість руху поршня клапану впливає низка факторів, наприклад, зміна коефіцієнту тертя, газодинамічне гальмування та інше. Таким чином, задля відкриття випускних вікон клапану через заданий час оброблення із збереженням існуючого фактичного характеру руху поршня, треба встановити фронт подачі сигналу запалювання суміші. Фактичний стан параметрів, а саме швидкості руху (коричнева крива) й положення (фіолетова крива) поршня випускного клапану наведено на рис. 5.50.

Сигнал запалювання визначається положенням поршня, яке розраховується за фактичною швидкістю його руху. Вертикальна лінія на графіках відображує фронт подачі сигналу запалювання горючій суміші в камері.

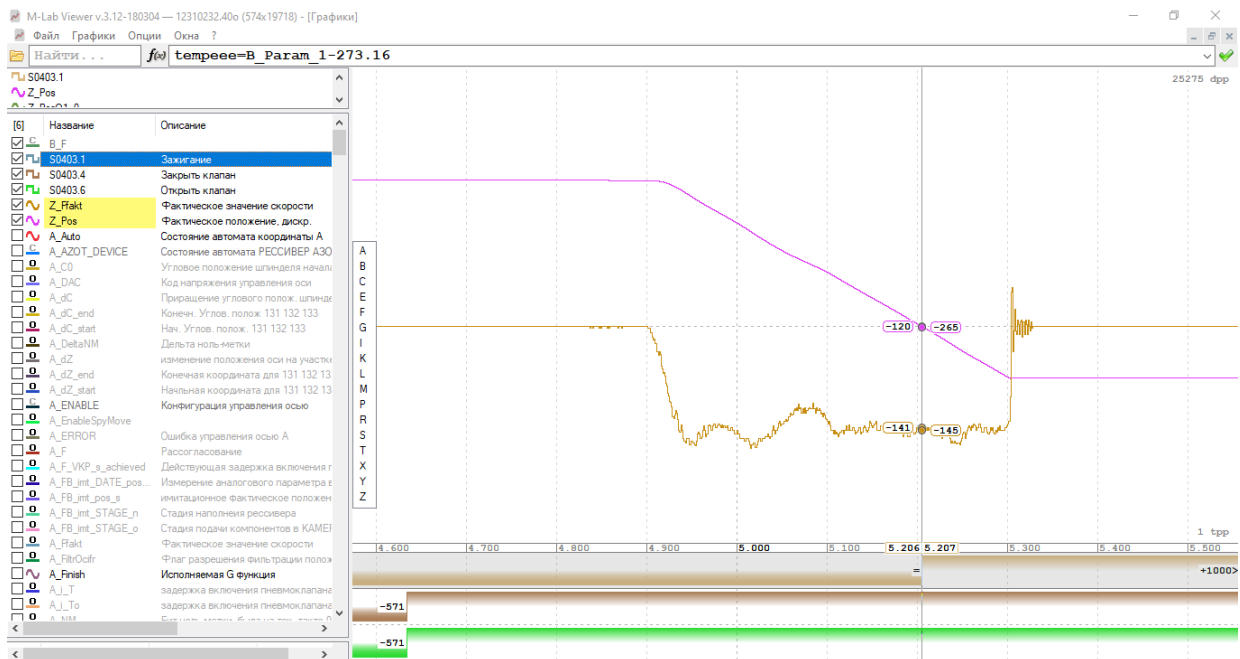


Рисунок 5.50 – Діаграма керування випускним клапаном

Таким чином, розроблені моделі, алгоритми та технічні рішення для систем термоімпульсного обладнання та системи ЧПК дозволяють забезпечити встановлені вимоги щодо точності генерації суміші, часу оброблення та стабільності цих параметрів при циклічній роботі.

5.4 Висновки за розділом 5

1. Для забезпечення сформульованих вимог щодо точності дозування компонент паливної суміші при прецизійному термоімпульсному обробленні запропоновано здійснювати одночасну подачу компонентів через отвори із критичним перерізом до змішувача зі швидкістю, яка дорівнює місцевій швидкості звуку. При цьому компоненти суміші подавати з попередньо наповнених проміжних посудин регульованого об'єму з забезпеченням рівної температури газів в проміжних посудинах на протязі витікання. Розроблено генератор паливної суміші, який дозволяє реалізувати послідовну та сумісну подачі компонент у робочу камеру.

2. Спроектовано та виготовлено блок високоенергетичного іскрового запалювання з регульованою енергією іскрового розряду. Блок призначений для періодичного надійного запалювання горючих газових сумішей з підвищеною мінімаль-

ною енергією запалювання у середовищі атмосферного та високого тиску з можливістю прямої ініціації детонації. Розроблена система ініціювання детонації скорочує час і відстань переходу горіння у детонацію. Окрім високоенергетичного блоку до складу системи ініціювання детонації входять спеціальні свічки запалювання, завдяки яким ефективно реалізуються режими прямої ініціації детонації паливної суміші.

3. Удосконалено конструкцію клапану керованого випуску продуктів згорання з робочої камери термомпульсної установки. На відміну від раніш використовуваної конструкції запропоновано здійснювати попередню подачу тиску на відкриття клапану з його утриманням електромагнітом. Це дозволяє досягти необхідних показників як за швидкістю спрацьовування (на рівні 0,01 с), так і за її стабільністю. Окрім цього, на вимогу забезпечення потрібного часу обробки деталі, для узгодження роботи систем ініціації згорання та керованого випуску запропоновано обладнати рухомі елементи клапану засобами контролю положення (енкодерами).

4. Для калібрування числових моделей розроблено та виготовлено модульний автономний автоматичний реєстратор експериментальних даних, який не потребує з'єднання зі зовнішньою вимірювальною апаратурою. Пристрій розміщується безпосередньо в камері термоімпульсного обладнання, несе на собі необхідну кількість датчиків, має енергонезалежну систему зчитування, перетворення та зберігання інформації. Апаратне і програмне забезпечення реєстратору у поєднанні з розробленими числовими моделями робочих процесів термоімпульсного оброблення є базою для повної автоматизації проєктування процесів фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами з гарантованим рівнем якості деталей.

5. Розроблено методику побудови цифрових близнюків для управління та моніторингу роботи автоматизованого обладнання термоімпульсної обробки газовими сумішами. Запропонована методика дозволяє зі забезпеченням високої точності отримуваних результатів суттєво скоротити час їх визначення за рахунок використання моделей процесів зниженого порядку (ROM) й використання стандартних елементів бібліотек Twin Builder та Modelica, які імітують роботу обладнання,

у тому числі елементів керування й моніторингу (клапанів, сенсорів, тощо). Розроблені моделі, алгоритми та технічні рішення для систем термоімпульсного обладнання та системи ЧПК дозволяють забезпечити встановлені вимоги щодо точності генерації суміші, часу оброблення та стабільності цих параметрів при циклічній роботі.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

Наслідком проведених у дисертаційній роботі комплексних теоретичних і експериментальних досліджень є розроблені наукові основи прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами. *Наукові основи* полягають у створенні нового інструментарію вирішення науково-технічної проблеми комплексної автоматизації проектування технології й обладнання фінішного прецизійного оброблення продуктами згоряння газових сумішей на основі математичного моделювання процесів фізико-технічного оброблення матеріалів і науково обґрунтованих технічних рішень виконавчих систем обладнання. Основи містять науково обґрунтовані методи, моделі, методики й нові технічні рішення, спрямовані на автоматизацію призначення режимів і обладнання для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами.

Під час виконання поставлених завдань дослідження дисертаційної роботи отримано наступні результати.

1. Розроблено й досліджено комплекс математичних моделей, що описують робочі процеси систем термоімпульсного обладнання з урахуванням вимог до прецизійності їхньої роботи, а саме генерації паливної суміші, ініціації горіння, згоряння паливної суміші, беручи до уваги теплообмін і випускання продуктів згоряння. Склад моделей визначено, зважаючи на особливості, притаманні процесу термоімпульсного оброблення, і для всіх моделей уведено критерії, які забезпечують визначення показників якості, спрямованих на забезпечення прецизійності оброблення. Проведено комплексну верифікацію зазначених моделей із даними натурних експериментів, отриманих як під час досліджень у межах роботи, так і в роботах, виконаних іншими авторами. Для розроблених моделей похибка порівняно з експериментальними даними становить від 0,5 до 6%, що в усіх випадках перебуває в межах точності експериментальних вимірювань.

2. Для розв'язання задачі просторового розташування деталей під час термоімпульсного оброблення для забезпечення умов стабільної якості оброблення за рахунок найбільш рівномірного розподілу оброблювального середовища сформульовано задачу найбільш розрідженої балансної компоновки й розроблено метод її

розв'язання з використанням апарату ϕ -функцій. Показано, що у випадку оброблення одиначної деталі така задача може бути розв'язана суміщенням центрів ваги та головних центральних осей інерції тонких оболонок, які збігаються із зовнішньою поверхнею деталі та внутрішньою поверхнею робочої камери. Розроблено алгоритмічне забезпечення розв'язання сформульованих задач для базових геометричних примітивів та їхніх композицій.

3. Отримав подальший розвиток метод еквівалентної камери щодо задач термоімпульсного оброблення деталей складної форми. На відміну від раніше використовуваних підходів показано, що для застосування методу необхідно забезпечити суміщення центрів ваги й головних центральних осей інерції тонких оболонок, що збігаються з поверхнями оригінальної й еквівалентної деталей, а розміри еквівалентної деталі визначати з умови зменшення головних центральних моментів інерції вказаних оболонок стосовно головних центральних моментів інерції оригінальної деталі зі зворотно пропорційним відношенням їхніх площ.

4. Розроблено метод призначення режимів термоімпульсного оброблення крайок на підставі сумісного розв'язання задач про визначення енергетичних характеристик устаткування й стану крайки під впливом питомого теплового потоку з відомою інтенсивністю, який дозволяє призначати технологічні параметри оброблення крайок за значеннями кваліметричного показника, ураховуючи граничні величини питомого теплового потоку за умовами міцності. Показано, що під час термоімпульсного зачищення облою на деталях із термопластів призначення режимів оброблення має здійснюватися з урахуванням змінення температури в облої і на поверхні деталі та очікуваного діапазону змінення товщини й довжини облою. Виходячи зі встановлених вимог щодо точності кваліметричних показників крайок, визначено вимоги до точності дозування компонент паливної суміші й часу термоімпульсного оброблення.

5. На підставі числового моделювання встановлено міцнісні обмеження під час термоімпульсного оброблення деталей з литва й деталей з анізотропією властивостей поверхневого шару, що з'являється під час термохімічного оброблення –

цементації, азотуванні та ін. Зокрема досліджено й визначено закономірність розвитку тріщини в деталі, виготовленої з литої заготовки з характерними структурними неоднорідностями під дією термічних напружень, притаманних термоімпульсному обробленню. Для деталей, що пройшли попереднє термохімічне оброблення й мають відмінність у концентрації вуглецю й азоту за глибиною поверхневого шару металу й, як наслідок, змінний за глибиною коефіцієнт теплового розширення, встановлено залежність максимальних відносних напружень за глибиною шарів металу від часу дії термоімпульсного навантаження.

6. Для забезпечення встановлених вимог щодо точності дозування компонент паливної суміші на рівні 0,1% під час прецизійного термоімпульсного оброблення запропоновано використання способу генерації, за якого здійснюють одночасне подання компонентів через отвори із критичним перерізом. При цьому компоненти суміші подаються з попередньо наповнених проміжних посудин регульованого об'єму з забезпеченням рівної температури газів в проміжних посудинах протягом витікання. Розроблено й виготовлено генератор паливної суміші, який реалізує запропонований спосіб.

7. Спроектовано та виготовлено систему ініціації керованого згорання, яка містить блок високоенергетичного іскрового запалювання з регульованою енергією іскрового розряду й спеціальні свічки запалювання, завдяки яким ефективно реалізуються режими прямої ініціації детонації паливної суміші. Із використанням розробленої системи можлива не тільки реалізація термоімпульсного оброблення за різними режимами згорання, але й оброблення з примусовою генерацією ударних хвиль, що є найбільш перспективним шляхом підвищення ефективності термоімпульсного оброблення.

8. Удосконалено конструкцію клапана керованого випускання продуктів згорання з робочої камери термоімпульсної установки. На відміну від раніше використовуваної конструкції, запропоновано здійснювати попереднє подання тиску на відкриття клапана з його утриманням електромагнітом. Це дозволяє досягти необхідних показників як за швидкістю спрацьовування (на рівні 0,01 с), так і за його

стабільністю. Окрім цього, на вимогу забезпечення потрібного часу оброблення деталі, для узгодження роботи систем ініціації згоряння та керованого випускання клапан обладнано засобами контролю положення (енкодерами).

9. Для калібрування числових моделей розроблено та виготовлено модульний автономний автоматичний реєстратор експериментальних даних, який не потребує з'єднання зі зовнішньою вимірювальною апаратурою. Пристрій розміщується безпосередньо в камері термоімпульсного обладнання, має в собі необхідну кількість датчиків, а також енергонезалежну систему зчитування, перетворення та зберігання інформації. Апаратне й програмне забезпечення реєстратора в поєднанні з розробленими числовими моделями робочих процесів термоімпульсного оброблення є базою для повної автоматизації проектування процесів фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами з гарантованим рівнем якості деталей.

10. Для керування й моніторингу роботи автоматизованого обладнання термоімпульсного оброблення газовими сумішами розроблено методику побудови цифрових близнюків на підставі комбінації моделей зниженого порядку (ROM-моделі) робочих процесів оброблення й одновимірних моделей для стандартних елементів газового тракту, яка дозволяє зі забезпеченням високої точності отримуваних результатів суттєво скоротити час їхнього визначення за рахунок використання моделей процесів зниженого порядку й використання стандартних елементів бібліотек Twin Builder та Modelica, які імітують роботу елементів управління (клапанів) й моніторингу (сенсорів). Розроблені моделі, алгоритми та технічні рішення для систем термоімпульсного обладнання та системи ЧПК дозволяють забезпечити встановлені вимоги щодо точності генерації суміші, часу оброблення та стабільності цих параметрів за циклічної роботи.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. 1D-3D coupling algorithm for unsteady gas flow analysis in pipe systems / K. J. Kong, S. H. Jung, T. Y. Jeong, D. K. Koh // *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2019. Vol. 33. P. 4521–4528.
2. A review of the wire arc additive manufacturing of metals: properties, defects and quality improvement / B. Wu, Z. Pan, D. Ding et al. // *Journal of Manufacturing Processes*. 2018. Vol. 35. P. 127–139.
3. A time-resolved imaging and electrical study on a high current atmospheric pressure spark discharge / J. M. Palomares, A. Kohut, G. Galbács et al. // *Journal of Applied Physics*. 2015. Vol. 118, iss. 123. Paper No. 233305.
4. Abrasive flow finishing of FDM printed parts using a sustainable media / H. S. Mali, B. Prajwal, D. Gupta, J. Kishan // *Rapid Prototyping Journal*. 2018. Vol. 24, iss. 3. P. 593–606.
5. Abrasive processes for micro parts and structures / J. C. Aurich, B. Kirsch, D. Setti et al. // *CIRP Annals*. 2019. Vol. 68, iss. 2. P. 653–676.
6. Additive Manufacturing Report : The independent market and technology source. AMPOWER. URL: <https://additive-manufacturing-report.com/> (Last accessed: 01.05.2023)
7. Advanced thermal energy method for finishing precision parts / S. Plankovskyy, V. Popov, O. Shypul et al. // *Advanced Machining and Finishing* / ed. by A. Pramanik, K. Gupta. Amsterdam : Elsevier, 2021. P. 527–575.
8. Advances in 3D printing of thermoplastic polymer composites and nanocomposites / A. D. Valino, J. R. C. Dizon, A. H. Espera Jr et al. // *Progress in Polymer Science*. 2019. Vol. 98. Paper No. 101162.
9. Amplification of heat transfer by shock waves for Thermal Energy Method / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk et al. *Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering – 2020* / ed. by M. Nechyporuk et al. Cham : Springer, 2021. P. 577–587. (LNNS ; vol. 188).

10. Analysis of cutting fluid aerosol generation for environmentally responsible machining / Z. Chen, A. Atmadi, D. A. Stephenson et al. // *CIRP Annals*. Vol. 49, iss. 1. 2000. P. 53–56.
11. Anand P., Shankar S. Current research trends in variants of electrical discharge machining: a review // *International Journal of Engineering Science and Technology*. 2010. Vol. 2, iss. 6. P. 2172–2191.
12. Anklin M., Drahm W., Rieder A. Coriolis mass flowmeters: Overview of the current state of the art and latest research // *Flow Measurement and Instrumentation*. 2006. Vol. 17, iss. 6. P. 317–323.
13. Application of laser ignition to hydrogen-air mixtures at high pressures / M. Weinrotter, H. Kopecek, W. Ernst et al. // *International Journal of Hydrogen Energy*. 2005. Vol. 30/3. P. 319–326.
14. Arafat M. T., Gibson I., Li X. State of the art and future direction of additive manufactured scaffolds-based bone tissue engineering // *Rapid Prototyping Journal*. 2014. Vol. 20, iss. 1. P. 13–26.
15. Baird R. Thermal deburring of plastic components with infra-red – a new technology. LinkedIn, 2017. URL: <https://www.linkedin.com/pulse/thermal-deburring-plastic-components-infra-red-new-technology-baird/> (last accessed: 25.08.2023)
16. Balance layout problem with the optimized distances between objects / S. Plankovskyy, A. Nikolaev, O. Shypul et al. // *Data Analysis and Optimization for Engineering and Computing Problems* / ed. by P. Vasant et al. Cham : Springer, 2020. P. 85–93.
17. Bane S. P., Ziegler J. L., Shepherd J. E. Investigation of the effect of electrode geometry on spark ignition // *Combustion and Flame*. 2015. Vol. 162, iss. 2. P. 462–469.
18. Bansal A., Lee K. Tool path planning in conjunction with exit order sequence // *LMA Research Reports 2001–2002* / University of California, Berkeley. 2002. P. 30–35.
19. Basic principles for thermoplastic parts finishing with Impulse Thermal Energy Method / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk et al. // *Handbook of Research*

on Advancements in the Processing, Characterization, and Application of Lightweight Materials / ed. by K. Kumar et al. Hershey : IGI Global, 2022. P. 49–87.

20. Bennett J. W. Fault Tolerant Electromechanical Actuators for Aircraft : Doctor of Philosophy Thesis / Newcastle University. Newcastle, 2010. 236 p.
21. Besl P. J., McKay N. D. Method for registration of 3-D shapes // Sensor Fusion IV: Control Paradigms and Data Structures. 1992. Vol. 1611. P. 586–606.
22. Bhattacharyya B., Doloi B. Advanced finishing processes. Modern Machining Technology. London : Academic Press, 2020. P. 675–743.
23. Bhattacharyya B., Munda J., Malapati M. Advancement in electrochemical micro-machining // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2004. Vol. 44, iss. 15. P. 1577–1589.
24. Bhowmik S., Jagadish, Gupta K. Modeling and optimization of electrical discharge machining. Modeling and Optimization of Advanced Manufacturing Processes. Cham : Springer, 2019. P. 15–28.
25. Biron M. Thermoplastics and Thermoplastic Composites. Oxford : William Andrew, 2018. 1143 p.
26. Bohacik T., De Maria S., Saman W. Y. Constant-volume adiabatic combustion of stoichiometric hydrogen-oxygen mixtures // Renewable Energy. 1996. Vol. 9, iss. ¼. P. 1254–1257.
27. Boschetto A., Bottini L. Surface improvement of fused deposition modeling parts by barrel finishing // Rapid Prototyping Journal. 2015. Vol. 21, iss. 6. P. 686–696.
28. Boschetto A., Bottini L., Veniali F. Finishing of fused deposition modeling parts by CNC machining // Robotics and Computer-Integrated Manufacturing. 2016. Vol. 41. P. 92–101.
29. Boust B., Sotton J., Bellenoue M. Unsteady heat transfer during the turbulent combustion of a lean premixed methane–air flame: Effect of pressure and gas dynamics // Proceedings of the Combustion Institute. 2007. Vol. 31, iss. 1. P. 1411–1418.
30. Brinksmeier E., Preuss W. Micro-machining // Philosophical Transactions of the Royal Society A. 2012. Vol. 370, iss. 1973. P. 3973–3992.

31. Burr formation and its treatments – a review / S. Y. Jin, A. Pramanik, A. K. Basak // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. Vol. 107, iss. 5/6. P. 2189–2210.
32. Burr prevention and minimization for the aerospace industry / D. Dornfeld, S. Min, J. Kim et al. // *SAE Technical Paper 1999-01-2292*. 1999. 8 p.
33. Byrne G. *Flight 427 : Anatomy of an Air Disaster*. New York : Copernicus Books, 2002. 290 p.
34. Byrne G., Dornfeld D., Denkena B. Advancing cutting technology // *CIRP Annals*. 2003. Vol. 52, iss. 2. P. 483–507.
35. Characterization of a corona discharge initiator using detonation tube impulse measurements / D. L. Lieberman, J. E. Shepherd, F. Wang et al. // *Proc. of 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, (Reno, Jan. 10–13, 2005)*. AIAA, 2005. Paper No. AIAA 2005-1344.
36. Characterization of spark ignition energy transfer by optical and non-optical diagnostics / C. B. Parejo, Q. Michalski, C. Strozzi et al. // *Proc. of the 8th European Combustion Meeting (Dubrovnik, Apr. 18–21, 2017)*. HAL, 2017. P. 898–902.
37. Chern G. L. Experimental observation and analysis of burr formation mechanisms in face milling of aluminum alloys // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2006. Vol. 46, iss. 12/13. P. 1517–1525.
38. Chernov N., Stoyan Y., Romanova T. Mathematical model and efficient algorithms for object packing problem // *Computational Geometry*. 2010. Vol. 43, iss. 5. P. 535–553.
39. Circular layout in thermal deburring / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk et al. // *Mathematical Modeling and Simulation of Systems (MODS'2020)* / ed. by S. Shkarlet et al. Cham : Springer, 2021. P. 111–120. (AISC ; vol. 1265).
40. Constructions of the experimental-estimation model for releasing combustion products at thermal pulse processing / O. Tryfonov, O. Shypul, S. Plankovskyy, V. Garin // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2022. Vol. 6, iss. 1. P. 6–15.

41. Cutting fluid aerosol generation due to spin-off in turning operation: analysis for environmentally conscious machining / Z. Chen, K. Wong, W. Li et al. // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2001. Vol. 123, iss. 3. P. 506–512.
42. Data and knowledge mining with big data towards smart production / Y. Cheng, K. Chen, H. Sun et al. // *Journal of Industrial Information Integration*. 2018. Vol. 9. P. 1–13.
43. Deburring microfeatures using micro-EDM / Y. H. Jeong, B. HanYoo, H. U. Lee et al. // *Journal of Materials Processing Technology*. 2009. Vol. 209, iss. 14. P. 5399–5406.
44. Deflagration/Autoignition/Detonation transition induced by flame propagation in an N-Decane/O₂/Ar mixture / H. Quintens, C. Strozzi, R. Zitoun, M. Bellenoue // *Flow, Turbulence and Combustion*. 2019. Vol. 102. P. 735–755.
45. Design for precision: current status and trends / P. Schellekens, N. Rosielle, H. Vermeulen et al. // *CIRP Annals*. 1998. Vol. 47, iss. 2. P. 557–586.
46. Determination of detonable gas mixture heat fluxes at thermal deburring / S. Plankovskyy, A. Teodorczyk, O. Shypul et al. // *Acta Polytechnica*. 2019. Vol. 59, iss. 2. P. 162–169.
47. Determination of the mass of gas in a reservoir at filling with a mixture component under the pressure / O. Shypul, S. Plankovskyy, S. Zaklinskyy et al. // *Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering – 2021* / ed. by M. Nechyporuk et al. Cham : Springer, 2022. P. 166–177. (LNNS ; vol. 367).
48. Development of a digital twin for gas mixing in a generator / O. Shypul, V. Garyn, D. Tkachenko et al. // *Hungarian Journal of Industry and Chemistry*. 2023. Vol. 51, iss. 1. P. 35–42.
49. Development of a digital twin of reservoir filling by gas mixture component / O. Shypul, V. Garin, D. Tkachenko et al. *Mathematical Modeling and Simulation of Systems* / ed. by S. Shkarlet et al. Cham : Springer, 2023. LNNS, vol. 667. P. 85–98.
50. Device for thermal deburring of a workpiece : Pat. EP1232822A1 EU : Int. Cl.7 B23D 79/02. Appl. No. 02003311.4 ; fil. 13.02.2002 ; publ. 21.08.2002. 10 p.

51. Dornfeld D. Strategies for preventing and minimizing burr formation. UC Berkeley : Laboratory for Manufacturing and Sustainability, 2004. 17 p. URL: <https://escholarship.org/uc/item/2239m1ns> (Last accessed: 01.02.2022)
52. Dunn-Rankin D., Sawyer R. F. Tulip flames: changes in shape of premixed flames propagating in closed tubes // *Experiments in Fluids*. 1998. Vol. 24, iss. 2. P. 130–140.
53. Dynamic method of gas mixtures creation for plasma technologies / S. I. Plankovskyy, O. V. Shypul, S. A. Zaklinskyy, O. V. Tryfonov // *Problems of Atomic Science and Technology*. 2018. № 6 (118). P. 189–193.
54. Dynamics of gas flow between interconnected vessels: Experiments and simulations / J. Jawad, R. de Pelegrini Soares, L. N. Véchet, M. Castier // *Process Safety and Environmental Protection*. 2020. Vol. 134. P. 381–391.
55. Emerging Global Trends in Advanced Manufacturing : Report / Institute for Defense Analyses ; auth. S. Shipp [et al.]. IDA Paper P-4603. Alexandria, 2012. 249 p.
56. Evans C. Precision Engineering: An Evolutionary View Future. Bedford : Cranfield Press, 1989. 181 p.
57. Experimental analysis of thermal energy deburring process by design of experiment / F. Ashley, L. Sekol, J. Koroskenyi et al. // *ASME 2012 : proc. of Int. Mechanical Engineering Congress and Exposition (Texas, Nov. 9–15, 2012)*. ASME, 2012. Vol. 3. P. 2035–2041.
58. Experimental investigation of end-gas autoignition-to-detonation transition for an n-decane/O₂/Ar mixture / H. Quintens, C. Strozzi, R. Zitoun, M. Bellenoue // *Shock Waves*. 2020. Vol. 30, iss. 3. P. 287–303.
59. Experimental setup for studying the influence of signal distortions of incremental encoders on the accuracy of determining differential characteristics in CNC / Y. Aksonov, V. Kombarov, Y. Tsegelnyk et al. // *Smart Technologies in Urban Engineering* / ed. by O. Arsenyeva et al. Cham : Springer, 2023. P. 269–281. (LNNS ; vol. 807).
60. Experimental setup with stand-alone automatic modular logger of parameters of thermal pulse processing / O. Shypul, O. Pavlenko, Y. Aksonov, S. Zaklinskyy //

Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering – 2022 / ed. by M. Nechyporuk et al. Cham : Springer, 2023. P. 16–28. (LNNS ; vol. 657).

61. Experimental wall heat transfer measurements for various combustion regimes: Deflagration, Autoignition and Detonation / H. Quintens, Q. Michalski, J. Mousou et al. // Proc. of AIAA Propulsion and Energy 2019 Forum (Indianapolis, Aug. 19–22, 2019). 2019. Paper No. AIAA 2019-4381.

62. Fabrication of precision and complex-shaped parts using a developed SLM machine / M. Matsui, T. Komatsu, S. Sakamoto et al. // Journal of the Japan Society of Powder and Powder Metallurgy. 2018. Vol. 65, iss. 11. P. 694–698.

63. Finishing. Extrude Hone. URL: <https://www.extrudehone.com/processes-2/finishing/> (Last accessed: 25.08.2023).

64. Flow and mass transfer prediction in anisotropic TPMS-structures as extracorporeal oxygenator membranes using reduced order modeling / K. Barbian, L. Hirschwald, J. Linkhorst et al. // Journal of Membrane Science. 2024. Vol. 690. Paper No. 122160.

65. Franke V., Leitz L., Aurich J. C. Burr measurement: a round robin test comparing different methods // Burrs – Analysis, Control and Removal : proc. of the CIRP Int. conf. on Burrs (Kaiserslautern, Apr. 2–3, 2009) / University of Kaiserslautern. Springer, 2009. P. 167–178.

66. Gamezo V. N., Ogawa T., Oran E. S. Flame acceleration and DDT in channels with obstacles: Effect of obstacle spacing // Combustion and Flame. 2008. Vol. 155. P. 302–315.

67. Gegechkori N. M. Experimental studies of spark discharge channel // Journal of Experimental and Theoretical Physics. 1951. Vol. 21, iss. 4. P. 493–506.

68. Gillespie L. K. Deburring and edge finishing handbook. New York : ASME Press, 1999. 404 p.

69. Gillespie L. K. The Formation and Properties of Machining Burrs : Master of Science Thesis : Manufacturing Engineering / Utah State University. Logan, 1973. 165 p.

70. Gillespie L. K., Blotter P. T. The formation and properties of machining burrs // *Journal of Engineering for Industry*. 1976. Vol. 98, iss. 1. P. 66–74.
71. Grotjans H., Menter F. R. Wall functions for general application CFD codes // *ECCOMAS 98 : proc. of the 4th Europ. CFD Conf. (Athens, Sept. 7–11, 1998)*. John Wiley&Sons, 1998. P. 1112–1117.
72. Gupta K. A review on green machining techniques // *Procedia Manufacturing*. 2020. Vol. 51. P. 1730–1736.
73. Ho K. H., Newman S. T. State of the art electrical discharge machining (EDM) // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2003. Vol. 43, iss. 13. P. 1287–1300.
74. Hubbert M. K. *Techniques of Prediction as Applied to Production of Oil and Gas* / NBS Special Publication 631. Washington : National Bureau of Standards, 1982. 124 p.
75. In-depth characterization of the scanner-based selective laser deburring process / G. Cerwenka, P. Surrey, M. Möller et al. // *Journal of Laser Applications*. 2018. Vol. 30, iss. Paper No. 032510.
76. *Integrated Systems for Thermal Deburring*. SGM. URL: <https://www.new-tem.com/en/> (Last accessed: 01.08.2021).
77. Interrelationships between process parameters, cross-sectional geometry, fracture behavior, and mechanical properties in material extrusion additive manufacturing / A. O. Adisa, A. R. Colon, D. O Kazmer, A. M. Peterson // *Polymer Engineering & Science*. 2023. Vol. 63, iss. 11. P. 3906–3918.
78. Investigation for surface finish improvement of FDM parts by vapor smoothing process / R. Singh, S. Singh, I. P. Singh et al. // *Composites Part B: Engineering*. 2017. Vol. 111. P. 228–234.
79. Investigation of processes in high-speed equipment using CNC capabilities / Y. Aksonov, V. Kombarov, O. Fojtů et al. // *MM Science Journal*. 2019. Vol. 2019, iss. 4. P. 3271–3276.
80. Investigation of the electrical parameters of an advanced high-energy ignition system / K. Korytchenko, M. Janda, O. Shypul et al. // *Smart Technologies in Urban*

Engineering / ed. by O. Arsenyeva et al. Cham : Springer, 2023. P. 177–188. (LNNS ; vol. 536).

81. Investigation of transient plasma ignition for pulse detonation engines / J. O. Sinibaldi, J. Rodriguez, B. Channel et al. // Proc. of 41st AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit (Tucson, Jul. 10–13, 2005). AIAA, 2005. Paper No. AIAA 2005-3774.

82. IoT-based configurable information service platform for product lifecycle management / H. Cai, L. D. Xu, B. Xu et al. // IEEE Transactions on Industrial Informatics. 2014. Vol. 10, iss. 2. P. 1558–1567.

83. ISO 13715:2017. Technical product documentation. Edges of undefined shape. Indication and dimensioning. Geneva, 2017. 22 p.

84. Istiyanto J., Ko T. J., Yoon C. A study on copper micromachining using microorganisms // International Journal of Precision Engineering and Manufacturing. 2010. Vol. 11, iss. 5. P. 659–664.

85. Jain V. K. Magnetic field assisted abrasive based micro-/nano-finishing // Journal of Materials Processing Technology. 2009. Vol. 209, iss. 20. P. 6022–6038.

86. Jha S., Jain V. K. Nanofinishing techniques. Micromanufacturing and Nanotechnology / ed. by N. P. Mahalik. Berlin ; Heidelberg : Springer, 2006. P. 171–195.

87. Kader B. A. Temperature and concentration profiles in fully turbulent boundary layers // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1981. Vol. 24, iss. 9. P. 1541–1544.

88. Kamenskihs V., Ng H. D., Lee J. H. Measurement of critical energy for direct initiation of spherical detonations in stoichiometric high-pressure H₂–O₂ mixtures // Combustion and Flame. 2010. Vol. 157, iss. 9. P. 1795–1799.

89. Kelley D. G., Schwarz K. H. Thermal Energy Deburring / Technical Paper MR91-136. Dearborn : SME, 1991. 32 p.

90. Khettabi R., Songmene V. Particles emission during orthogonal and oblique cutting // International Journal of Advances in Machining and Forming Operations. 2009. Vol. 1, iss. 1. P. 1–11.

91. Khettabi R., Songmene V., Masounave J. Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting // *Journal of Materials Processing Technology*. 2007. Vol. 194, iss. 1/3. P. 100–109.
92. Khettabi R., Songmene V., Masounave J. Effects of speeds, materials, and tool rake angles on metallic particle emission during orthogonal cutting // *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2010. Vol. 19, iss. 6. P. 767–775.
93. Kim J., Min S., Dornfeld D. A. Optimization and control of drilling burr formation of AISI 304L and AISI 4118 based on drilling burr control charts // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2001. Vol. 41, iss. 7. P. 923–936.
94. Kong K. J. 1D–3D coupling algorithm of gas flow for the valve system in a compression ignition engine // *Journal of Marine Science and Engineering*. 2021. Vol. 9, iss. 10. Paper No. 1061.
95. Konzok D. Reinigen nach dem thermischen Entgraten // *JOT Journal für Oberflächentechnik*. 2013. Vol. 53, iss. 6. P. 48–50.
96. Kraemer D., Chen G. A simple differential steady-state method to measure the thermal conductivity of solid bulk materials with high accuracy // *Review of Scientific Instruments*. 2014. Vol. 85, iss. 2. Paper No. 025108.
97. Lasemi A., Xue D., Gu P. Recent development in CNC machining of free-form surfaces: a state-of-the-art review // *Computer-Aided Design*. 2010. Vol. 42, iss. 7. P. 641–654.
98. Laser polishing of thermoplastics fabricated using fused deposition modeling / Y. Chai, R. W. Li, D. M. Perriman et al. // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. Vol. 96, iss. 9. P. 4295–4302.
99. Launder B. E., Spalding D. B. The numerical computation of turbulent flows. *Numerical Prediction of Flow, Heat Transfer, Turbulence and Combustion* / ed. by S. V. Patankar et al. New York : Pergamon Press, 1983. P. 96–116.
100. Lee S. H., Dornfeld D. A. Precision laser deburring // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2001. Vol. 123, iss. 4. P. 601–608.
101. Li Y., Gu P. Free-form surface inspection techniques state of the art review // *Computer-Aided Design*. 2004. Vol. 36, iss. 13. P. 1395–1417.

102. Lim M. T., Anderson R. W., Arpaci V. S. Prediction of spark kernel development in constant volume combustion // *Combustion and Flame*. 1987. Vol. 69, iss. 3. P. 303–316.
103. Lu F. K., Wilson D. R. Development of a shock-induced detonation driver // *Shock Waves* / ed. by Z. Jiang. Berlin ; Heidelberg : Springer, 2005. P. 301–306.
104. Lutz T. Oxide nach thermischem Entgraten effektiv entfernen // *JOT Journal für Oberflächentechnik*. 2019. Vol. 59, iss. 9. P. 102–104.
105. Ma Z., Yu J., Xiao R. Data-driven reduced order modeling for parametrized time-dependent flow problems // *Physics of Fluids*. 2022. Vol. 34, is. 7. Paper No. 075109.
106. Machining localization and quality evaluation of parts with sculptured surfaces using SQP method / Y. Sun, X. Wang, D. Guo, J. Liu // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2009. Vol. 42. P. 1131–1139.
107. Making interoperability visible: Data visualization of cyber-physical systems development tool chains / D. Gürdür, J. El-Khoury, T. Secoleanu, L. Lednicki // *Journal of Industrial Information Integration*. 2016, Vol. 4. P. 26–34.
108. Marode E., Bastien F., Bakker M. A model of the streamerinduced spark formation based on neutral dynamics // *Journal of Applied Physics*. 1979. Vol. 50, iss. 1. P. 140–146.
109. Masuzawa T. State of the art of micromachining // *CIRP Annals*. 2000. Vol. 49, iss. 2. P. 473–488.
110. Maxwell B., Korytchenko K., Shypul O. Numerical simulation of compression and detonation strokes in a pulse compression detonation system // *Advances in Design, Simulation and Manufacturing III* / ed. by V. Ivanov et al. Cham : Springer, 2020. P. 169–178. (LNME).
111. McKeown P. A. High precision manufacturing and the British economy // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B: Journal of Engineering Manufacture*. 1986. Vol. 200, iss. 3. P. 147–165.
112. McKeown P. A. The role of precision engineering in manufacturing of the future // *CIRP Annals*. 1987. Vol. 36, iss. 2. P. 495–501.

113. Mehrad V., Xue D., Gu P. Robust localization to align measured points on the manufactured surface with design surface for freeform surface inspection // *Computer-Aided Design*. 2014. Vol. 53. P. 90–103.
114. Meijer J. Laser beam machining (LBM), state of the art and new opportunities // *Journal of Materials Processing Technology*. 2004. Vol. 149, iss. 1/3. P. 2–17.
115. Menter F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // *AIAA-Journal*. 1994. Vol. 32, iss. 8. P. 269–289.
116. Menter F. R., Esch T. Elements of industrial heat transfer predictions // *Proceedings of 16th Brazilian Congress of Mechanical Engineering. COBEM-2001 (Uberlandia, Nov. 3–7, 2001)*. Uberlandia, 2001. Vol. 20. P. 117–127.
117. Menter F. R., Kuntz M., Bender R. A scale-adaptive simulation model for turbulent flow predictions // *AIAA Paper 2003-0767*. 2003. 40 p.
118. Microstructure and mechanical properties of three dimensional-printed continuous fiber composites / C. Oztan, R. Karkkainen, M. Fittipaldi et al. // *Journal of Composite Materials*. 2019. Vol. 53, iss. 2. P. 271–280.
119. Miet J. B., Lykowski J., Mixell K. Corona ignition system for highly efficient gasoline engines // *MTZ Worldwide*. 2013. Vol. 74, iss. 6. P. 38–41.
120. Mitchell M. A., Raley R. E., Edwards K. Cleaning and cleanliness measurement of additive manufactured parts // *National Space and Missile Materials Symposium, Westminister, CO, 2016*. URL: <http://hdl.handle.net/2060/20160008863>. (Last accessed: 01.08.2021).
121. Modeling of the chemical finishing process for polylactic acid parts in fused deposition modeling and investigation of its tensile properties / Y. Jin, Y. Wan, B. Zhang, Z. Liu // *Journal of Materials Processing Technology*. 2017. Vol. 240. P. 233–239.
122. Moghimi R. Bridge-type sensor measurements are enhanced by autozeroed instrumentation amplifiers with digitally programmable gain and output offset // *Analog Dialogue*. 2004. Vol. 38, iss. 5. P. 1–3.
123. Moir I., Seabridge A. *Aircraft Systems: Mechanical, Electrical and Avionics Subsystems Integration*. Reston : AIAA, 2008. 366 p.

124. Nikolaev Y. A., Vasil'ev A. A., Ul'yanitskii B. Y. Gas detonation and its application in engineering and technologies // *Combustion, Explosion and Shock Waves*. 2003. Vol. 39, iss. 4. P. 382–410.
125. Numerical and experimental investigation of the channel expansion of a low-energy spark in the air / K. Korytchenko, S. Essmann, D. Markus et al. // *Combustion Science and Technology*. 2019. Vol. 191, iss. 12. P. 2136–2161.
126. Numerical control of machining parts from aluminum alloys with sticking minimization / V. Kombarov, V. Sorokin, Y. Tsegelnyk et al. // *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics*. 2021. Vol. 1, iss. 9. P. 209–216.
127. Numerical investigation of energy deposition in spark discharge in adiabatically and isothermally compressed nitrogen / K. V. Korytchenko, R. S. Tomashevskiy, I. S. Varshamova et al. // *Japanese Journal of Applied Physics*. 2020. Vol. 59. Paper No. SHHC04.
128. Numerical simulation of gap length influence on energy deposition in spark discharge / K. Korytchenko, O. Shypul, D. Samoilenko et al. // *Electrical Engineering & Electromechanics*. 2021. №. 1. P. 35–43.
129. Numerical simulations of mixture formation to ensuring the quality of thermal deburring / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk et al. // *Advances in Mechanical and Power Engineering* / ed. by H. Altenbach et al. Cham : Springer, 2023. P. 108–117. (LNME).
130. Oesterreich T. D., Teuteberg F. Understanding the implications of digitization and automation in the context of Industry 4.0: A triangulation approach and elements of a research agenda for the construction industry // *Computers in Industry*. 2016. Vol. 83. P. 121–139.
131. On the arc transition mechanism in nanosecond air discharges / N. Minesi, S. A. Stepanyan, P. B. Mariotto et al. // *Proc. of AIAA Scitech 2019 Forum (San Diego, Jan. 07–11, 2019)*. AIAA, 2019. Paper No. AIAA 2019-0463.
132. Optical and electrical investigation of plasma generated by high-energy self-stabilized spark ignition system / M. Janda, K. Korytchenko, O. Shypul, A. Kasymov // *Abst. Book of 9th Central European Symposium on Plasma Chemistry (CESPC9) joint*

with COST Action CA19110 Plasma Applications for Smart and Sustainable Agriculture (Vysoké Tatry, Sep. 4–9, 2022). FMFI UK, 2022. P. 41.

133. Optical and electrical investigation of plasma generated by high-energy self-stabilized spark ignition system / M. Janda, K. Korytchenko, O. Shypul et al. // *Physics of Plasmas*. 2023. Vol. 30, iss. 5. Paper No. 053501.

134. Overview of electro physicochemical methods for deburring small-sized high-precision details of coaxial radio components / Y. I. Karlina, S. K. Kargapol'tsev, V. E. Gozbenko et al. // *Journal of Physics: Conference Series*. 2020. Vol. 1582, iss. 1. Paper No. 012041.

135. Paxton A., Gardner R., Baker L. Lightning return stroke. A numerical calculation of the optical radiation // *Physics of Fluids*. 1986. Vol. 29, iss. 8. Paper No. 2736.

136. Permanent magnet synchronous generator stabilization system with induction motor in ANSYS Twin Builder / V. Pliuhin, V. Herasymenko, A. Trotsai et al. // *Smart Technologies in Urban Engineering* / ed. by O. Arsenyeva et al. Cham : Springer, 2023. P. 258–270. (LNNS ; vol. 808).

137. Petare A. C., Jain N. K. A critical review of past research and advances in abrasive flow finishing process // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. Vol. 97. P. 741–782.

138. Process for treating articles of manufacture to eliminate superfluous projections : Pat. US3475229A USA : Int. Cl. B23K 27/00. Appl. No. 643890 ; fil. 06.06.1967 ; publ. 22.10.1969. 12 p.

139. Radio frequency electrostatic ignition system feasibility demonstration : EISG Final Report / Etatech, Inc ; auth. P. D. Freen. Grant No. 02-23. Titusville, 2005. 27 p.

140. Ragnarsdóttir K. V., Sverdrup H., Koca D. Assessing long term sustainability of global supply of natural resources and materials // *Sustainable Development – Energy, Engineering and Technologies – Manufacturing and Environment* / ed. by C. Ghenai. – Rijeka : InThech, 2012. P. 83–116.

141. Rajurkar K. P. Sundaram M. M., Malshe A. P. Review of electrochemical and electrodischarge machining // *Procedia CIRP*. 2013. Vol. 6. P. 13–26.

142. Rangarajan A. Optimization of the face milling process: tool path and tool design issues. Part 1. Algorithm and tool path design // LMA Research Reports 2001–2002 / University of California, Berkeley. 2002. P. 61–68.
143. Optimization of machining parameters in face milling using multy-objective Taguchi technique / Y. Feday, F. Kahraman, H. Kirli Akin, G. Basar // Technical Journal. 2018. Vol. 12, iss. 2. P. 104–108.
144. Reduced-order modeling of supersonic fuel–air mixing in a multi-strut injection scramjet engine using machine learning techniques / A. C. Ispir, K. Zdybał, B. H. Saracoglu et al. // Acta Astronautica. 2023. Vol. 202. P. 564–584.
145. Rokhy H., Soury H. Investigation of the confinement effects on the blast wave propagated from gas mixture detonation utilizing the CESE method with finite rate chemistry model // Combustion Science and Technology. 2022. Vol. 194, iss. 14. P. 3003–3020.
146. Ruszaj A., Gawlik J., Skoczypiec S. Electrochemical machining – special equipment and applications in aircraft industry // Management and Production Engineering Review. 2016. Vol. 7, iss. 2. P. 34–41.
147. Sayles R. S., Macpherson P. B. Influence of wear debris on rolling contact fatigue // Rolling Contact Fatigue Testing of Bearing Steels / ed. by J. Hoo. ASTM International, 1982. ASTM STP 771. P. 255–274.
148. Schäfer F. Entgraten: Theorie, Verfahren, Anlagen. Mainz : Krausskopf-Verlag, 1975. 201 s.
149. Schulz D., Prozesssicher und effizient zu gratfreien Oberflächen // JOT Journal für Oberflächentechnik. 2015. Vol. 55, iss. 19. P. 54–57.
150. Shneider M. Turbulent decay of after-spark channels // Physics of Plasmas. 2006. Vol. 13, iss. 7. Paper No. 073501.
151. Shypul O. Modern methods of finishing edges and cleaning surfaces of metal parts // IESB 2018 : Abstract Book : 10th Int. Engineering Symposium at Bánki (Nov. 21, 2018) / Óbuda University. Budapest, 2018. P. 71.

152. Shypul O., Myntiuk V. Transient thermoelastic analysis of a cylinder having a varied coefficient of thermal expansion // *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2020. Vol. 64, iss. 4. P. 273–278.
153. Simulation of surface heating for arbitrary shape's moving bodies/sources by using R-functions / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk et al. // *Acta Polytechnica*. 2016. Vol. 56, iss. 6. P. 472–477.
154. Solomon I. J., Sevvel P., Gunasekaran J. A review on the various processing parameters in FDM // *Materials Today: Proceedings*. 2021. Vol. 37. P. 509–514.
155. Sonogo R. *Advances in TEM Technology* / Technical paper MR93-322. Dearborn : SME. 1993. 9 p.
156. Songmene V., Balout B., Masounave J. Clean machining: experimental investigation on dust formation – Part I: Influence of machining parameters and chip formation // *International Journal of Environmentally Conscious Design & Manufacturing*. 2008. Vol. 14, iss. 1. P. 1–16.
157. Songmene V., Balout B., Masounave J. Clean machining: experimental investigation on dust formation – Part II: Influence of machining strategies and drill condition // *International Journal of Environmentally Conscious Design & Manufacturing*. 2008. Vol. 14, iss. 1. P. 17–33.
158. Sparse 2D packing in thermal deburring with shock waves acting effects / S. Plankovskyy, T. Romanova, A. Pankratov et al. // *Human Assisted Intelligent Computing* / ed. by M. S. Manshahia et al. Bristol : IOP Publishing, 2023. P. 13-1–13-20.
159. Sparsest balanced packing of irregular 3D objects in a cylindrical container / T. Romanova, Y. Stoyan, A. Pankratov et al. // *European Journal of Operational Research*. 2021. Vol. 291, iss. 1. P. 84–100.
160. Sparsest packing of two-dimensional objects / T. Romanova, A. Pankratov, I. Litvinchev et al. // *International Journal of Production Research*. 2021. Vol. 59, iss. 13. P. 3900–3915.
161. State of the art in surface finish of metal additive manufactured parts / P. S. Sibanda, P. Carr, M. Ryan, S. Bigot // *Advances in Manufacturing Technology*

XXXIII / ed. by Y. Jin, M. Price. Amsterdam : IOS Press, 2019. P. 221–225. (Advances in Transdisciplinary Engineering ; vol. 9).

162. Stoyan Y., Pankratov A., Romanova T. Quasi phi-functions and optimal packing of ellipses // *Journal of Global Optimization*. 2016. Vol. 65, iss. 2. P. 283–307.

163. Stoyan Y., Romanova T. Mathematical models of placement optimization: Two-and three-dimensional problems and applications // *Modeling and Optimization in Space Engineering* / ed. by G. Fasano, J. Pintér. Cham : Springer, 2012. P. 363–388. (SOIA ; vol. 73).

164. Struckmann J., Kieser A. Thermal deburring. Luhden : ATL Anlagentechnik Luhden GmbH, 2020. 92 p.

165. Study on resistance and energy deposition of spark channel under the oscillatory current pulse / X. Li, X. Liu, F. Zeng et al. // *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2014. Vol. 42, iss. 9. P. 2259–2265.

166. Sysoiev Y., Rudenko V., Dolomanov A. Creating a mixture of gases for ion-plasma technologies // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2014. Vol. 2, iss. 5. P. 15–19.

167. Takazawa K. Burr Technology. Tokyo : Asakura Bookstore Company, 1980. 230 p.

168. Tanaka Y., Sakuta T. Modelling of a pulsed discharge in N₂ gas at atmospheric pressure // *Journal of Physics D: Applied Physics*. 1999. Vol. 32, iss. 24. P. 3199–3207.

169. Tanaka Y., Michishita T., Uesugi Y. Hydrodynamic chemical non-equilibrium model of a pulsed arc discharge in dry air at atmospheric pressure // *Plasma Sources Science and Technology*. 2005. Vol. 14, iss. 1. P. 134–154.

170. Taniguchi N. Current status in, and future trends of, ultraprecision machining and ultrafine materials processing // *CIRP Annals*. 1983. Vol. 32, iss. 2. P. 573–582.

171. Taniguchi N. Nanotechnology: Integrated Processing Systems for Ultra-precision and Ultrafine Products. Oxford : Oxford University Press, 1996. 406 p.

172. Taufik M., Jain P. K. Part surface quality improvement studies in fused deposition modelling process: a review // *Australian Journal of Mechanical Engineering*. 2022. Vol. 20, iss. 2. P. 527–551.
173. Teodorchyk A. Fast deflagrations and detonations in obstacle-filled channels // *Journal of Power Technologies*. 1995. Vol. 79. P. 1–34.
174. The standardization for the edge quality of the precise machining products / Y. Kato, K. Ohmri, E. Hatano, K. Takazawa // *Advanced Materials Research*. 2007. Vol. 24/25. P. 83–90.
175. The streamer-to-spark transition in a transient spark: a DC-driven nanosecond-pulsed discharge in atmospheric air / M. Janda, Z. Machala, A. Niklová, V. Martišovits // *Plasma Sources Science and Technology*. 2012. Vol. 21, iss. 4. Paper No. 045006.
176. Thermodynamic equilibrium for nitrogen species discharge: Comparison with global model / F. D. Ismail, T. Saktioto, M. Fadhali et al. // *Optik*. 2011. Vol. 122, iss. 5. P. 455–458.
177. Thermopulse apparatus for deburring parts : Pat. US4802654A USA : Int. Cl. C21D 9/00; B23K 7/06. Appl. No. 156914 ; fil. 30.04.1986 ; publ. 05.11.1987. 5 p.
178. Transient plasma ignition of hydrocarbon-air mixtures in pulse detonation engines / F. Wang, C. Jiang, A. Kuthi et al. // *Proc. of 42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit (Reno, Jan. 5–8, 2004)*. AIAA, 2004. Paper No. AIAA 2004-0834.
179. Treptow F., Wulfestieg K. P. Gentle removal of oxide layers // *IST International Surface Technology*. 2017. Vol. 10, iss. 3. P. 50–53.
180. T-Series Thermal Deburring Machines. Extrude Hone. URL: <https://www.extrudehone.com/t-series-thermal-deburring-machines/> (Last accessed: 01.08.2021).
181. Two-dimensional irregular packing problems: A review / B. Guo, Y. Zhang, J. Hu et al. // *Frontiers in Mechanical Engineering*. 2022. Vol. 8. Paper No. 966691.
182. U.S. Precision Parts Market Size to Reach Revenues of over USD 71 Billion by 2026. Bloomberg. URL: <https://www.bloomberg.com/press-releases/2021-03-10/u-s->

precision-parts-market-size-to-reach-revenues-of-over-usd-71-billion-by-2026-arizton (Last accessed: 10.03.2021).

183. Ulutan D., Ozel T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: a review // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2011. Vol. 51, iss. 3. P. 250–280.

184. Understanding the formation of nano and micro particles during metal cutting / R. Khettabi, V. Songmene, J. Masounave, I. Zaghbani // *International Journal of Systems Signal Control and Engineering Applications*. 2008. Vol. 1, iss. 3. P. 203–210.

185. Using the phi-function technique for the optimized virtual localization problem / S. Plankovskyy, Y. Tsegelnyk, T. Romanova et al. // *Intelligent Computing and Optimization* / ed. by P. Vasant et al. Cham : Springer, 2023. P. 277–287. (LNNS ; vol. 855).

186. van Kranenburg R. The Internet of Things: A Critique of Ambient Technology and the All-seeing Network of RFID. Amsterdam : Institute of Network Cultures, 2007. 60 p.

187. Vieser W., Esch T., Menter F. Heat transfer predictions using advanced two-equation turbulence models // *CFX Validation Report № CFX-VAL10/0602*. 2002. 73 p.

188. Visualization and analysis of technological systems experimental operating results / Y. Aksonov, V. Kombarov, Y. Tsegelnyk et al. // *Computer Sciences and Information Technologies (CSIT, 2021) : proc. of the IEEE 16th Int. conf. (Lviv, Sept. 22–25, 2021)*. IEEE, 2021. P. 1–6.

189. Wächter A., Biegler L. T. On the implementation of an interior-point filter line-search algorithm for large-scale nonlinear programming // *Mathematical Programming*. 2006. Vol. 106, iss. 1. P. 25–57.

190. Wang C. A multidisciplinary design and analysis environment and its application to aircraft flight dynamics analysis // *Journal of Industrial Information Integration*. 2016. Vol. 1. P. 14–19.

191. Warnatz J., Maas U., Dibble R. W. Combustion: Physical and Chemical Fundamentals, Modeling and Simulation, Experiments, Pollutant Formation. Berlin : Springer-Verlag, 1996. 378 p.

192. WBTC-STD 14/1997. An integrated international standard for burrs and edge conditions. Kansas City : Deburring Technology International, 1997. 36 p.
193. Wickramasinghe S., Do T., Tran P. FDM-based 3D printing of polymer and associated composite: A review on mechanical properties, defects and treatments. *Polymers*. 2020. Vol. 12, iss. 7. Paper No. 1529.
194. Wohlers Report 2019: 3D Printing and Additive Manufacturing State of the Industry / Wohlers Associates ; auth. T. Wohlers [et al.]. Fort Collins, 2019. 369 p.
195. World Bank Open Data : Free and open access to global development data. The World Bank Group. URL: <https://data.worldbank.org/> (Last accessed: 10.03.2021).
196. Xu L. D., Xu E. L., Li L. Industry 4.0: state of the art and future trends // *International Journal of Production Research*. 2018. Vol. 56, iss. 8. P. 2941–2962.
197. Zhao F., Xu X., Xie S. Q. Computer-aided inspection planning – the state of the art // *Computers in Industry*. 2009. Vol. 60, iss. 7. P. 453–466.
198. Zindani D., Kumar K. An insight into additive manufacturing of fiber reinforced polymer composite // *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*. 2019. Vol. 2, iss. 4. P. 267–278.
199. Азатян В. В., Павлов В. А., Шаталов О. П. Ингибирование горения и детонации водородо-воздушных смесей за фронтом ударной волны // *Кинетика и катализ*. 2006. Т. 40, № 6. С. 835–846.
200. Аналіз термічних напружень деталі під дією термоімпульсного навантаження / О. В. Шипуль, В. Б. Минтюк, Д. А. Брега, С. О. Крицький // *Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т»*. Харків, 2016. Вип. 72. С. 77–90.
201. Барон Ю. М. Влияние состояния кромок лезвий на эффективность режущих инструментов // *Инструмент и технологии*. 1997. Вып. 5. С. 1–11.
202. Божко В. П. Основы технологии зачистки деталей авиационного производства высокотемпературными газовыми импульсами : дис. ... д-ра техн. наук : 05.07.04 / Харьков. авиац. ин-т. Харьков, 1993. 314 с.

203. Борисова О. С. Совершенствование способов дозирования энергии при финишной термоимпульсной очистке прецизионных деталей летательных аппаратов : дис. ... канд. техн. наук : 05.07.02 / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2011. 152 с.
204. Ваграфтик Н. Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. Москва : Наука, 1972. 721 с.
205. Васидзу К. Вариационные методы в теории упругости и пластичности / пер. с англ. ; под. ред. Н. В. Баничука. М. : Мир, 1987. 542 с.
206. Веденов Ф. Ф., Гладуш Г. Г. Физические процессы при лазерной обработке материалов. М. : Энергоатомиздат, 1985. 206 с.
207. Вейник А. И. Приближенный расчет процессов теплопроводности. М. : Госэнергоиздат, 1959. 183 с.
208. ГОСТ ИСО/ТО 10949-2007. Чистота промышленная. Руководство по обеспечению и контролю чистоты компонентов гидропривода от изготовления до установки (ISO/TR 10949:2002, IDT). Действующий от 2008-12-01. Изд. офиц. Минск : Госстандарт, 2007. 15 с.
209. Демкин Н. Б., Рыжов Э. В. Качество поверхностей и контакт деталей машин. М. : Машиностроение, 1981. 244 с.
210. Дисперсне компонування при фінішному обробленні детонувальними газовими сумішами : монографія / Ю. Стоян, С. Планковський, Т. Романова та ін. Київ : Наукова думка, 2021. 171 с.
211. Дослідження клапана керованого випуску продуктів згорання автоматизованого комплексу для прецизійної термоімпульсної обробки / О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, Є. О. Аксьонов, В. О. Гарін // XXIV Міжнародний конгрес двигунобудівників : тези доп. / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авиац. ін-т» та ін. Харків, 2019. С. 104–105.
212. Дослідження тріщиностійкості деталі під дією термоімпульсного навантаження / О. В. Шипуль, І. Б. Кузнецов, Г. С. Тевзадзе, Р. О. Ходак // Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2017. № 1 (136). С. 67–72.

213. ДСТУ ГОСТ 17216:2004. Чистота промислова. Класи чистоти рідин (ГОСТ 17216-2001, IDT). На заміну ГОСТ 17216-71 ; чинний від 2005-01-01. Вид. офіц. Київ : УкрНДНЦ, 2004. 11 с.

214. Жданов А. А. Термоимпульсные технологии очистки поверхностей деталей агрегатов авиационных двигателей : дис. ... канд. техн. наук : 05.07.04 / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2003. 182 с.

215. Зиновьев В. Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах : справочник М. ; Л. : Metallurgia. 1989. 384 с.

216. Импульсная резка горячего металла / В. С. Кривцов, С. А. Мазниченко, С. И. Планковский и др. Харьков : Нац. аэрокосм. ун-т «Харьков. авиац. ин-т», 2005. 476 с.

217. Ингибирование различных режимов горения водорода в воздухе пропиленом и изопропиловым спиртом / В. В. Азатян, А. А. Борисов, А. Г. Мержанов и др. // Физика горения и взрыва. 2005. Т. 41, № 1. С. 3–14.

218. Инженерия поверхности деталей / А. Г. Суслов и др. М. : Машиностроение, 2008. 320 с.

219. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел / пер. с англ.; под ред. А. А. Померанцева. М. : Наука, 1964. 488 с.

220. Коваленко В. П. Загрязнения и очистка нефтяных масел. М. : Химия, 1978. 167 с.

221. Козлов В. Г. Повышение эффективности финишной очистки деталей гидравлических систем самолетов на базе термоимпульсного метода : дис. ... канд. техн. наук : 05.07.02 / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2013. 176 с.

222. Колоколов Б. А., Лосев А. В., Мещеряков С. Ф. Расчет температурного поля пластины при её местном нагреве // Обработка металлов давлением в машиностроении : сб. науч. тр. / Харьков. авиац. ин-т. Харьков, 1981. Вып. 17. С. 49–54.

223. Комбаров В. В. Підвищення кінематичної точності механічної обробки на верстатах з ЧПК монолітних вузлів силової конструкції планера літака : дис. ...

канд. техн. наук : 05.07.02 / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2020. 226 с.

224. Коротченко К. В. Высоковольтная электроразрядная техника генерирования ударных волн и нагревания реагирующих газовых сред : дис. ... д-ра техн. наук : 05.09.13 / Нац. техн. ун-т «Харьков. политехн. ин-т». Харьков, 2013. 340 с.

225. Кузнецов І. Б., Цегельник Є. В., Шипуль О. В. Математичне моделювання напруженого стану деталей військової техніки при детонаційній очистці // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2016. Вип. 73. С. 44–51.

226. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов : справ. / Н. Н. Рыкалин, А. А. Углов, И. В. Зуев, А. Н. Кокора. М. : Машиностроение, 1985. 495 с.

227. Лозовский В. Н. Надежность гидравлических агрегатов. М. : Машиностроение, 1974. 319 с.

228. Лосев А. В. Повышение эффективности зачистки деталей пневматических и гидротопливных систем при использовании термоимпульсного метода : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Харьк. гос. политехн. ун-т. Харьков, 1994. 217 с.

229. Лосев А. В., Фадеев В. А. Отделочно-зачистные технологии в производстве летательных аппаратов и в машиностроении // Авиационно-космическая техника и технология. 2007. № 4 (40). С. 6–12.

230. Лосева О. А., Лосев А. В. Обработка кромок деталей термоимпульсным методом // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии : сб. науч. тр. / Нац. аерокосм. ун-т ім. Н. Е. Жуковського «Харьков. авіац. ін-т». Харьков, 2009. Вып. 42. С. 120–126.

231. Мазниченко С. А., Планковский С. И., Борисова О. С. Об особенностях смесеобразования в тепловых приводах импульсного оборудования // Авиационно-космическая техника и технология. 2007. № 7 (44). С. 45–52.

232. Малашенко В. Л. Совершенствование технологии зачистной обработки деталей из термопластов на базе термоимпульсного метода : дис. ... канд. техн.

наук : 05.03.07 / Нац. аерокосм. ун-т ім. Н. Е. Жуковського «Харьков. авіац. ін-т». Харьков, 2014. 167 с.

233. Методика вибору параметрів форкамери для термоімпульсної обробки деталей з пластмас / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник, В. Л. Малашенко, С. О. Красовський // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2013. Вип. 61. С. 39–46.

234. Методика назначення режимов термоімпульсної зачистки деталей из термопластов / С. И. Планковский, А. Н. Мещеряков, О. В. Шипуль, В. Л. Малашенко // Вопросы проектирования и производства летательных аппаратов : сб. науч. тр. / Нац. аерокосм. ун-т ім. Н. Е. Жуковського «Харьков. авіац. ін-т». Харьков, 2013. Вып. 4 (76). С. 94–105.

235. Методика розрахунку теплових потоків при термоімпульсній обробці детонуючими газовими сумішами / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. С. Палазюк, С. О. Красовський // Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2014. № 6 (113). С. 17–23.

236. Моделювання процесу оплавлення задирок при термоімпульсній обробці детонуючими сумішами / О. В. Шипуль, С. І. Планковський, О. В. Гайдачук, Є. С. Палазюк // Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2013. № 3 (100). С. 4–11.

237. Моделювання теплообміну при загасанні ударних хвиль в замкнутій камері / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов та ін. // Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2014. № 1 (108). С. 104–109.

238. Моделювання термоімпульсної обробки з урахуванням неоднорідності паливної суміші / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, О. С. Борисова // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2010. Вип. 46. С. 75–87.

239. Модульний автономний автоматичний реєстратор параметрів термоімпульсного оброблення / О. А. Павленко, Є. О. Аксьонов, О. В. Шипуль, С. О. Закліньський // Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2022. № 4 (180). С. 68–78.

240. Никитин Г. А., Чирков С. В. Влияние загрязненности жидкости на надежность работы летательных аппаратов. М. : Транспорт, 1969. 183 с.
241. Павленко Д. В. Технологические методы уплотнения спеченных титановых заготовок // Вестник двигателестроения. 2015. № 1. С. 87–93.
242. Павленко О. А. Удосконалення обладнання і технології для імпульсного брикетування відходів металообробки : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2019. 211 с.
243. Петрушин Н. В., Светлов И. Л., Оспенникова О. Г. Литейные жаропрочные никелевые сплавы // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2012. № 5. С. 15–19.
244. Планковский С. И., Шипуль О. В. Проблемы развития методов финишной отделки и очистки интенсивными тепловыми потоками // Проблемы машиностроения. 2011. Т. 14, № 2. С. 72–82.
245. Планковский С. И., Шипуль О. В., Цегельник Е. В. Разработка методики определения термонапряженного состояния деталей при термоимпульсной обработке // Інтегровані комп'ютерні технології в машинобудуванні ІКТМ'2017 : Всеукр. наук.-техн. конф. : тези доп. / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2017. Т. 1. С. 31–32.
246. Планковський С. І., Шипуль О. В. Математична модель опорядження крайок при термоімпульсній обробці // Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2015. № 9 (126). С. 51–55.
247. Планковський С. І., Шипуль О. В., Заклінський С. О. Застосування методу еквівалентної камери при розрахунку теплових потоків у процесах детонаційної обробки // Удосконалювання енергоустановок методами математичного і фізичного моделювання : тези доп. XVII Міжнар. наук.-техн. конф. (Харків, 7–11 жовт. 2019 р.) / Ін-т проблем машинобудування ім. А. М. Підгорного НАН України. Харків, 2019. С. 8–9.

248. Планковський С. І., Шипуль О. В., Заклінський С. О. Моделювання генератора паливної суміші термоімпульсної установки // Новые технологии в машиностроении : материалы XXIX Междунар. конф. (Коблево, 3–8 сент. 2019 г.) / Нац. аерокосм. ун-т ім. Н. Е. Жуковського «Харьков. авіац. ін-т» і др. Харьков, 2019. С. 94.
249. Планковський С. І., Шипуль О. В., Цегельник Є. В. Алгоритм призначення режимів термоімпульсної обробки з урахуванням міцнісних обмежень // Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2018. № 4 (148). С. 63–71.
250. Плунгян А. М. Гидросистемы самолетов 5-го поколения (по зарубежным источникам) // Датчики и системы. 2002. № 7. С. 27–29.
251. Полянин А. Д. Справочник по линейным уравнениям математической физики. М. : Физматлит, 2001. 576 с.
252. Про затвердження Авіаційних правил України «Підтримання льотної придатності повітряних суден та авіаційних виробів, компонентів і обладнання та схвалення організацій і персоналу, залучених до виконання цих завдань» : Наказ Державної авіаційної служби України від 06.03.2019 р. № 268 : станом на 01 лип. 2021 р. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/z0316-19> (дата звернення: 05.01.2022).
253. Редько П. Г. Повышение безотказности и улучшение характеристик электрогидравлических систем приводов летательных аппаратов : дис. ... д-ра техн. наук : 05.02.02 / ОАО «Павловск. машиностр. з-д ВОСХОД». Павлово, 2002. 332 с.
254. Розрахунок теплових потоків при термоімпульсному обробленні з форкамерно-факельним підпалюванням / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник, В. Л. Малащенко, С. О. Красовський // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2013. Вип. 62. С. 89–97.
255. Розробка автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення детонуючими газовими сумішами : звіт про НДР (остаточ.) / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т» ; кер. С. Планковський ; викон.: О. Шипуль [та ін.]. Шифр теми Д104-1/2017-П. № 0117U002500. Харків,

2018. 213 с.

256. Розробка програмного та технічного забезпечення цифрових близнюків процесів обробки деталей літальних апаратів детонуючими газовими сумішами : звіт про НДР (проміжн.) / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т» ; кер. В. Гайдачук ; викон. О. В. Шипуль [та ін.]. Шифр теми Д104-1/2021-П. № 0121U109601. Харків, 2021. 144 с.

257. Розробка програмного та технічного забезпечення цифрових близнюків процесів обробки деталей літальних апаратів детонуючими газовими сумішами : звіт про НДР (остаточн.) / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т» ; кер. В. Гайдачук ; викон. О. В. Шипуль [та ін.]. Шифр теми Д104-1/2021-П. № 0121U109601. Харків, 2021. 135 с.

258. Розробка технологій та технічних рішень для автоматизованих промислових установок прецизійної обробки деталей агрегатів ГТД детонуючими газовими сумішами : звіт про НДР (проміж.) / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т» ; кер. С. Планковський ; викон.: О. Шипуль [та ін.]. Шифр теми Д104-1/2019-П. № 0119U100943. Харків, 2019. 101 с.

259. Розробка технологій та технічних рішень для автоматизованих промислових установок прецизійної обробки деталей агрегатів ГТД детонуючими газовими сумішами : звіт про НДР (остаточн.) / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т» ; кер. О. Шипуль ; викон.: С. Планковський [та ін.]. Шифр теми Д104-1/2019-П. № 0119U100943. Харків, 2020. 170 с.

260. Розроблення автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами: наукові матеріали : моногр. / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник та ін. ; за ред. С. І. Планковського. Харків : Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т», 2020. 318 с.

261. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. М. : Машгиз, 1951. 295 с.

262. Система ЧПУ для автоматизированного комплекса прецизионной термоимпульсной обработки / С. И. Планковский, Е. В. Цегельник, О. В. Шипуль и др.

// Космические технологии: настоящее и будущее : тезисы докл. VII Междунар. конф. (21–24 мая 2019 г.) / Гос. предпр. «Констр. бюро «Южное» им. М. К. Янгеля». Днепр, 2019. С. 89.

263. Сломинская Е. Н. Термоимпульсная отделка поверхностей деталей летательных аппаратов : дис. ... канд. техн. наук : 05.07.04 / Харьков. авиац. ин-т. Харьков, 1996. 165 с.

264. Смоленцев Е. В. Проектирование электрических и комбинированных методов обработки. М. : Машиностроение, 2005. 511 с.

265. Спосіб генерації газової суміші : пат. 125380 Україна : МПК (2022.01) B01F 3/02 (2006.01), B01F 13/00, G05D 11/00. № а201810303 ; заяв. 17.10.2018 ; опубл. 02.03.2022, Бюл. № 9. 4 с.

266. Спосіб дозування компонентів суміші в імпульсному тепловому двигуні : пат. 94196 Україна : МПК F02D 19/00, F02M 21/00, F23N 01/00. № а201007632 ; заявл. 18.06.2010 ; опубл. 11.04.2011, Бюл. № 7. 2 с.

267. Спосіб приготування газової суміші заданого складу : пат. 146262 Україна : МПК (2006) B01F 3/00. № u202005803 ; заявл. 10.09.2020 ; опубл. 03.02.2021, Бюл. № 5. 4 с.

268. Спосіб приготування газової суміші заданого складу : пат. 146263 Україна : МПК (2006) B01F 3/00. № u202005803 ; заявл. 10.09.2020 ; опубл. 03.02.2021, Бюл. № 5. 4 с.

269. Спосіб термічного видалення ліквідів : пат. 131497 Україна : МПК B23K 7/06 (2006.01). № а201807337 ; заявл. 02.07.2018 ; опубл. 25.01.2019, Бюл. № 2. 4 с.

270. Спосіб термічного видалення ліквідів : пат. 133161 Україна : МПК B23K 7/06 (2006.01). № u201810404 ; заявл. 22.10.2018 ; опубл. 25.03.2019, Бюл. № 6. 4 с.

271. Справочник по электрохимическим и электрофизическим методам обработки / Г. Л. Амитан, И. А. Байсутов, Ю. М. Барон и др. Л. : Машиностроение, 1988. 719 с.

272. Сумішоутворення в камерах термоімпульсних машин при обробці деталей агрегатів двигунів ЛА / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, В. Г. Козлов // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. 2010. № 9 (76). С. 7–11.

273. Сучасний стан та перспективи розвитку технологій фінішної обробки прецизійних деталей літальних апаратів / С. І. Планковський, О. В. Лосев, О. В. Шипуль, О. С. Борисова // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. 2010. № 2 (69). С. 39–47.

274. Сучасні методи фінішного очищення інтенсивними потоками енергії : монографія / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник, А. О. Гарін та ін. Харків : Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т», 2013. 189 с.

275. Технологические системы обеспечения качества изделий машиностроения / В. С. Кривцов, С. И. Планковский, И. В. Бычков, А. В. Лосев // *Технологические системы*. 2013. № 1. С. 60–70.

276. Тимиркеев Р. Г., Плихунов В. В., Губин Н. Н. Количественные зависимости влияния параметров механических примесей на показатели надежности золотниковых агрегатов гидротопливных систем // *Авиационная промышленность*. 2000. № 3. С. 102–105.

277. Трифонов О. В. Метод назначения режимов термоимпульсной обработки детонирующими газовыми смесями в интегрированных CAD/CAE-системах : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.07 / Нац. аерокосм. ун-т ім. Н. Е. Жуковського «Харьков. авіац. ін-т». Харьков, 2013. 149 с.

278. Фомин П. А., Чен Д. Р. Влияние химически инертных частиц на параметры и подавление детонации в газах // *Физика горения и взрыва*. 2009. Т. 45, № 3. С. 77–88.

279. Харламов Ю. А. Управляемое инициирование газовой детонации // *Вісник Східноукраїнського національного університету ім. Володимира Даля*. 2017. № 7 (237). С. 101–113.

280. Числове дослідження змішування в системі генерації газової суміші / В. Є. Гайдачук, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський та ін. // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. 2021. № 6 (176). С. 68–78.

281. Числове та експериментальне дослідження наповнення резервуару компонентом газової суміші / О. В. Шипуль, С. О. Заклінський, В. В. Комбаров та ін. // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. 2021. № 4 (172). С. 63–72.

282. Шипуль О. В. Сучасні методи фінішного упорядження крайок прецизійних деталей // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. 2015. № 4 (121). С. 16–25.

283. Шипуль О. В. Тенденции развития прецизионного производства // *Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосмич. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т»*. Харьков, 2015. Вып. 1 (81). С. 77–90.

284. Шипуль О. В., Кузнецов І. Б., Палазюк Є. С. Методика призначення режимів термоімпульсного опорядження з урахуванням вимог до якості кромки // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. 2015. № 5 (122). С. 21–26.

285. Xia D., Yu C., Kong L. The development of micromachined gyroscope structure and circuitry technology // *Sensors*. 2014. Vol. 14, iss. 1. P. 1394–1473.

ДОДАТКИ

ДОДАТОК А

Базові інструменти методу *phi*-функцій [210]

У цьому додатку формулюються основні положення (в рамках теорії геометричного проєктування, необхідні для побудови засобів математичного і комп'ютерного моделювання відношень між геометричними об'єктами. Розглядаються поняття *phi*-функції, псевдонормалізованої *phi*-функції (див. наприклад, [38, 163]), квазі-*phi*-функції та псевдонормалізованої квазі-*phi*-функції (див. наприклад, [162]), наводяться їх основні властивості. Обґрунтовується необхідність побудови різних класів *phi*-функцій і квазі-*phi*-функцій, необхідних для побудови математичних моделей задач оптимального розміщення довільних (опуклих і неопуклих) об'єктів з урахуванням обмежень на мінімально допустимі відстані та обмежень балансу.

А.1 Математичне моделювання в геометричному проєктуванні

А.1.1 Phi-функція і псевдонормалізована phi-функція

У класі задач геометричного проєктування як математичні моделі матеріальних об'єктів розглядають *phi*-об'єкти – непорожні точкові множини $A \subset R^3$, які задовольняють такі вимоги: A – канонічно замкнута множина; внутрішність і замикання множини A мають один і той же гомотопічний тип; в будь-якій точці $x \in cl A$ існує окіл $U_x \subset cl A$, такий, що $int U_x$ і $cl U_x$ мають один і той же гомотопічний тип.

Подання інформації про *phi*-об'єкти, як про математичні моделі матеріальних об'єктів в задачах геометричного проєктування, пов'язано з поняттям геометричної інформації, введеної як сукупність трьох елементів: просторової форми *phi*-об'єкта, що характеризує конфігурацію об'єкта; метричних характеристик, що визначають «розміри» *phi*-об'єкта; параметрів розміщення, які задають місце розташування *phi*-об'єкта у відповідному просторі.

Нехай $A \subset R^3$ і $B \subset R^3$ – замкнуті *phi*-об'єкти. Вважаємо, що, принаймні, один з об'єктів обмежений. Відповідно. місце розташування об'єкта A визначається вектором змінних параметрів розміщення (v_A, θ_A) , де $v_A = (x_A, y_A, z_A)$ – вектор тра-

нсляції, $\theta_A = (\theta_1, \theta_2, \theta_3)$ – кути Ейлера. Позначимо $u_A = (v_A, \theta_A, \lambda_A)$ як вектор змінних об'єкта A і $u_B = (v_B, \theta_B, \lambda_B)$ як вектор змінних об'єкта B . Надалі, об'єкт A , повернений на кути $\theta_1, \theta_2, \theta_3$, трансльований на вектор v позначимо як $A(u) = \{p \in R^3: p = v + M(\theta) \cdot p^0 \forall p^0 \in A^0\}$, де A^0 позначає нетрансльований і неповернутий об'єкт A , $M(\theta) = M(\theta_1, \theta_2, \theta_3)$ – стандартна матриця повороту.

Однією з найважливіших задач під час моделювання розміщення об'єктів є побудова такої функції, яка б описувала відношення між парою *phi*-об'єктів A і B . Означена функція має враховувати такі ситуації:

– об'єкти A і B не мають спільних точок, тобто $clA \cap clB = \emptyset$, де $cl(\bullet)$ – замикання об'єкта (\bullet) ;

– об'єкти A і B перетинаються, тобто $int A \cap int B \neq \emptyset$, де $int(\bullet)$ – внутрішність об'єкта (\bullet) ;

– об'єкти A і B дотикаються, тобто $frA \cap frB \neq \emptyset$ та $int A \cap int B = \emptyset$, де $fr(\bullet)$ – межа об'єкта (\bullet) .

Означення 1. Неперервну, усюди визначену функцію $\Phi^{AB}(u_A, u_B)$ називають *phi*-функцією об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$, якщо вона задовольняє такі властивості:

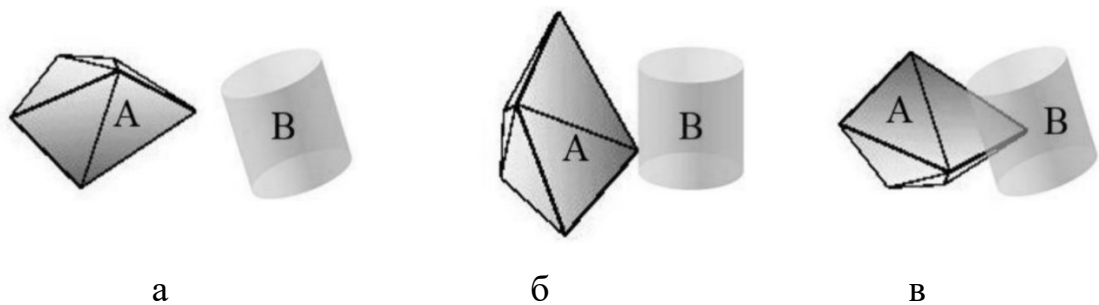
$$\Phi^{AB}(u_A, u_B) < 0, \text{ якщо } int A(u_A) \cap int B(u_B) \neq \emptyset,$$

$$\Phi^{AB}(u_A, u_B) = 0, \text{ якщо } int A(u_A) \cap int B(u_B) = \emptyset \text{ і } frA(u_A) \cap frB(u_B) \neq \emptyset,$$

$$\Phi^{AB}(u_A, u_B) > 0, \text{ якщо } A(u_A) \cap B(u_B) = \emptyset, \quad (\text{A.1})$$

тут frA позначає межу, а $int A$ – внутрішність об'єкта A .

На рис. А.1 зображено 3 випадки, які розрізняє *phi*-функція.



$$\text{а} - \Phi^{AB}(u_A, u_B) > 0; \text{б} - \Phi^{AB}(u_A, u_B) = 0; \text{в} - \Phi^{AB}(u_A, u_B) < 0$$

Рисунок А.1 – Ілюстрація к визначенню *phi*-функції

З метою моделювання обмежень на допустимі відстані між геометричними об'єктами введено поняття нормалізованої *phi*-функції. Нехай задано обмеження на мінімально допустиму відстань ρ між об'єктами $A(u_A)$ і $B(u_B)$, тобто $dist(A(u_A), B(u_B)) \geq \rho$, де $dist(A(u_A), B(u_B)) = \min_{a \in A, b \in B} dist(a, b)$ – евклідова відстань між замкнутими множинами $A(u_A)$ і $B(u_B)$, $dist(a, b) = \sqrt{(x_a^2 - x_b^2) + (y_a^2 - y_b^2) + (z_a^2 - z_b^2)}$ – евклідова відстань між точками a і b в \mathbb{R}^3 .

Означення 2. *Phi*-функцію $\tilde{\Phi}^{AB}(u_A, u_B)$ називають нормалізованою, якщо її значення дорівнюють евклідовим відстаням між об'єктами $A(u_A)$ і $B(u_B)$, за умови $int A(u_A) \cap int B(u_B) = \emptyset$, тобто

$$\tilde{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) = dist(A(u_A), B(u_B)) \Leftrightarrow int A(u_A) \cap int B(u_B) = \emptyset. \quad (A.2)$$

У термінах *phi*-функцій обмеження $dist(A(u_A), B(u_B)) \geq \rho$ еквівалентне $\tilde{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) \geq \rho$, де $\tilde{\Phi}^{AB}$ – нормалізована *phi*-функція об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$, $u_A = (x_A, y_A, z_A, \theta_A, \lambda_A)$ і $u_B = (x_B, y_B, z_B, \theta_B, \lambda_B)$.

Побудова нормалізованих *phi*-функцій для довільних *phi*-об'єктів – досить складна процедура. Через це для моделювання мінімально допустимих відстаней між об'єктами пропонується використовувати вільні від радикалів псевдонормалізовані *phi*-функції.

Означення 3. Неперервну всюди визначену функцію $\hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B)$ називають псевдонормалізованою *phi*-функцією об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$, якщо виконуються такі властивості:

$$\begin{aligned} \hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) &> 0, \text{ якщо } dist(A(u_A), B(u_B)) > \rho, \\ \hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) &= 0, \text{ якщо } dist(A(u_A), B(u_B)) = \rho, \\ \hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) &< 0, \text{ якщо } dist(A(u_A), B(u_B)) < \rho. \end{aligned} \quad (A.3)$$

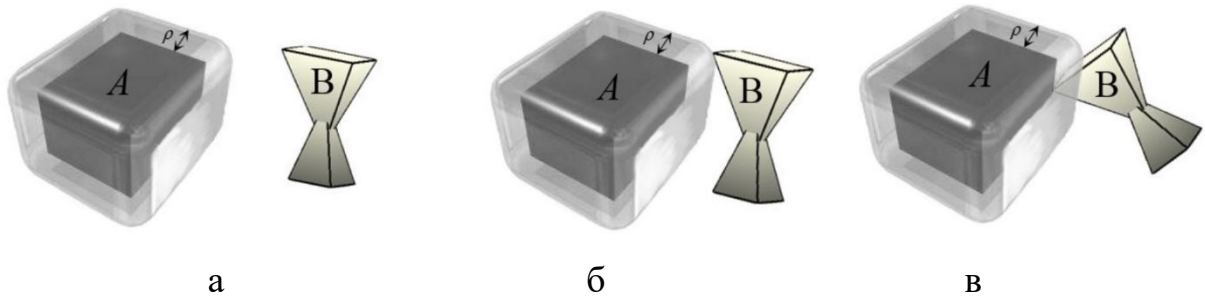
Зокрема, з (A.3) випливає

$$dist(A(u_A), B(u_B)) > \rho \Leftrightarrow \tilde{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) \geq \rho \Leftrightarrow \hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) \geq 0,$$

$$\tilde{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) = \rho \Leftrightarrow \hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) = 0.$$

На рис. A.2 зображено три випадки, які розрізняє псевдонормалізована *phi*-

функція.



$$a - \hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) > 0; \quad б - \hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) = 0; \quad в - \hat{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) < 0$$

Рисунок А.2 – Ілюстрація к визначенню псевдонормалізованої phi-функції

З (А.2) і (А.3) випливає, що функція $\tilde{\Phi}^{AB}(u_A, u_B) - \rho$ є псевдонормалізованою phi-функцією.

Нехай $A(u_A) = \bigcup_{i=1}^{N_1} A_i(u_A)$, $B(u_B) = \bigcup_{j=1}^{N_2} B_j(u_B)$, а $\Phi^{A_i B_j}(u_A, u_B) \in \text{phi-функцією}$ для об'єктів $A_i(u_A)$ і $B_j(u_B)$, $i = 1, 2, \dots, N_1, j = 1, 2, \dots, N_2$.

Тоді функція, подана у вигляді

$$\Phi^{AB}(u_A, u_B) = \min\{\Phi^{A_i B_j}(u_A, u_B), i = 1, 2, \dots, N_1, j = 1, 2, \dots, N_2\}, \quad (\text{А.4})$$

є phi-функцією для об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$.

А.1.2 Квазі-phi-функція і псевдонормалізована квазі-phi-функція

Для математичного моделювання відношень phi-об'єктів використовують також квазі-phi-функції.

Означення 4. Квазі-phi-функцією для phi-об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$ називають всюди визначену, неперервну функцію $\Phi'^{AB}(u_A, u_B, u')$, для якої функція $\max_{u' \in U} \Phi'^{AB}(u_A, u_B, u')$ є phi-функцією для $A(u_A)$ і $B(u_B)$, де вид множини $U \subset R^n$ і розмірність простору R^n залежать від форми об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$.

Квазі-phi-функція $\Phi'^{AB}(u_A, u_B, u')$ має низку важливих властивостей:

- якщо $\Phi'^{AB}(u_A, u_B, u') \geq 0$ для деяких u' , то $\text{int } A(u_A) \cap \text{int } B(u_B) = \emptyset$;
- якщо $\Phi^{AP}(u_A, u_P)$ – phi-функція для $A(u_A)$ і $P(u_P)$, $\Phi^{BP^*}(u_B, u_P)$ – phi-функція для $B(u_B)$ і $P^*(u_P) = R^3 \setminus \text{int } P(u_P)$, де $P(u_P) = \{(x, y, z): \psi_P = \alpha \cdot x + \beta \cdot y + \gamma \cdot z + \mu_P \geq 0\}$, $u_P = (\theta_{xP}, \theta_{yP}, \mu_P)$, $\alpha = \sin \theta_{yP}$, $\beta = -\sin \theta_{xP} \cdot \cos \theta_{yP}$, $\gamma =$

$\cos \theta_{xP} \cdot \cos \theta_{yP}$, то функція, визначена у вигляді

$$\Phi'^{AB}(u_A, u_B, u_P) = \min\{\Phi^{AP}(u_A, u_P), \Phi^{BP^*}(u_B, u_P)\}, \quad (\text{A.5})$$

є квазі-*phi*-функцією для пари обмежених $A(u_A)$ і $B(u_B)$. Тут $u' = u_P$;

– якщо $\Phi'^{AP}(u_A, u_P, u'_1)$ – квазі-*phi*-функція для $A(u_A)$ і $P(u_P)$,
 $\Phi'^{BP^*}(u_B, u_P, u'_2)$ – квазі-*phi*-функція для $B(u_B)$ і $P^*(u_P)$, то функція вигляду

$$\Phi'^{AB}(u_A, u_B, u') = \min\{\Phi'^{AP}(u_A, u_P, u'_1), \Phi'^{BP^*}(u_B, u_P, u'_2)\}, \quad (\text{A.6})$$

є квазі-*phi*-функцією для обмежених об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$. Тут $u' = (u_P, u'_1, u'_2)$.

Поняття квазі-*phi*-функції може бути використано також для моделювання обмежень на допустимі відстані між об'єктами. З цією метою введемо визначення нормалізованої і псевдонормалізованої квазі-*phi*-функції, ґрунтуючись на аналогічних термінах для *phi*-функцій. Нехай $\rho > 0$ – задана мінімально допустима відстань між об'єктами $A(u_A)$ і $B(u_B)$.

Означення 5. Квазі-*phi*-функцію $\tilde{\Phi}'^{AB}(u_A, u_B, u')$ називають нормалізованою для об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$, якщо функція $\max_{u' \in U} \tilde{\Phi}'^{AB}(u_A, u_B, u')$ є нормалізованою *phi*-функцією.

Таким чином,

$$\max_{u' \in U} \tilde{\Phi}'^{AB} \geq \rho \Leftrightarrow \text{dist}(A(u_A), B(u_B)) \geq \rho,$$

$$\tilde{\Phi}'^{AB} \geq \rho \Rightarrow \text{dist}(A(u_A), B(u_B)) \geq \rho.$$

Означення 6. Функцію $\hat{\Phi}'^{AB}(u_A, u_B, u')$ називають псевдонормалізованою квазі-*phi*-функцією для об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$, якщо функція $\max_{u' \in U} \hat{\Phi}'^{AB}(u_A, u_B, u')$ є псевдонормалізованою *phi*-функцією.

Тоді

$$\max_{u' \in U} \hat{\Phi}'^{AB} \geq 0 \Leftrightarrow \text{dist}(A(u_A), B(u_B)) \geq \rho,$$

$$\hat{\Phi}'^{AB} \geq 0 \Rightarrow \text{dist}(A(u_A), B(u_B)) \geq \rho.$$

Нехай квазі-*phi*-функція має вигляд

$$\Phi'^{AB}(u_A, u_B, u_P) = \min\{\tilde{\Phi}^{AP}(u_A, u_P), \tilde{\Phi}^{BP^*}(u_B, u_P)\}, \quad (\text{A.7})$$

де $\tilde{\Phi}^{AP}(u_A, u_P)$, $\tilde{\Phi}^{BP^*}(u_B, u_P)$ – нормалізовані *phi*-функції.

Тоді квазі-*phi*-функція

$$\tilde{\Phi}'^{AB}(u_A, u_B, u_P) = 2\Phi'^{AB}(u_A, u_B, u_P)$$

є нормалізованою квазі-*phi*-функцією, а квазі-*phi*-функція

$$\hat{\Phi}'^{AB}(u_A, u_B, u_P) = \Phi'^{AB}(u_A, u_B, u_P) - 0,5\rho$$

є псевдонормалізованою квазі-*phi*-функцією для об'єктів $A(u_A)$ і $B(u_B)$.

А.2 Постановка базової задачі оптимального компоновання геометричних об'єктів

Розглядається задача компоновання в такій постановці.

Контейнери. Нехай $\Omega = \Omega(p)$ визначає опуклий контейнер зі змінними метричними характеристиками,

$$\Omega = \{(x, y, z, p) \in R^3: \Psi(x, y, z, p) \geq 0\},$$

заданий в глобальній системі координат $OXYZ$, де

$$\Psi(x, y, z, p) = \min\{\Psi_t(x, y, z, p), t = 1, \dots, n_\Omega\},$$

а функції $\Psi_t(x, y, z, p)$ є диференційованими, $t = 1, \dots, n_\Omega$.

Розміщені об'єкти. Задано набір об'єктів Q_q , $q \in J_N$, $J_N = \{1, 2, \dots, N\}$. Кожен об'єкт Q_q може бути або опуклим, або не опуклим. В межах цієї праці вважаємо, що маса M_q кожного об'єкта Q_q відома.

Із кожним з об'єктів Q_q асоціюється його власна система координат з центром в точці v_q . Уявімо, що кожен неопуклий об'єкт Q_q поданий у вигляді об'єднання опуклих об'єктів K_j^q , $j = 1, \dots, n_q$, тобто

$$Q_q(u_q) = \bigcup_{j=1}^{n_q} K_j^q(u_q).$$

З кожним опуклим об'єктом K_j^q асоціюється система координат об'єкта Q_q

(рис. А.3). Опуклий об'єкт K_j^q визначається його вершинами p_s^{qj} , $s = 1, \dots, m_j^q$, в локальній системі координат неопуклого об'єкта \mathbb{Q}_q .

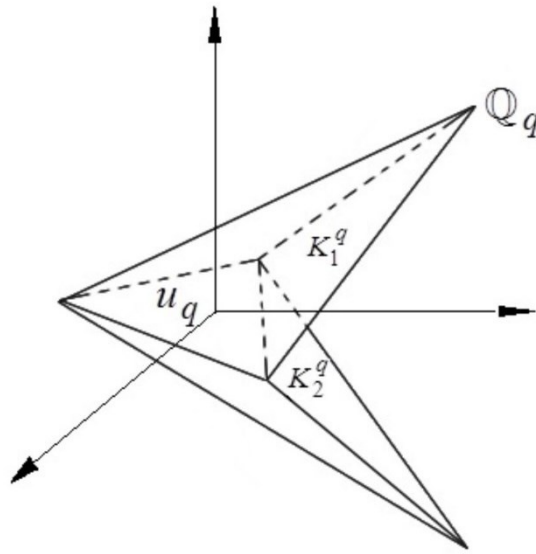


Рисунок А.3 – Приклад неопуклого об'єкта $\mathbb{Q}_q = K_1^q \cup K_2^q$

Не втрачаючи загальності, вважаємо, що центр v_q об'єкта \mathbb{Q}_q збігається з центром описаної навколо нього сфери S_q радіуса r_q . Положення та орієнтація кожного об'єкта \mathbb{Q}_q визначається вектором $u_q = (v_q, \theta_q)$ його змінних параметрів розміщення. Тут $v_q = (x_q, y_q, z_q)$ – вектор трансляції, $\theta_q = (\theta_q^1, \theta_q^2, \theta_q^3)$ – вектор параметрів обертання, де $\theta_q^1, \theta_q^2, \theta_q^3$ – кути Ейлера.

Об'єкт, повернутий на кути $\theta_q^1, \theta_q^2, \theta_q^3$ і трансльований на вектор v_q , позначають через $\mathbb{Q}_q(u_q) = \{p_q \in R^3: p_q = v_q + M(\theta_q) \cdot p_q^0, p_q^0 \in \mathbb{Q}_q^0\}$, де $u_q = (v_q, \theta_q)$, \mathbb{Q}_q^0 визначає неповернутий і нетрансльований об'єкт $\mathbb{Q}_q(u_q)$, $M(\theta_q)$ – матриця повороту вигляду

$$M(\theta_q^1, \theta_q^2, \theta_q^3) = \begin{pmatrix} m_{11} & m_{12} & m_{13} \\ m_{21} & m_{22} & m_{23} \\ m_{31} & m_{32} & m_{33} \end{pmatrix},$$

$$m_{11} = \cos \theta_q^1 \cos \theta_q^3 - \sin \theta_q^1 \cos \theta_q^2 \sin \theta_q^3,$$

$$m_{12} = -\cos \theta_q^1 \sin \theta_q^3 - \sin \theta_q^1 \cos \theta_q^2 \cos \theta_q^3,$$

$$m_{13} = \sin \theta_q^1 \sin \theta_q^2, m_{21} = \sin \theta_q^1 \cos \theta_q^3 + \cos \theta_q^1 \cos \theta_q^2 \sin \theta_q^3,$$

$$m_{22} = -\sin \theta_q^1 \sin \theta_q^3 + \cos \theta_q^1 \cos \theta_q^2 \cos \theta_q^3, m_{23} = -\cos \theta_q^1 \sin \theta_q^2,$$

$$m_{31} = \sin \theta_q^2 \sin \theta_q^3, m_{32} = \sin \theta_q^2 \cos \theta_q^3, m_{33} = \cos \theta_q^2.$$

Кожна точка $p_q = (p_x^q, p_y^q, p_z^q)$ після обертання і трансляції об'єкта $\mathbb{Q}_q(u_q)$ матиме вигляд

$$p_x^q = x_q + (\sin \theta_q^1 \cos \theta_q^3 + \cos \theta_q^1 \cos \theta_q^2 \sin \theta_q^3) \cdot p_x^0 + \\ + (-\sin \theta_q^1 \sin \theta_q^3 + \cos \theta_q^1 \cos \theta_q^2 \cos \theta_q^3) \cdot p_y^0 + (-\cos \theta_q^1 \sin \theta_q^2) \cdot p_z^0,$$

$$p_y^q = y_q + (\cos \theta_q^1 \cos \theta_q^3 - \sin \theta_q^1 \cos \theta_q^2 \sin \theta_q^3) \cdot p_x^0 + \\ + (-\cos \theta_q^1 \sin \theta_q^3 - \sin \theta_q^1 \cos \theta_q^2 \cos \theta_q^3) \cdot p_y^0 + (\sin \theta_q^1 \sin \theta_q^2) \cdot p_z^0,$$

$$p_z^q = z_q + (\sin \theta_q^2 \sin \theta_q^3) \cdot p_x^0 + (\sin \theta_q^2 \cos \theta_q^3) \cdot p_y^0 + (\cos \theta_q^2) \cdot p_z^0.$$

Обмеження. Між кожною парою об'єктів $\mathbb{Q}_q(u_q)$ і $\mathbb{Q}_g(u_g)$, $q < g \in J_N$, також як і між об'єктом $\mathbb{Q}_q(u_q)$, $q \in J_N$, та межею контейнера Ω можуть бути задані мінімально допустимі відстані $\rho_{qg} > 0$ і $\rho_q > 0$.

Це означає, що кожен об'єкт $\mathbb{Q}_q(u_q)$ має бути розташований по відношенню до об'єкта $\mathbb{Q}_g(u_g)$ не ближче, ніж задана допустима відстань ρ_{qg} , також кожен об'єкт $\mathbb{Q}_q(u_q)$ має бути розташований всередині контейнера Ω і не ближче, ніж задана допустима відстань $\rho_q > 0$ до межі контейнера Ω , де $dist(\mathbb{Q}_q(u_q), \mathbb{Q}_g(u_g)) = \min_{a \in \mathbb{Q}_q, b \in \mathbb{Q}_g} \rho(a, b)$.

Відзначимо, що мінімально допустима відстань між кожною парою опуклих об'єктів $K_i^q(u_q) \subset \mathbb{Q}_q(u_q)$, $i = 1, \dots, n_q$ і $K_j^g(u_g) \subset \mathbb{Q}_g(u_g)$, $j = 1, \dots, n_g$, $q < g \in J_N$, збігається з заданою допустимою відстанню між вихідними об'єктами $\mathbb{Q}_q(u_q)$ і $\mathbb{Q}_g(u_g)$. Більш того, мінімально допустима відстань між кожним об'єктом K_i^q , $i = 1, \dots, n_q$, $q \in J_N$, та межею контейнера Ω збігається з заданою допустимою відстанню між вихідним об'єктом $\mathbb{Q}_q(u_q)$, $q \in J_N$, та межею контейнера Ω .

Розглядають такі види обмежень:

а) обмеження розміщення (arrangement constraints), які поділяють на

1) обмеження на мінімально допустимі відстані (distance constraints) між об'єктами $Q_q(u_q)$ та $Q_g(u_g)$:

$$\rho_{qg} \leq \text{dist}(Q_q(u_q), Q_g(u_g)), q < g \in J_N,$$

або обмеження неперетину (non-overlapping constraints) (у разі якщо обмеження на мінімально допустимі відстані між об'єктами не задані), у вигляді

$$\text{int } Q_q(u_q) \cap \text{int } Q_g(u_g) = \emptyset, q < g \in J_N,$$

2) обмеження включення (distance containment constraints) з урахуванням допустимих відстаней

$$\text{dist}(Q_q(u_q), \Omega^*) \geq \rho_q, q \in J_N, \Omega^* = \mathbb{R}^3 \setminus \text{int } \Omega,$$

або обмеження включення (containment constraints) (у разі якщо обмеження на мінімально допустимі відстані між об'єктом та межею контейнера не задані), у вигляді

$$Q_q(u_q) \subset \Omega \Leftrightarrow \text{int } Q_q(u_q) \cap \Omega^* = \emptyset, q \in J_N,$$

б) обмеження балансу (stability constraint) – відхилення центра мас системи Ω_Q (контейнер $\Omega(p)$ з упакованими в ньому об'єктами $Q_q(u_q)$, $q \in J_N$) від заданої точки $p_e = (x_e, y_e, z_e)$, що не має перевищувати заданого допустимого значення.

Обмеження балансу будемо визначати так:

$$\mu(p, u) = \min\{\mu_1(p, u), \mu_2(p, u), \mu_3(p, u)\} \geq 0, \quad (\text{A.8})$$

де

$$\mu_1(p, u) = \min\{-(x_s - x_e) + \Delta x_e, (x_s - x_e) + \Delta x_e\},$$

$$\mu_2(p, u) = \min\{-(y_s - y_e) + \Delta y_e, (y_s - y_e) + \Delta y_e\},$$

$$\mu_3(p, u) = \min\{-(z_s - z_e) + \Delta z_e, (z_s - z_e) + \Delta z_e\},$$

$$x_s = \frac{\sum_{q=0}^N M_q \hat{x}_q}{\sum_{q=0}^N M_q}, \quad y_s = \frac{\sum_{q=0}^N M_q \hat{y}_q}{\sum_{q=0}^N M_q}, \quad z_s = \frac{\sum_{q=0}^N M_q \hat{z}_q}{\sum_{q=0}^N M_q},$$

де $u = (u_1, \dots, u_q, \dots, u_N)$; x_s, y_s, z_s – координати центра мас O_s системи Ω_Q ; $\Delta x_e, \Delta y_e, \Delta z_e$ – допустимі відхилення від координат деякої заданої точки p_e ; $\hat{x}_q, \hat{y}_q, \hat{z}_q$ – центр мас неопуклого об'єкта $Q_q(u_q)$.

Не втрачаючи загальності, вважаємо, що $(x_e, y_e, z_e) = (x_0 = 0, y_0 = 0, z_0)$ – центр мас Ω , значення z_0 визначається для кожного виду контейнера Ω .

Функції цілі. Розглядаються різні типи функцій цілі, які залежать від параметрів розміщення об'єктів і змінних метричних характеристик контейнера Ω , зокрема, об'єм, коефіцієнт гомотетії, метрична характеристика контейнера. Відзначимо, що будь-яка метрична характеристика контейнера Ω може бути змінною або фіксованою.

Базова задача оптимального компоновання об'єктів може бути сформульована таким чином: упакувати заданий набір об'єктів $Q_q(u_q)$, $q \in J_N$, всередині контейнера $\Omega(p)$, з урахуванням мінімально допустимих відстаней і обмежень балансу, так, щоб функція цілі досягала екстремуму.

Залежно від виду функції цілі (об'єм, метрична характеристика контейнеру, коефіцієнт гомотетії), форми контейнеру (куля, кубоїд, прямий циліндр, еліпсоїд, опуклий багатогранник, довільна опукла область), заданих обмежень (обмеження на мінімально допустимі відстані, обмеження балансу) розглядають різні варіанти (реалізації) базової задачі оптимального компоновання об'єктів.

ДОДАТОК Б

Акти про використання результатів


 «ЗАТВЕРДЖУЮ»
 Директор ДП «ХМЗ «ФЕД»
 Дмитро ЛЕОНОВ
 « » 2023 р.
 №14310052
 ДП «ХМЗ «ФЕД»
 Харківський машинобудівний завод
 Харківська область, Україна

АКТ

використання результатів докторської дисертації Шипуль Ольги Володимирівни
 «Наукові основи прецизійного термоімпульсного оброблення
 детонувальними газовими сумішами»

Цей акт укладено комісією у наступному складі.

Голова комісії: заступник директора технічного з підготовки виробництва
Микола КРУГОВОЙ
 членів комісії: головний конструктор **Сергій НЕСТЕРЕНКО**
 головний технолог **Юрій ЧОРНИЙ**

Комісія підтверджує, що в період з 2017 по 2022 відповідно до угоди про співробітництво № 104-2/2017 від 23.02.2017 між Національним аерокосмічним університетом ім. М.Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут» та Державним підприємством «Харківський машинобудівний завод «ФЕД», а також в рамках виконання Національним аерокосмічним університетом «ХАІ» науково-дослідних проектів «Розробка автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення детонуючими газовими сумішами» (Д/Р 0117U002500) та «Розробка технологій та технічних рішень для автоматизованих промислових установок прецизійної обробки деталей агрегатів ГТД детонуючими газовими сумішами» (Д/Р 0119U100943) на наше підприємство передані матеріали «Рекомендації щодо призначення режимів термоімпульсної обробки корпусних деталей агрегатів ГТД» (Вхід. № 38-104/1216 від 14.09.2018), «Рекомендації щодо модернізації термоімпульсної установки Т-15» (Вхід. № 38-104/1839 від 27.12.2018), «Рекомендації щодо принципів проектування технологічного оснащення та призначення режимів термоімпульсної обробки корпусних деталей агрегатів ГТД» (Вхід. № 38-101/1712 від 04.01.2021).

У зазначених рекомендаціях наведено наступні результати докторської дисертації Шипуль О.В.:


- спосіб розрахунку технологічних параметрів термоімпульсної обробки корпусних деталей агрегатів ГТД детонуючими газовими сумішами, заснований на використанні засобів числового моделювання і аналітичних розрахунків процесів горіння, теплообміну і випромінювання та є таким, що погоджує технічні рішення та технології для автоматизованого обладнання для очищення, опорядження та нанесення покриттів.

- Принципи проектування технологічного оснащення для термоімпульсного оброблення, які ґрунтуються на розв'язанні задачі просторового розташування деталей при термоімпульсному обробленні зі забезпеченням умов стабільної якості оброблення за рахунок найбільш рівномірного розподілу обробляючого середовища.

Комісія підтверджує, що вказані вище результати є важливими рішеннями науково-практичної проблеми автоматизованого призначення режимів прецизійного термоімпульсного оброблення й можуть бути використані під час модернізації існуючого на підприємстві термоімпульсного обладнання та проектуванні фінішних технологій.

Голова комісії:

Члени комісії:


Микола КРУГОВОЙ
Сергій НЕСТЕРЕНКО
Юрій ЧОРНИЙ

«ЗАТВЕРДЖУЮ»

Проректор з науково-педагогічної роботи
Національного аерокосмічного
університету ім. М.Є. Жуковського
«Харківській авіаційний інститут»

Андрій ГУМЕННИЙ
«_____» 2024 р.

АКТ

використання результатів докторської дисертації
Шипуль Ольги Володимирівни «Наукові основи прецизійного
термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами»
в навчальному процесі та в науково-дослідній частини Національного
аерокосмічного університету ім. М.Є. Жуковського
«Харківській авіаційний інститут»

Комісія у складі начальниці навчально-аналітичного відділу Барздун О. В.,
декана факультету літакобудування (№ 1), к.т.н., доцента Крицького Д. М.,
завідувачки кафедри технології виробництва літальних апаратів (№ 104), к.т.н.,
доцента Майоровій К. В., склала цей акт про впровадження результатів
докторської дисертації Шипуль О. В. в навчальний процес кафедри № 104 при
викладанні дисциплін:

- «Теоретичні основи числового моделювання» та «Основи моделювання технологічних процесів» для здобувачів освіти рівня бакалавр за ОПП «Проектування, виробництво та сертифікація літальних апаратів»;
- «Сучасні технології виробництва та ремонту повітряних суден», для здобувачів освіти рівня магістр за ОПП і ОНП «Технічне обслуговування та ремонт повітряних суден і авіадвигунів»;

та в науково-дослідну частину університету у вигляді науково-технічної бази,
яка використовується під час виконання науково-дослідних робіт.

Начальниця навчально-аналітичного відділу

Олена БАРЗДУН

Декан факультету літакобудування (№ 1)

Дмитро КРИЦЬКИЙ

Завідувачка кафедри технології

виробництва літальних апаратів (№ 104)

Катерина МАЙОРОВА

ДОДАТОК В

Список публікацій здобувача за темою дисертації

Список публікацій, в яких опубліковані основні наукові результати дисертаційної роботи.

Статті у наукових виданнях, включених до Переліку наукових фахових видань України:

1. Сучасний стан та перспективи розвитку технологій фінішної обробки прецизійних деталей літальних апаратів / С. І. Планковський, О. В. Лосев, О. В. Шипуль, О. С. Борисова // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2010. – № 2 (69). – С. 39–47.

2. Шипуль О. В. Тенденции развития прецизионного производства / О. В. Шипуль // *Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосмич. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиаци. ин-т»*. – Харьков, 2015. – Вып. 1 (81). – С. 77–90.

3. Шипуль О. В. Сучасні методи фінішного упорядження крайок прецизійних деталей / О. В. Шипуль // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2015. – № 4 (121). – С. 16–25.

4. Планковский С. И. Проблемы развития методов финишной отделки и очистки интенсивными тепловыми потоками / С. И. Планковський, О. В. Шипуль // *Проблемы машиностроения*. – 2011. – Т. 14, № 2. – С. 72–82.

5. Моделювання термоімпульсної обробки з урахуванням неоднорідності паливної суміші / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, О. С. Борисова // *Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіаци. ін-т»*. – Харків, 2010. – Вип. 46. – С. 75–87.

6. Сумішоутворення в камерах термоімпульсних машин при обробці деталей агрегатів двигунів ЛА / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, В. Г. Козлов // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2010. – № 9 (76). – С. 7–11.

7. Моделювання теплообміну при загасанні ударних хвиль в замкнутій камері / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов Є. С. Палазюк, В. Л. Малащенко // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2014. – № 1 (108). –

С. 104–109.

8. Методика розрахунку теплових потоків при термоімпульсній обробці детонуючими газовими сумішами / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. С. Палазюк, С. О. Красовський // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2014. – № 6 (113). – С. 17–23.

9. Числове дослідження змішування в системі генерації газової суміші / В. Є. Гайдачук, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський, В. О. Гарін, О. В. Трифонов, С. І. Планковський // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2021. – № 6 (176). – С. 39–48. DOI: 10.32620/akt.2021.6.05.

10. Розрахунок теплових потоків при термоімпульсному обробленні з форкамерно-факельним підпалюванням / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник, В. Л. Малашенко, С. О. Красовський // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». – Харків, 2013. – Вип. 62. – С. 89–97.

11. Числове та експериментальне дослідження наповнення резервуару компонентом газової суміші / О. В. Шипуль, С. О. Заклінський, В. В. Комбаров, О. А. Павленко, В. О. Гарін // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2021. – № 4 (172). – С. 63–72. DOI: 10.32620/akt.2021.4.09.

12. Методика вибору параметрів форкамери для термоімпульсної обробки деталей з пластмас / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник, В. Л. Малашенко, С. О. Красовський // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». – Харків, 2013. – Вип. 61. – С. 39–46.

13. Моделювання процесу оплавлення задирок при термоімпульсній обробці детонуючими сумішами / О. В. Шипуль, С. І. Планковський, О. В. Гайдачук, Є. С. Палазюк // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2013. – № 3 (100). – С. 4–11.

14. Методика назначення режимов термоімпульсної зачистки деталей из термопластов / С. И. Планковский, А. Н. Мещеряков, О. В. Шипуль, В. Л. Малашенко // Вопросы проектирования и производства летательных аппаратов : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». – Харьков, 2013. – Вып. 4 (76). – С. 94–105.

15. Аналіз термічних напружень деталі під дією термоімпульсного навантаження / О. В. Шипуль, В. Б. Минтюк, Д. А. Брега, С. О. Крицький // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». – Харків, 2016. – Вип. 72. – С. 77–90.

16. Кузнецов І. Б. Математичне моделювання напруженого стану деталей військової техніки при детонаційній очистці / І. Б. Кузнецов, Є. В. Цегельник, О. В. Шипуль // Відкриті інформаційні та комп'ютерні інтегровані технології : зб. наук. пр. / Нац. аерокосміч. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». – Харків, 2016. – Вип. 73. – С. 44–51.

17. Дослідження тріщиностійкості деталі під дією термоімпульсного навантаження / О. В. Шипуль, І. Б. Кузнецов, Г. С. Тевзадзе, Р. О. Ходак // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2017. – № 1 (136). – С. 67–72.

18. Планковський С. І. Алгоритм призначення режимів термоімпульсної обробки з урахуванням міцнісних обмежень / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2018. – № 4 (148). – С. 63–71. DOI: 10.32620/akt.2018.4.09.

19. Планковський С. І. Математична модель опорядження крайок при термоімпульсній обробці / С. І. Планковський, О. В. Шипуль // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2015. – № 9 (126). – С. 51–55.

20. Шипуль О. В. Методика призначення режимів термоімпульсного опорядження з урахуванням вимог до якості кромки / О. В. Шипуль, І. Б. Кузнецов, Є. С. Палазюк // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2015. – № 5 (122). – С. 21–26.

21. Модульний автономний автоматичний реєстратор параметрів термоімпульсного оброблення / О. А. Павленко, Є. О. Аксьонов, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2022. – № 4 (180). – С. 68–78. DOI: 10.32620/akt.2022.4.08.

Статті у наукових періодичних виданнях інших держав із напрямку:

22. Development of a digital twin for gas mixing in a generator / O. Shypul, V. Garyn, D. Tkachenko, S. Plankovskyy, O. Tryfonov // Hungarian Journal of Industry and Chemistry. – 2023. – Vol. 51, iss. 1. – P. 35–42. DOI: 10.33927/hjic-2023-06

Статті у наукових періодичних виданнях включених до категорії «А» Переліку наукових фахових видань України, або у закордонних виданнях, проіндексованих у базах даних Web of Science Core Collection та/або Scopus:

23. Sparsest packing of two-dimensional objects / T. Romanova, A. Pankratov, I. Litvinchev, S. Plankovskyy, Y. Tsegelnyk, O. Shypul // International Journal of Production Research. – 2021. – Vol. 59, iss. 13. – P. 3900–3915. DOI: 10.1080/00207543.2020.1755471. **Scopus, Q1**

24. Sparsest balanced packing of irregular 3D objects in a cylindrical container / T. Romanova, Y. Stoyan, A. Pankratov, I. Litvinchev, S. Plankovskyy, Y. Tsegelnyk, O. Shypul // European Journal of Operational Research. – 2021. – Vol. 291, iss. 1. – P. 84–100. DOI: 10.1016/j.ejor.2020.09.021. **Scopus, Q1**

25. Optical and electrical investigation of plasma generated by high-energy self-stabilized spark ignition system / M. Janda, K. Korytchenko, O. Shypul, S. Krivosheev, O. Yeresko, A. Kasimov // Physics of Plasmas. – 2023. – Vol. 30, iss. 5. – Paper No. 053501. DOI: 10.1063/5.0141261. **Scopus, Q1**

26. Determination of detonable gas mixture heat fluxes at thermal deburring / S. Plankovskyy, A. Teodorczyk, O. Shypul, O. Tryfonov, D. Brega // Acta Polytechnica. – 2019. – Vol. 59, iss. 2. – P. 162–169. DOI: 10.14311/AP.2019.59.0162. **Scopus, Q2**

27. Simulation of surface heating for arbitrary shape's moving bodies/sources by using R-functions / S. Plankovskyy, O. Shypul, Ye. Tsegelnyk, O. Tryfonov, I. Golovin // Acta Polytechnica. – 2016. – Vol. 56, iss. 6. – P. 472–477. DOI: 10.14311/AP.2016.56.0472. **Scopus, Q3**

28. Constructions of the experimental-estimation model for releasing combustion products at thermal pulse processing / O. Tryfonov, O. Shypul, S. Plankovskyy, V. Garin // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2022. – Vol. 6, iss. 1. – P. 6–15. DOI: 10.15587/1729-4061.2022.267798. **Scopus, Q3**

29. Shypul O. Transient thermoelastic analysis of a cylinder having a varied coefficient of thermal expansion / O. Shypul, V. Myntiuk // Periodica Polytechnica Mechanical Engineering. – 2020. – Vol. 64, iss. 4. – P. 273–278. DOI: 10.3311/PPme.14733. **Scopus, Q3**

30. Dynamic method of gas mixtures creation for plasma technologies / S. I. Plankovskyy, O. V. Shypul, S. A. Zaklinsky, O. V. Tryfonov // Problems of

Atomic Science and Technology. – 2018. – № 6 (118). – P. 189–193. – Mode of access: https://vant.kipt.kharkov.ua/ARTICLE/VANT_2018_5/article_2018_5_121.pdf.

Scopus, Q3

31. Numerical simulation of gap length influence on energy deposition in spark discharge / K. Korytchenko, O. Shypul, D. Samoilenko, I. Varshamova, A. Lisniak, S. Harbuz, K. Ostapov // *Electrical Engineering & Electromechanics*. – 2021. – № 1. – P. 35–43. DOI: 10.20998/2074-272X.2021.1.06. **Scopus, Q4**

Монографії (розділи у колективних монографіях):

32. Дисперсне компонування при фінішному обробленні детонувальними газовими сумішами : монографія / Ю. Стоян, С. Планковський, О. Шипуль [та ін.]. – Київ : Наукова думка, 2021. – 171 с.

33. Advanced thermal energy method for finishing precision parts / S. Plankovskyy, V. Popov, O. Shypul [et al.] // *Advanced Machining and Finishing* / ed. by A. Pramanik, K. Gupta. – Amsterdam : Elsevier, 2021. – P. 527–575. DOI: 10.1016/B978-0-12-817452-4.00014-2. DOI: 10.1016/B978-0-12-817452-4.00014-2. **Scopus**

Патенти на винахід, що пройшли кваліфікаційну експертизу:

34. Пат. 125380 Україна, МПК(2022.01) B01F 3/02 (2006.01), B01F 13/00, G05D 11/00. Спосіб генерації газової суміші / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, С. О. Заклінський, Г. С. Тевзадзе. – № a201810303 ; заявл. 17.10.2018 ; опубл. 02.03.2022, Бюл. № 9. – 4 с.

35. Пат. 94196 Україна, МПК(2011.01) F02D 19/00, F02M 21/00, F23N 01/00. Спосіб дозування компонентів суміші в імпульсному тепловому двигуні / С. О. Мазніченко, С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов – № a201007632 ; заявл. 18.06.2010 ; опубл. 11.04.2011, Бюл. № 7. – 2 с.

Список публікацій, які засвідчують апробацію матеріалів дисертації:

36. Shypul O. Modern methods of finishing edges and cleaning surfaces of metal parts / O. Shypul // *Abstracts Book of 10th International Engineering Symposium at Bánki. IESB'2018 : Nov. 21, 2018 / Óbuda University. – Budapest, 2018. – P. 71.*

37. Планковський С. І. Моделювання генератора паливної суміші термоімпульсної установки / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський // *Новые технологии в машиностроении : материалы XXIX Междунар. конф.,*

[Коблево], 3–8 сент. 2019 г. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковського «Харьков. авиац. ин-т» [и др.]. – Харьков, 2019. – С. 94.

38. Планковський С. І. Застосування методу еквівалентної камери при розрахунку теплових потоків у процесах детонаційної обробки / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський // Удосконалювання енергоустановок методами математичного і фізичного моделювання : тези доп. XVII Міжнар. наук.-техн. конф., [Харків], 7–11 жовт. 2019 р. / Ін-т проблем машинобудування ім. А. М. Підгорного НАН України. – Харків, 2019. – С. 8–9.

39. Maxwell B. Numerical simulation of compression and detonation strokes in a pulse compression detonation system Numerical simulation of compression and detonation strokes in a pulse compression detonation system / B. Maxwell, K. Korytchenko, O. Shypul // Advances in Design, Simulation and Manufacturing III : proc. 3rd Intern. conf. on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange. DSMIE'2020, 9–12 June 2020, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2020. – Vol. 2. – P. 169–178. – (Lecture Notes in Mechanical Engineering. LNME, ISSN 2195-4356). DOI: 10.1007/978-3-030-50491-5_17. **Scopus**

40. Numerical simulations of mixture formation to ensuring the quality of thermal deburring / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk [et al.] // Advances in Mechanical and Power Engineering : sel. papers from the 14th Intern. conf. on Advanced Mechanical and Power Engineering. CAMPE'2021, 18–21 Oct. 2021, virtual, online. – Cham : Springer, 2023. – P. 108–117. – (Lecture Notes in Mechanical Engineering. LNME, ISSN 2195-4356). DOI: 10.1007/978-3-031-18487-1_11. **Scopus**

41. Determination of the mass of gas in a reservoir at filling with a mixture component under the pressure / O. Shypul, S. Plankovskyy, S. Zaklinsky [et al.] // International Scientific and Technical Conference on Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering. ICTM'2021 : proceedings, 28–29 Oct. 2021, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2022. – P. 166–177. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 367). DOI: 10.1007/978-3-030-94259-5_16. **Scopus**

42. Development of a digital twin of reservoir filling by gas mixture component / O. Shypul, V. Garin, D. Tkachenko [et al.] // Mathematical Modeling and Simulation : sel. papers from the 17th Intern. conf. on Mathematical Modeling and Simulation of Systems. MODS'2022 : proceedings, 14–16 Nov. 2022, Chernihiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2023. – P. 85–98. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS,

ISSN 2367-3370 ; vol. 667). DOI: 10.1007/978-3-031-30251-0_7. **Scopus**

43. Balance layout problem with the optimized distances between objects / S. Plankovskyy, A. Nikolaev, O. Shypul [et al.] // Data Analysis and Optimization for Engineering and Computing Problems : proc. of the 3rd EAI Intern. conf. on Computer Science and Engineering and Health Services. COMPSE'2019, 28–29 Nov. 2019, Mexico. – Cham : Springer, 2020. – P. 85–93. – (EAI/Springer Innovations in Communication and Computing. EAISICC, ISSN 2522-8595). DOI: 10.1007/978-3-030-48149-0_7. **Scopus**

44. Amplification of heat transfer by shock waves for Thermal Energy Method / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk [et al.] // International Scientific and Technical Conference on Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineerin – Synergetic Engineering. ICTM'2020 : proceedings, 29–30 Oct. 2020, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2021. – P. 577–587. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 188). DOI: 10.1007/978-3-030-66717-7_49. **Scopus**

45. Circular layout in thermal deburring / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk [et al.] // Mathematical Modeling and Simulation of Systems. MODS'2020 : sel. papers of 15th Intern. sci.-pract. conf., 2020 June 29 – July 01, Chernihiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2021. – P. 111–120. – (Advances in Intelligent Systems and Computing. AISC, ISSN 2194-5357 ; vol. 1265). DOI: 10.1007/978-3-030-58124-4_11. **Scopus**

46. Планковский С. И. Разработка методики определения термонапряженного состояния деталей при термоимпульсной обработке / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, Е. В. Цегельник // Інтегровані комп'ютерні технології в машинобудуванні. ІКТМ'2017 : тези доп. Всеукр. наук.-техн. конф. / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». – Харків, 2017. – Т. 1. – С. 31–32.

47. Система ЧПУ для автоматизированного комплекса прецизионной термоимпульсной обработки / С. И. Планковский, О. В. Шипуль [и др.] // Космические технологии: настоящее и будущее : тез. докл. VII Междунар. конф., 21–24 мая 2019 г. / Гос. предпр. «КБ «Южное» им. М. К. Янгеля». – Днепр, 2019. – С. 89.

48. Experimental setup with stand-alone automatic modular logger of parameters

of thermal pulse processing / O. Shypul, O. Pavlenko, Y. Aksonov [et al.] // International Scientific and Technical Conference on Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering. ICTM'2022 : proceedings, 28–29 Oct. 2022, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2023. – P. 16–28. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 657). DOI: 10.1007/978-3-031-36201-9_2. **Scopus**

49. Investigation of the electrical parameters of an advanced high-energy ignition system / K. Korytchenko, M. Janda, O. Shypul [et al.] // Smart Technologies in Urban Engineering : proc. Intern. conf. on Smart Technologies in Urban Engineering. STUE'2022, 9–11 June 2022, Kharkiv, Ukraine. – Cham : Springer, 2023. – P. 177–188. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 536). – DOI: 10.1007/978-3-031-20141-7_17. **Scopus**

50. Дослідження клапана керованого випуску продуктів згорання автоматизованого комплексу для прецизійної термоімпульсної обробки / О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, Є. О. Аксьонов [та ін.] // XXIV Міжнародний конгрес двигунобудівників : тези доп. / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т» [та ін.]. – Харків, 2019. – С. 104–105.

51. Optical and electrical investigation of plasma generated by high-energy self-stabilized spark ignition system / M. Janda, K. Korytchenko, O. Shypul [et al.] // 9th Central European Symposium on Plasma Chemistry (CESPC-9) joint with COST Action CA19110 Plasma Applications for Smart and Sustainable Agriculture (PIAgri) : book of abstr., 4–9 Sept. 2022, Vysoké Tatry, Slovakia. – Bratislava, 2022. – P. 41.

52. Permanent magnet synchronous generator stabilization system with induction motor in ANSYS Twin Builder / V. Pliuhin, V. Herasymenko, O. Shypul [et al.] // Smart Technologies in Urban Engineering : proc. 2nd Intern. conf. on Smart Technologies in Urban Engineering. STUE'2023, 8–10 June 2023, virtual, online. – Cham : Springer, 2023. – P. 258–270. – (Lecture Notes in Networks and Systems. LNNS, ISSN 2367-3370 ; vol. 808). DOI: 10.1007/978-3-031-46877-3_23. **Scopus**

Список публікацій, які додатково відображають наукові результати дисертації:

53. Sparse 2D packing in thermal deburring with shock waves acting effects / S. Plankovskyy, T. Romanova, O. Shypul [et al.] // Human Assisted Intelligent Computing: Modelling, simulations and applications / ed. by M. S. Manshahia [et al.]. –

Bristol : IOP Publishing, 2023. – Chap. 13. – P. 1–20. DOI: 10.1088/978-0-7503-4801-0ch13. **Scopus**

54. Basic principles for thermoplastic parts finishing with Impulse Thermal Energy Method / S. Plankovskyy, O. Shypul, Y. Tsegelnyk [et al.] // Handbook of Research on Advancements in the Processing, Characterization, and Application of Lightweight Materials / ed. by K. Kumar [et al.]. – Hershey : IGI Global, 2022. – P. 49–87. DOI: 10.4018/978-1-7998-7864-3.ch003.

55. Розроблення автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами: наукові матеріали : монографія / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник [та ін.] ; за ред. С. І. Планковського. – Харків : ХАІ, 2020. – 318 с.

56. Сучасні методи фінішного очищення інтенсивними потоками енергії : монографія / О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник [та ін.]. – Харків : ХАІ, 2013. – 189 с.

57. Пат. 146262 Україна, МПК(2006) В01F 3/00. Спосіб приготування газової суміші заданого складу / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, С.О. Заклінський, Є. В. Цегельник, В. В. Комбаров, Г. С. Тевзадзе, В. О. Гарін. – № u202005803 ; заявл. 10.09.2020 ; опубл. 03.02.2021, Бюл. № 5. – 4 с.

58. Пат. 146263 Україна, МПК(2006) В01F 3/00. Спосіб приготування газової суміші заданого складу / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, С.О. Заклінський, Є. В. Цегельник, В. В. Комбаров, Є. О. Аксьонов. – № u202005803 ; заявл. 10.09.2020 ; опубл. 03.02.2021, Бюл. № 5. – 4 с.

59. Пат. 131497 Україна, МПК(2006.01) В23К 7/06. Спосіб термічного видалення ліквідів / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, С.О. Заклінський, Г. С. Тевзадзе. – № a201807337 ; заявл. 02.07.2018 ; опубл. 25.01.2019, Бюл. № 2. – 4 с.

60. Пат. 133161 Україна, МПК(2006.01) В23К 7/06. Спосіб термічного видалення ліквідів / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, С. О. Заклінський. – № u201810404 ; заявл. 22.10.2018 ; опубл. 25.03.2019, Бюл. № 6. – 4 с.