

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

Національний аерокосмічний університет ім. М. Є. Жуковського
«Харківський авіаційний інститут»

**РОЗРОБЛЕННЯ АВТОМАТИЗОВАНОГО КОМПЛЕКСУ
ДЛЯ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ
ДЕТОНУВАЛЬНИМИ ГАЗОВИМИ СУМІШАМИ:
НАУКОВІ МАТЕРІАЛИ**

Монографія

За редакцією С. І. Планковського

Харків «ХАІ» 2020

УДК 621.362:537.8:629.78

P65

Колектив авторів:

С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. В. Цегельник,
О. В. Трифонов, К. В. Коритченко, О. О. Баранов, Ю. О. Сисоєв,
В. О. Гарін, Є. О. Аксьонов, В. В. Комбаров, С. О. Заклінський

Рецензенти: д-р техн. наук, проф. А. Ф. Санін;
д-р техн. наук, проф. О. Я. Качан;
д-р техн. наук, проф. В. В. Сухов

Затверджено на засіданні вченої ради Національного аерокосмічного університету
ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут»
(протокол № 12 від 24 червня 2020 р.) як монографію

Розроблення автоматизованого комплексу для прецизійного термоім-
пульсного оброблення детонувальними газовими сумішами: наукові матеріа-
ли [Текст] : монографія / С. І. Планковський, О. В. Шипуль, Є. В. Цегель-
ник, О. В. Трифонов, К. В. Коритченко, О. О. Баранов, Ю. О. Сисоєв,
В. О. Гарін, Є. О. Аксьонов, В. В. Комбаров, С. О. Заклінський ; за ред.
С. І. Планковського. – Харків : Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського
«Харків. авіац. ін-т», 2020. – 318 с.

ISBN 978-966-662-753-0

Наведено результати досліджень, пов'язаних з розробленням автоматизованого комплексу для термоімпульсного фінішного оброблення високоточних деталей у машинобудуванні. Розроблено методику оцінювання напруженого стану деталей при термоімпульсному обробленні, систему керування згорянням, удосконалено систему керованого випускання продуктів згоряння й систему дозування енергії. На основі сучасних цифрових виконавчих механізмів розроблено систему автоматики та ЧПК установки для прецизійного термоімпульсного оброблення.

Для науковців, викладачів, докторантів, аспірантів і студентів вищих навчальних закладів.

Іл. 163. Табл. 21. Бібліогр.: 193 назви

УДК 621.362:537.8:629.78

© Колектив авторів, 2020

© Національний аерокосмічний
університет ім. М. Є. Жуковського
«Харківський авіаційний інститут», 2020

ISBN 978-966-662-753-0

ЗМІСТ

ВСТУП.....	9
Розділ 1	
ПРОБЛЕМИ ФІНІШНОГО ОБРОБЛЕННЯ КРОМОК ПРЕЦИЗІЙНИХ ДЕТАЛЕЙ	12
1.1 Причини викривлення форми кромки при механічному обробленні.....	12
1.2 Кваліметрія кромки прецизійних деталей.....	15
1.3 Технології й устаткування фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами.....	22
1.4 Задачі автоматизації прецизійного термоімпульсного оброблення	29
Розділ 2	
МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО УСТАТКУВАННЯ	33
2.2 Математична модель для розрахунку теплових потоків при термоімпульсному обробленні.....	35
2.2.1 Система визначаючих рівнянь	35
2.2.2 Методика розрахунку теплових потоків при використанні SAS-SST моделі турбулентності	39
2.2 Визначення енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування в інтегрованій CAD/CAE системі	42
2.2.1 Джерела інформації для розрахунку енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування.....	42
2.2.2 Метод еквівалентної камери задля розрахунку енергетичних характеристик.....	45
2.2.3 Методика автоматизованого визначення енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування.....	50
2.3 Керування енергетичними характеристиками при термоімпульсному обробленні.....	53
2.3.1 Вибір складу паливної суміші	53

2.3.2	Можливості підвищення рівномірності розподілу теплових потоків.....	57
2.3.3	Вплив похибок компонентного складу суміші на точність завдання теплових потоків	62

Розділ 3

МЕТОДИКА ПРИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМІВ ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ КРОМОК ЗА КВАЛІМЕТРИЧНИМИ ПОКАЗНИКАМИ		67
3.1	Числове моделювання термоімпульсного оброблення кромки	67
3.2.1	Особливості моделювання термомеханічного оброблення кромки.....	67
3.2.2	Вплив геометричних параметрів кромки на час оплавлення задирок	76
3.2.3	Відносна енергоємність термоімпульсного оброблення.....	85
3.3	Методика призначення режиму термоімпульсного оброблення.....	90
3.3.1	Призначення режимів за кваліметричними показниками при термоімпульсному обробленні кромки	92
3.3.2	Вимоги до точності завдання режимів термоімпульсного оброблення.....	98

Розділ 4

МІЦНІСНІ ОБМЕЖЕННЯ РЕЖИМІВ ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ.....		102
4.1	Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного зачищення за умови відсутності залишкових деформацій	102
4.2	Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного зачищення за умови відсутності поверхневих руйнувань	119
4.3	Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного оброблення деталей з дефектами структури.....	124
4.4	Алгоритм призначення режимів термоімпульсного оброблення з урахуванням міцнісних обмежень.....	129

Розділ 5

РОЗРОБКА ГЕНЕРАТОРА ПАЛИВНОЇ СУМІШІ ДЛЯ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ	134
5.1 Принципи сумішоутворення при прецизійному термоімпульсному обробленні	134
5.1.1 Сучасні методи генерації високоточних сумішей газів	134
5.1.2 Вибір способу утворення паливної суміші для термоімпульсного оброблення.....	141
5.1.3 Принцип роботи системи динамічного сумішоутворення для прецизійного термоімпульсного оброблення.....	147
5.2 Алгоритм керування системою генерації суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення	159
5.3 Схема та опис роботи розробленого генератора паливної суміші.....	162

Розділ 6

РОЗРОБКА СИСТЕМИ КЕРУВАННЯ ЗГОРЯННЯМ ГАЗОВОЇ СУМІШІ.....	172
6.1 Методи ініціювання детонації в газових сумішах.....	172
6.2 Математична модель розширення іскрового каналу в реагуючих газах.....	175
6.2.1 Основні рівняння моделі розширення іскрового каналу в реагуючих газах	177
6.2.2 Рівняння нерівновагої хімічної кінетики, використовувані в моделі розширення іскрового каналу	179
6.2.3 Рівняння коливальної релаксації в молекулярному газі, використовувані в моделі розширення іскрового каналу	180
6.2.4 Рівняння стану плазми в струмопровідному каналі іскри, використовувані в моделі розширення іскрового каналу	184
6.2.5 Рівняння перехідного процесу в електричному ланцюзі, використовувані в моделі розширення іскрового каналу	189

6.2.6	Урахування випромінювання, опис термодинамічних функцій і коефіцієнта теплопровідності в моделі розширення іскрового каналу	192
6.2.7	Початкові й граничні умови задачі розширення іскрового каналу в реагуючих газах	193
6.2.8	Область застосування розробленої моделі розширення іскрового каналу в реагуючих газах	195
6.2.9	Алгоритм числового розв'язку систем рівнянь, що описують розвиток іскрового каналу в реагуючих газах	196
6.2.10	Початковий розрахунковий цикл моделі розширення іскрового каналу в реагуючих газах	196
6.2.11	Окремі варіанти математичної моделі розвитку іскрового каналу в реагуючих газах	198
6.3	Експериментальне дослідження ініціювання детонації збіжними ударними хвилями, які генеруються синхронними іскровими розрядами	205
6.3.1	Техніка генерування синхронних іскрових розрядів	205
6.3.2	Дослідження ініціювання детонації синхронними іскровими розрядами в детонаційній трубі на суміші водню з киснем	210
6.3.3	Дослідження ініціювання детонації синхронними іскровими розрядами в детонаційній трубі на суміші ПБТ із киснем	213
6.4	Експериментальне дослідження ініціювання детонації іскровим розрядом при включенні нелінійної індуктивності в RLC-ланцюг	215
6.5	Експериментальне дослідження впливу складу детонуючої суміші на ініціювання детонації іскровим розрядом	218

Розділ 7

РОЗРОБКА СИСТЕМИ ВИПУСКУ ПРОДУКТІВ ЗГОРЯННЯ	221
7.1 Існуючі підходи до реалізації контрольованого випуску продуктів згоряння	221
7.2 Перспективи створення прецизійної системи керування часом термоімпульсного оброблення	229
7.3 Математичне моделювання випуску продуктів згоряння.....	239
7.3.1 Постановка задачі.....	239
7.3.2 Побудова геометрії розрахункової області та сітки скінченних елементів.....	240
7.3.3 Розроблення математичної моделі	244
7.3.4 Результати числового розв'язання задачі та їх аналіз.....	249
7.4 Схема та опис роботи системи випуску продукті згорання.....	254
7.5 Результати випробувань клапана контрольованого випуску продуктів згорання	256

Розділ 8

АВТОМАТИЗАЦІЯ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ.....	265
8.1 Перспективні способи прецизійного термоімпульсного оброблення	265
8.2 Структура і організація роботи програмно-апаратного комплексу.....	270
8.2.1 Вибір підходу до розробки системи керування	270
8.2.2 Вибір концепції автоматизованого керування обладнанням термоімпульсного оброблення.....	271
8.2.3 Вимоги до програмно-апаратного комплексу.....	274
8.2.4 Апаратна частина комплексу.....	276
8.2.5 Програмна частина комплексу	277

8.2.6 Структурні елементи комплексу термоімпульсного оброблення та керування ними в системі ЧПК.....	280
8.2.7 Процедура наповнення робочої камери	283
8.3 Опис роботи з розробленою системою керування комплексом термоімпульсного оброблення	284
8.3.1 Органи керування комплексом	284
8.3.2 Ввімкнення та вимкнення живлення. Режими з апуску системи	288
8.3.3 Ініціалізація агрегатів.....	289
8.3.4 Керуючі програми	289
8.3.5 Оброблення помилок.....	292
8.3.6 Режим діагностики	293
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	294
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	299

ВСТУП

Однією з найважливіших тенденцій удосконалення високоточних механізмів озброєнь, військової та авіаційно-космічної техніки є постійне зростання вимог до їх безвідмовності та ресурсу. Точність виготовлення деталей таких високоточних механізмів на сьогодні становить від 0,1 (деталі газових підшипників, гіроскопів) до 1...5 мкм (деталі плунжерних пар, насосів високого тиску бронетанкової та авіаційної техніки). Це призводить до того, що основним чинником впливу на характеристики безвідмовності та ресурсу стає рівень промислової чистоти.

На сьогоднішній час сформувалася стала тенденція до випереджувального розвитку бездеформаційних методів фінішного опорядження, які на відміну від традиційних лезових та абразивних методів не призводять до вторинного забруднення поверхонь прецизійних деталей. Серед цих методів виділяються методи оброблення продуктами згоряння газових паливних сумішей, перевагою яких є можливість оброблення деталей довільної форми, в тому числі таких, що мають складні внутрішні порожнини, такі, наприклад, як корпусні деталі боеприпасів та агрегатів пневматичних, гідравлічних та паливних військової та авіаційної техніки. Основною складністю впровадження зазначених методів є необхідність створення методик автоматизованого призначення режимів оброблення. Ефективним шляхом розв'язання цієї задачі є застосування числового моделювання як процесу згоряння, так і видалення ліквідів під сумісною дією імпульсного тиску та нагріву.

Вітчизняні дослідження у галузі обладнання та технологій термоімпульсного оброблення було сконцентровано у Харківському авіаційному інституті (ХАІ). В результаті їх виконання було розроблено промислові зразки термоімпульсного обладнання, яке було випущено обмеженою серією. Для призначення режимів термоімпульсного оброблення фахівцями ХАІ використовувались аналітичні рішення задач нагріву імпульсним джерелом у спрощеній постановці. Недоліком такого підходу є недостатня точність і неможливість його застосування для матеріалів з вираженою залежністю теплофізичних характеристик від температури.

Водночас практично всі роботи закордонних дослідників були присвячені термоенергетичному варіанту методу (Thermal Energy Method – TEM), при якому

оброблення ведеться сумішами з надлишком кисню. Недоліком обладнання, що реалізує ТЕМ метод, є утворення на поверхнях оброблюваних деталей оксидів віддаленого матеріалу, що потребує подальшого травлення і промивання. Наявність операції травлення унеможливорює використання ТЕМ методу після операцій фінішного оброблення прецизійних деталей. ТЕМ має ряд обмежень за оброблюваними матеріалами. Він практично не використовується для матеріалів на основі нікелю, хрому та кобальту, оскільки ці матеріали при досить великій теплопровідності погано реагують з киснем. У ряді робіт відзначається, що сталеві деталі з твердістю більше 40 HRC не рекомендується обробляти термоенергетичним методом, оскільки для таких матеріалів після ТЕМ оброблення можлива поява поверхневих тріщин.

Термоімпульсний метод, реалізований в першому поколінні обладнання розробки ХАІ, позбавлений вказаних недоліків. Завдяки керованому випуску продуктів згоряння його використання не потребує залучення операції подальшого травлення. Це робить його найбільш очевидним вибором для автоматизації фінішного очищення та опорядження прецизійних деталей озброєнь, військової техніки та агрегатів літальних апаратів. У зв'язку з цим метою виконання науково-дослідної роботи з розроблення автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення детонувальними газовими було створення дослідно-промислового зразка нового покоління обладнання для фінішного очищення поверхонь та опорядження кромки високоточних деталей військової та авіаційної техніки.

Для досягнення поставленої мети було, зокрема, вирішено такі завдання:

- створено алгоритми системи ЧПК обладнання на основі розроблених методик автоматизованого призначення режимів термоімпульсного оброблення;
- створено системи автоматики, сумішоутворення, згоряння і керованого випуску продуктів згоряння термоімпульсного обладнання на основі сучасних цифрових датчиків, виконавчих механізмів та інноваційних рішень;
- створено систему ЧПК, яка інтегрована за вхідною інформацією з сучасними САД системами для автоматизованого комплексу термоімпульсного оброблення.

У монографії описано основні результати наукових досліджень, пов'язаних з виконанням цих робіт. Участь співавторів науково-дослідної роботи у написанні

монографії описується наступним чином:

- Планковський С. І. – розділ 1, 3, підрозділи 5.1, 5.3, 5.4, 7.1, 7.2, 8.1, 8.2, 8.3, висновки;
- Шипуль О. В. – розділи 1, 3, 4, 8, підрозділи 2.2, 2.3, 2.4, 5.1, 5.3, 6.1, 6.2, 7.1, 7.2, 7.4, висновки;
- Цегельник Є. В. – підрозділи 4.4, 6.1, 6.3, 8.2;
- Трифонов О. В. – підрозділи 2.1, 2.2, 5.3, 7.3, 8.1;
- Коритченко К. В. – підрозділи 6.2, 6.3, 6.4, 6.5;
- Баранов О. О. – підрозділи 6.2, 6.3;
- Сисоєв Ю. О. – підрозділи 5.1.1, 5.1.2;
- Гарін В. О. – підрозділи 7.4, 7.5;
- Аксьонов Є. О. – підрозділи 7.4, 8.2, 8.3;
- Комбаров В. В. – підрозділи 7.4, 7.5, 8.2, 8.3;
- Заклінський С. О. – підрозділи 5.1, 5.2, 5.3, 7.4, 8.1.

Відповідальним виконавцем науково-дослідної роботи була Шипуль О. В. Наукове керівництво дослідження та загальне керівництво підготовкою монографії здійснював Планковський С. І.

ПРОБЛЕМИ ФІНІШНОГО ОБРОБЛЕННЯ КРОМОК ПРЕЦИЗІЙНИХ ДЕТАЛЕЙ

1.1 Причини викривлення форми кромки при механічному обробленні

Усі види механічного оброблення, в основу яких покладені процеси різання, супроводжуються утворенням задирок на кромках, а також мікрозадирок і мікрочастинок на поверхнях деталей. Оптимізація режимів і застосування інноваційних способів оброблення не може виключити утворення технологічних ліквідів на поверхнях і кромках оброблюваних деталей (рис. 1.1). При виробництві високоточних механізмів наявність задирок навіть мікронного розміру може створювати проблеми при складанні, а при експлуатації призводити до підвищеного зношування прецизійних пар і т.д.

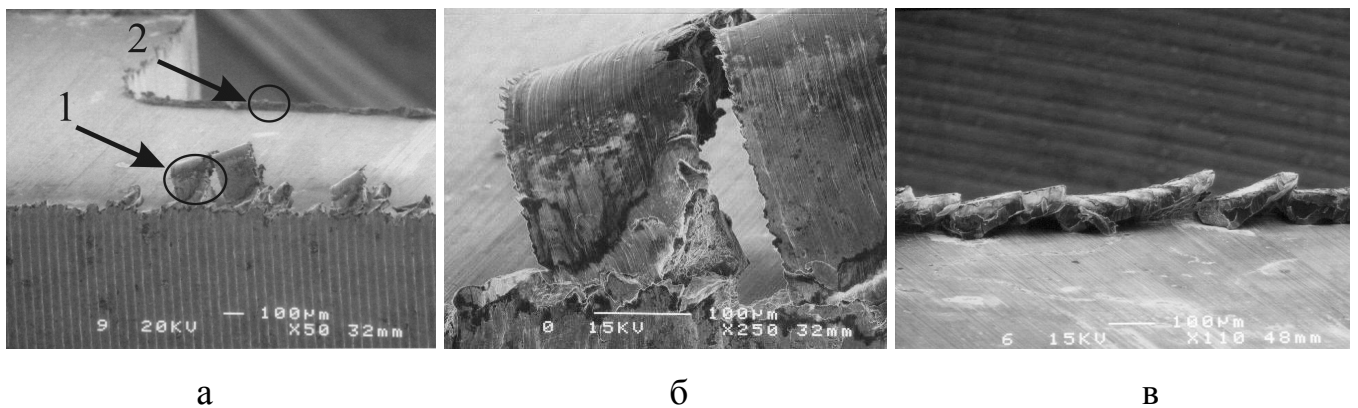


Рисунок 1.1 – Задирки й мікрозадирки на поверхні деталі після високошвидкісного фрезерування: а) поверхня деталі; б) задирка (зона 1); в) мікрозадирки (зона 2)

Дослідження в області з'ясування механізмів утворення задирок при механічному обробленні й розробки устаткування для їхнього видалення почали інтенсивно проводитися з 1970-х років. До цього часу було відоме й застосовувалося на практиці тільки 17 з існуючих на сьогодні 120 методів видалення задирок. Ще яскравіше інтенсивність досліджень у цій області ілюструється тим, що більш 90% із усіх публікацій в області механізмів утворення й видалення задирок були написані після 1989 року [20].

Перші дослідження в даній області були зроблені в США (Gillespie [19]), Німеччині (Schäfer [49]) і Японії (Takazawa [54]). Найбільших результатів в області опису умови виникнення задирок на основі числового моделювання добився дослідницький колектив Університету Берклі (Dornfeld і група CODEF). На рис. 1.2 як приклад наведено результати моделювання утворення задирки при свердлінні, виконаного дослідницькою групою CODEF [6]. За результатами проведення даного числового моделювання й факторних експериментів були встановлені залежності для оцінки величини задирок з урахуванням матеріалу деталі, режимів оброблення, характеристик інструмента. На основі цих результатів CODEF заявила про розроблення експертної Web-Системи для прогнозування місця, типу й розмірів задирок при різних видах оброблення.

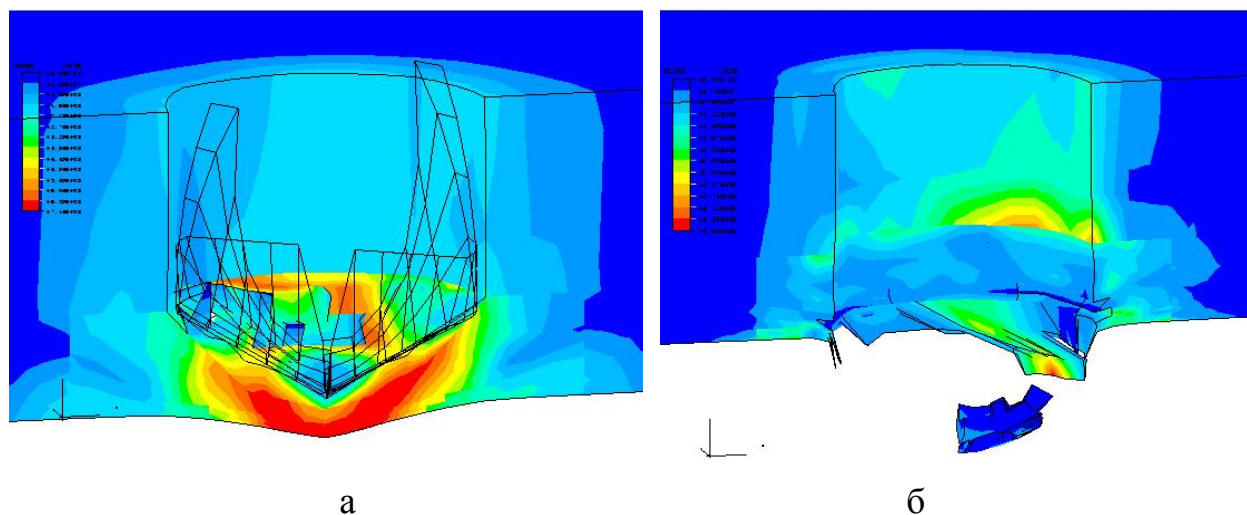


Рисунок 1.2 – Стадії формування задирки при свердлінні:

а) початок виходу свердла; б) остаточний вид задирки

Розуміння механізмів утворення задирок дає можливість керувати процесом їх утворення. Для зниження трудомісткості й підвищення якості оброблення кромки були сформульовані наступні принципи: запобігання утворення задирок у важкодоступних місцях, їх перенос у процесі оброблення на зовнішні кромки, з яких вони можуть бути легко видалені, мінімізація величини задирок.

Прикладом ефективності такого підходу є результати оптимізації траєкторії інструмента з метою зменшення величини задирок на кромках при торцевому високошвидкісному фрезеруванні, на підставі алгоритму, запропонованого в [48] (рис. 1.3).

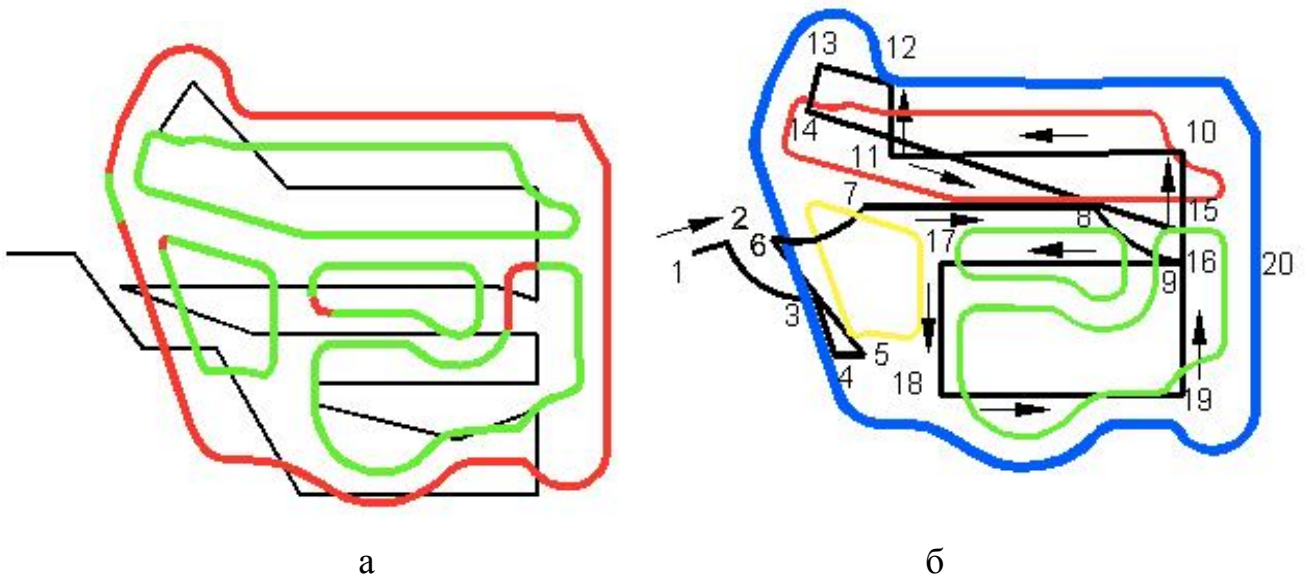


Рисунок 1.3 – Результати оптимізації траєкторії інструмента за критерієм розміру задирки [48]: а) вихідна траєкторія фрези; б) траєкторія після оптимізації

На рис. 1.4 наведено фотографії кромки обробленої деталі для двох траєкторій фрези, представлених на рис. 1.3. Результати було отримано при однакових режимах різання однаковими фрезами. Через збільшення довжини шляху інструмента, час фрезерування в оптимізованому варіанті збільшився з 4,7 до 5,3 с [5].

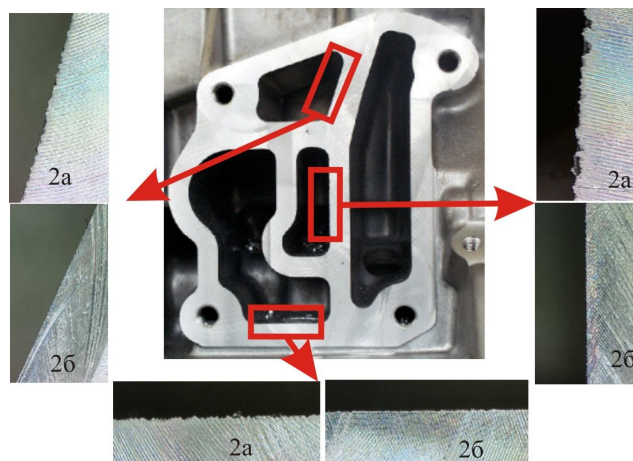


Рисунок 1.4 – Вид кромки деталі після оптимізації траєкторії [5]

Паралельно інтенсивно розвивалися дослідження в області впливу якості фінішного оброблення кромки на експлуатаційні характеристики механізмів. Так, наприклад, впровадження рекомендацій дослідницької групи Takazawa за якістю кромки, дали змогу підняти об'ємний ККД кондиціонерів на 5...15 % [55]. Згодом був

встановлений зв'язок якості фінішного оброблення кромок з ресурсними характеристиками. На сьогоднішній день необхідність цих операцій підтверджена відповідними стандартами.

1.2 Кваліметрія кромок прецизійних деталей

Створення стандартів, пов'язаних з якістю кромок – ще одне завдання, яке вирішувалося спільними зусиллями дослідників, промисловості й державних організацій. У цьому напрямку досягнуті певні успіхи, хоча введені дотепер стандарти стосуються лише термінів, пов'язаних з обробленням кромок [24]. Ряд фірм випустили корпоративні стандарти якості кромок. Японія, КНР, Південна Корея й Німеччина готують міжнародний стандарт, який повинен бути введений найближчим часом.

Проектом міжнародного стандарту оброблення кромок [61] передбачено сім рівнів якості за фінішним обробленням кромок:

А. Зняття задирок не потрібно. Усі кромки можна залишити у вигляді, що утворились в результаті виробничих процесів. Задирки на кромках деталей можуть призвести до виходу за межі допусків за деякими розмірами. Рівень якості краю дає змогу виробникам вилучити задирки й обробити кромку.

В. Притупити гострі кромки. Кромки, визначені цим рівнем якості, повинні бути згладжені до рівня, що не допускає порізів рук, ушкодження джгутів або електричних проводів. Задирки можуть усе ще залишитися на деталях. Розмір задирок на кромках не повинен призводити до виходу розмірів за межі допусків.

С. Вилучити всі видимі задирки. Ніякі задирки, видимі неозброєним оком, не допускаються. Більш дрібні задирки можуть залишатися на кромках. Розмір задирок на кромках не повинен призводити до виходу розмірів за межі допусків. Потрібно також, щоб кромки не були гострими до ступеня, що допускає порізи рук, ушкодження джгутів або електричних проводів.

Д. Вилучити всі задирки, видимі в $\times 00$ збільшенні (рівень збільшення задається на кресленні). Ніякі задирки, видимі в $\times 00$ збільшенні не допускаються. Більш дрібні задирки можуть залишатися на кромках. Розмір задирок на кромках не повинен призводити до виходу розмірів за межі допусків. Потрібно також, щоб кромки

не були гострими до ступеня, що допускає порізи рук, ушкодження джгутів або електричних проводів. Цей рівень якості краю дає змогу контроль будь-яким оптичним пристроєм при будь-якому освітленні.

Е. Зняти фаску (розмір і кут вказуються на кресленні). Кромки обробляються так, що ніякі задирки не повинні знаходитися вище заданих поверхонь. Дрібні задирки можуть залишитися на кромках і поблизу фасок. Розмір задирок на кромках не повинен призводити до виходу розмірів за межі допусків.

Ф. Округлити кромку радіусом (радіус задається на кресленні). У кромок повинне бути викривлення, що перебуває в позначених межах. Задирки на кромках, незалежно від їхнього радіуса, недопустимі при візуальному огляді.

Г. Кромки не обробляти. Кромки повинні залишитися у вигляді, якого вони набули в результаті виробничих процесів. Цей рівень, на відміну від рівня А, повністю забороняє оброблення кромок.

Однак уже через 10 років стандарт якості кромок набув істотних змінень. В нього додатково було введено розподіл кромок за типами на гострокутну, згладжену, похилу й скошену (рис. 1.5) [56]. Стандартом введено три геометричні параметри, з яких форму поперечного перерізу кромки задають два: лінійний розмір (радіус) і кут.

Крім того було встановлено кількісні діапазони за розмірами і допусками для поперечного профілю зовнішніх і внутрішніх кромок (табл. 1.1, 1.2). Стандарт включив цілий ряд кваліметричних показників, які раніше не розглядалися – допуски на відхилення форми (табл. 1.3), вимоги до текстури (табл. 1.4) і до поверхневого шару на кромках (табл. 1.5).

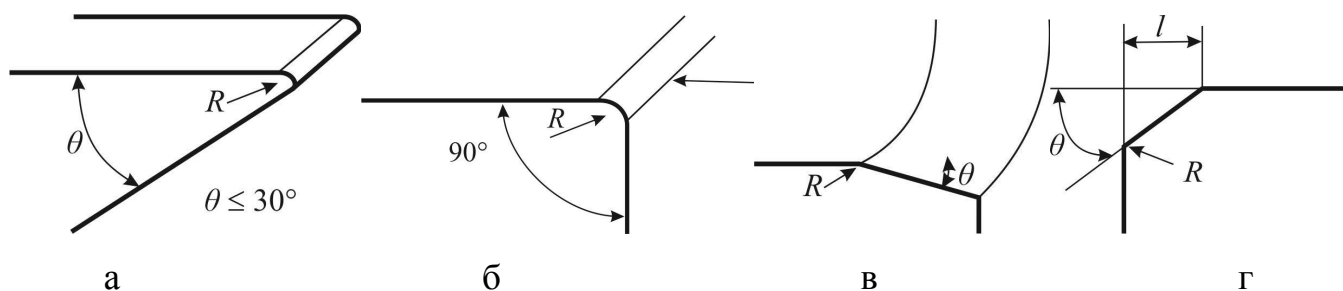


Рисунок 1.5 – Типи кромки прецизійних деталей згідно [56]:

а) гострокутна; б) згладжена; в) похила; г) скошена

Таблиця 1.1 – Розміри й допуски зовнішніх кромок [56]

Клас розмірів кромки, мм		Допустимі відхилення форми кромки, мм			Позначення
min	max	Клас А	Клас А	Клас А	
0,0003	0,002	+0,0015	+0,03	+0,06	Е-0 (ультрасупергостра)
0,0020	0,020	+0,0060	+0,08	+0,20	Е-1 (супергостра)
0,0200	0,200	+0,0300	+0,20	+0,40	Е-2 (гостра)
0,2000	2,000	+0,0600	+0,40	+0,80	Е-3 (звичайна)
2,0000	6,000	+0,2000	+0,10	+2,00	Е-4 (груба)

Таблиця 1.2 – Розміри й допуски внутрішніх кромок [56]

Клас розмірів кромки, мм		Клас розмірів кромки, мм			Позначення
min	min	Клас А	Клас А	Клас А	
0,01	0,05	+0,001	±0,004	±0,01	L-0 (супергостра)
0,05	0,20	+0,005	±0,010	±0,04	L-1 (гостра)
0,20	0,50	+0,030	±0,050	±0,20	L-2 (звичайна)
0,50	1,00	+0,100	±0,200	±0,50	L-3 (груба)

Таблиця 1.3 – Допуски на відхилення форми зовнішніх кромок [56]

Розмірні класи деталей, мм		Допуски прямолінійності й округлості величин, мм		
min	min	Клас А	Клас А	Клас А
—	3	0,002	0,01	0,05
3	10	0,005	0,05	0,10
10	30	0,010	0,10	0,20
30	100	0,020	0,20	0,50
100	300	0,005	0,40	0,80

Таблиця 1.4 – Вимоги до текстури кромок [56]

Текстура поверхні	Оцінка текстури поверхні		
	Клас А	Клас В	Клас С
Шорсткість	$Rz \leq 0,8$	$0,8 < Rz \leq 3,2$	$3,2 < Rz \leq 12,5$
Хвилястість поверхні, відмітини від інструменту	Хвилястість, відмітини від інструмента в зображенні при збільшенні в 40 разів	Відмітини від інструмента не повинні перетинати гребінь кромки	Не регламентується
Дефекти поверхні	Відсутність задирок, тріщин і зламів у збільшеному в 40 разів зображенні	Відсутність задирок, тріщин і зламів у збільшеному у 20 разів зображенні	Відсутність задирок, тріщин і зламів в збільшеному у 10 разів зображенні
Позначення	Т-1 (супергладка)	Т-2 (гладка)	Т-3 (шершава)

Таблиця 1.5 – Вимоги до цілісності кромок [56]

Цілісність поверхні	Оцінка цілісності поверхні		
	Клас А	Клас В	Клас С
Мікроскопічні тріщини й порожнини	Не допускаються мікротріщини й порожнини в поверхневому шарі при збільшенні зображення в 40 разів	Допускаються мікротріщини і порожнини в поверхневому шарі при збільшенні зображення в 20 разів	Допускаються мікротріщини й порожнини в поверхневому шарі при збільшенні зображення в 10 разів
Поверхневий шар	Допустиме зміцнення без поверхневої деформації	Поверхневі деформації є недопустимими	Поверхневі деформації є допустимими
Позначення	S-1 (високоточна)	S-2 (середня)	S-3 (груба)

Відповідно до стандарту для кромки різального інструменту форма поперечного профілю кромки задається кутом кромки й додатковими 4 параметрами: Δr , φ , S_α і S_γ (рис. 1.6). Параметр φ у полярних координатах із центром на лінії перетинання передньої й задньої поверхні, задає азимутальне відхилення вістря кромки щодо бісектриси кута кромки в плані. Параметр Δr задає радіальну координату вістря кромки, параметри S_γ й S_α задають розмір кромки по передній і задній поверхні відповідно. Сама крива, що описує профіль задається по координатах вістря й точкам на передній і задній поверхні кубічним сплайном.

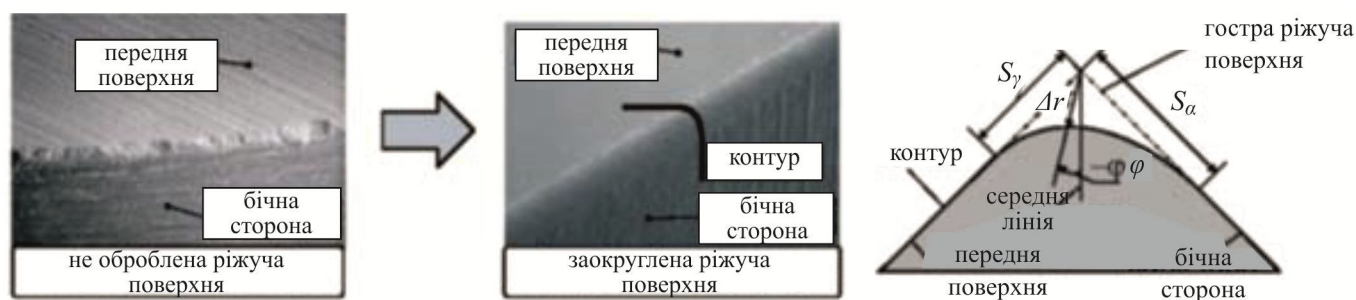


Рисунок 1.6 – Геометричні характеристики ріжучої кромки згідно [7]

Забезпечення вимог якості кромки відповідно до [7, 56] можливе тільки при наявності необхідних метрологічних засобів. На сьогоднішній день вони створені й забезпечують достатню точність для вимірювань згідно вимог, що вводяться даними стандартами. На рис. 1.7 наведено класифікацію сучасних методів вимірювання задирок і кромки згідно даним роботи [16]. Найбільш інтенсивно розвиваються безконтактні методи, зокрема лазерні й електромагнітні, які на сьогоднішній день забезпечують найбільшу точність вимірювань. Безконтактні методи набагато інформативніше, ніж профілографування, яке досі широко використовується. На відміну від цього методу вони дають змогу отримувати двомірну й навіть тривимірну картину кромки (рис. 1.8) та надають повну інформацію як про вихідний стан кромки, так і її стані після фінішного оброблення. Проте основна увага в області інженерії кромки прецизійних деталей, як і раніше, зосереджена на методах їх фінішного опорядження. Ці методи продовжують постійно розвиватися, як у напрямку вдосконалення традиційних технологій, так і у напрямку пошуку нових процесів, які могли б задовольняти зростаючі вимоги за якістю і точністю оброблення.

Методи виявлення й вимірювання задирок

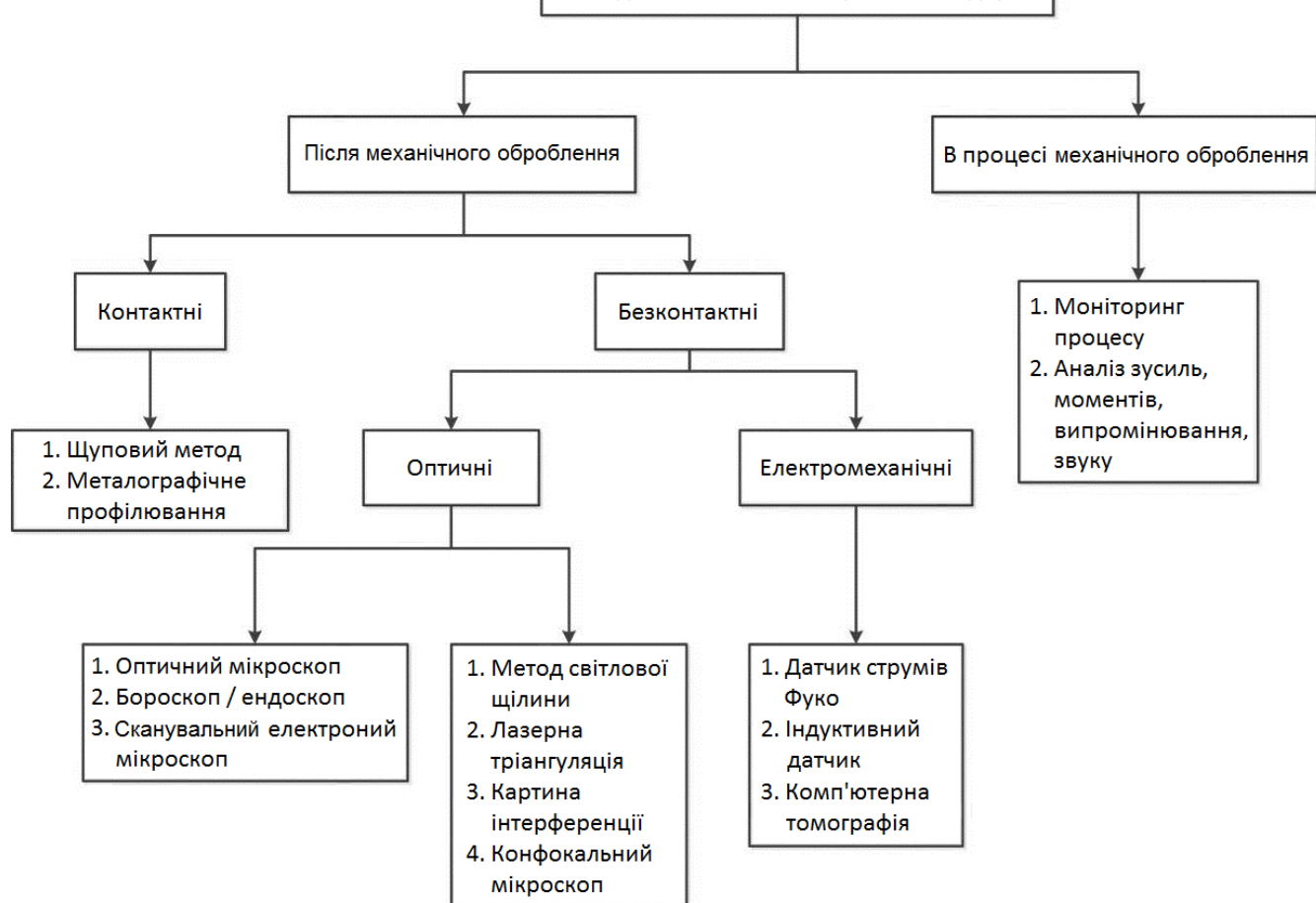


Рисунок 1.7 – Методи виявлення й вимірювання задирок [16]

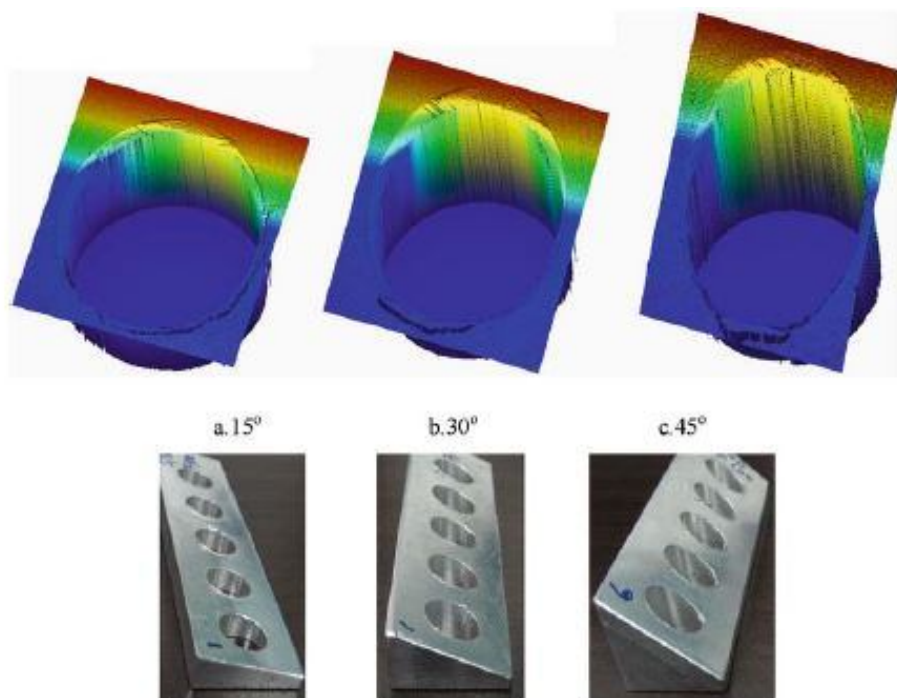


Рисунок 1.8 – Тривимірна побудова профілю кромки методом лазерної голографії [16]

Для прецизійних деталей високоточних механізмів перераховані вимоги якості можуть зазвичай є найбільш жорсткими. Для деталей, що контактують із робочими рідинами гідравлічних і паливних систем, оброблення кромки з видаленням задирок і очищення від мікрочастинок повинне бути проведено для всіх деталей рідинного тракту. Необхідне також оброблення різьб приєднувальних штуцерів, накладних гаїлок та ін., тому що наявність задирок на кожній з них може призвести при експлуатації до їхнього обриву й потраплянню в гідравлічний тракт.

На жаль, у вітчизняній практиці зберігається неухильність до питань вибору метрик і забезпечення якості кромки. Так, наприклад, вважається необов'язковою оброблення кромки після електроіскрового й лазерного оброблення на сучасних верстатах з ЧПК. Для того щоб показати помилковість таких уявлень, наведемо дані одного із провідних виробників устаткування для фінішного оброблення прецизійних деталей – фірми Extrude Hone (США). У проспектах фірми наводяться результати вимірювання коефіцієнтів витрати в паливних форсунках з отворами, отриманими електроіскровим методом без фінішного оброблення й після профілювання кромки на екструзійно-абразивному устаткуванні. Прецизійне профілювання отвору після фінішного оброблення підвищує точність забезпечення масової витрати з $\pm 6\%$ до $\pm 1\%$, а із цією характеристикою безпосередньо пов'язана паливна ефективність двигуна.

У якості ще одного прикладу розглянемо різальний інструмент. На його стійкість значно впливає стан кромки. Їхня поздовжня шорсткість є результатом перетину шорстких поверхонь, що утворюють кромку. При заточенні різального інструменту шліфуванням шорсткість кромки виявляється в 1,5...2,5 більше, чим на поверхнях (рис. 1.9) [171].

Підвищена шорсткість кромки суттєво знижує її міцність. Виступи мікронерівностей через малу міцність руйнуються в перші секунди різання, западини є місцем зародження тріщин. Руйнування ріжучої кромки на початковому етапі різання приводить до некерованого зношування інструмента. Нанесення покриттів на інструмент із такими ріжучими кромками завдання підвищення його ресурсу вирішити не зможе.

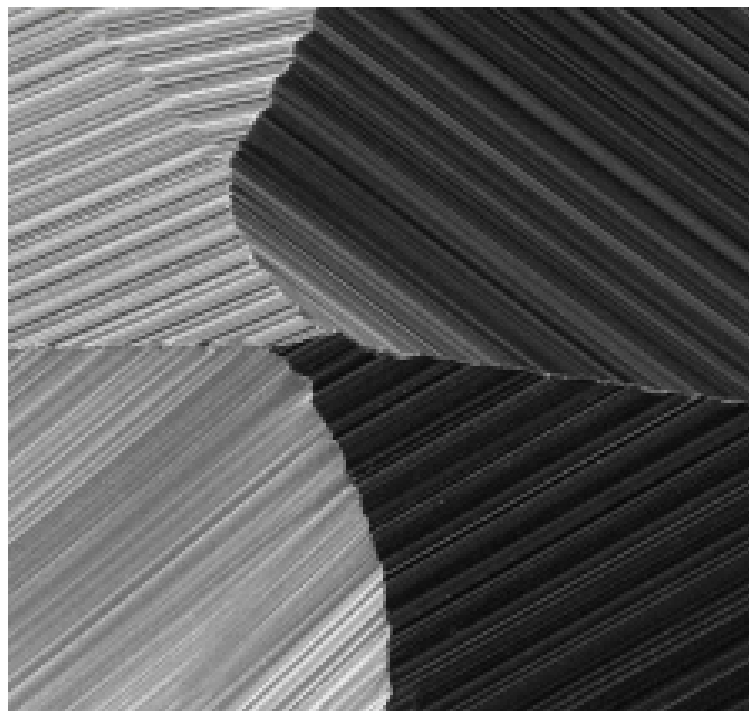


Рисунок 1.9 – Поздовжня шорсткість ріжучих кромок свердла

Додаткове фінішне оброблення кромок (наприклад, магнітоабразивне) вирівнює шорсткість поверхонь і кромок. Одне це дає змогу підвищити стійкість інструмента в 1,5 рази. Додаткове округлення кромок дає змогу підвищити її ще в 3–4 рази [171].

Таким чином, фінішне оброблення кромок вхідних деталей є обов'язковою умовою при виробництві сучасних високоточних механізмів, а в ряді випадків повинні висуватися вимоги профілювання кромок із зазначенням радіусів, кутів нахилу і т.п. Розроблення метрик і параметрів якості кромок проводиться провідними машинобудівними компаніями за внутрішніми стандартами. Інформація, що стосується принципів завдання й дотримання якості фінішного оброблення кромок, багатьма з них розглядається як конфіденційна, тому що безпосередньо пов'язана із забезпеченням характеристик, що визначають конкурентоспроможність продукції.

1.3 Технології й устаткування фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами

Різниця між існуючими варіантами методів фінішного оброблення кромок продуктами згорання детонуючих газових сумішей полягає в механізмі видалення

задинок. При термоенергетичному варіанті оброблення ведеться горючими сумішами з надлишком окиснювача.

Тепло, що виділилося при згорянні горючої суміші, використовується для нагрівання задинок до температури, при якій ініціюється реакція горіння між матеріалом деталі й киснем (рис. 1.10, а) [18]. Продукти горіння видаляються із кромки в газовій фазі тобто такий метод є термохімічним.

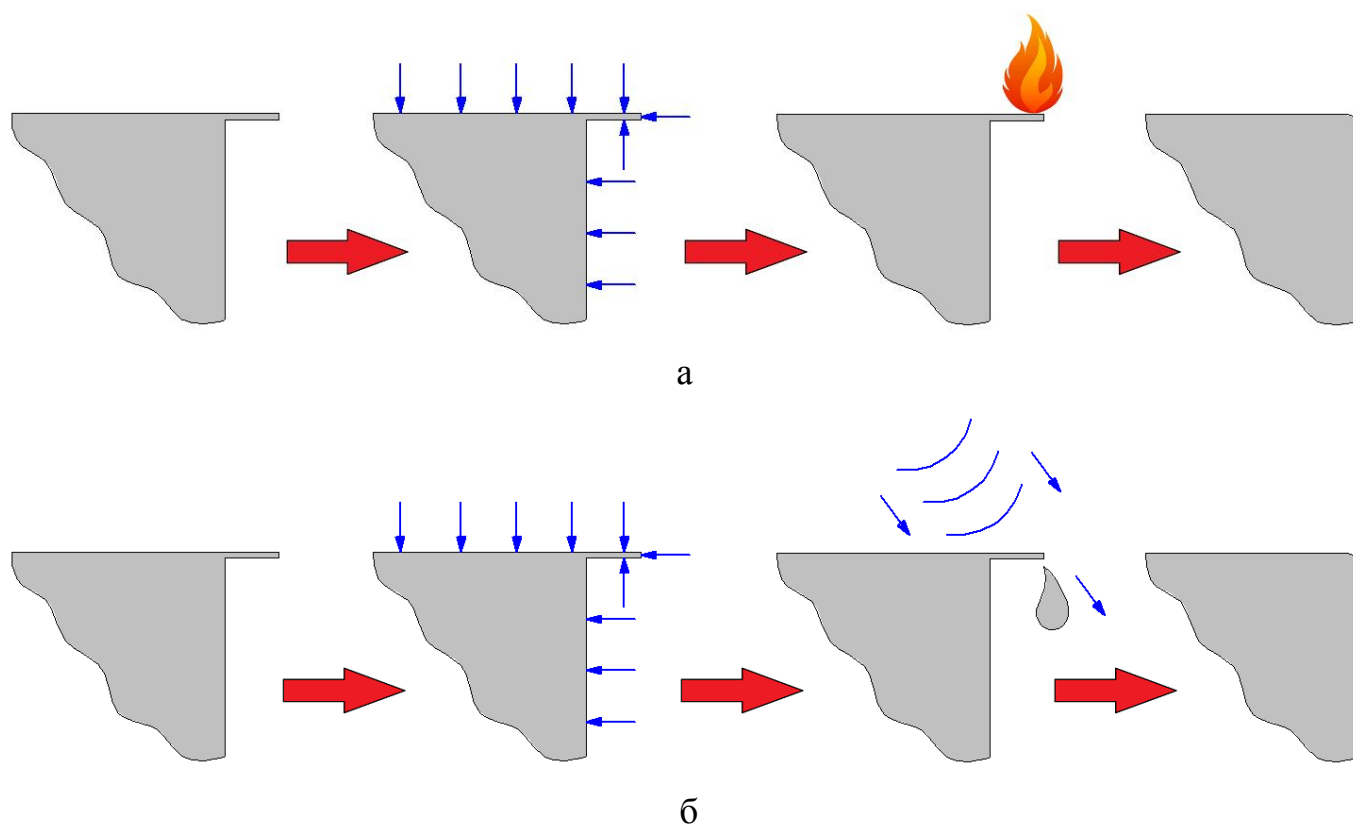


Рисунок 1.10 – Варіанти реалізації зачищення продуктами згорання детонуючих сумішей: а) термоенергетичний; б) термоімпульсний

При термоімпульсному методі оброблення зазвичай ведеться сумішами стехіометричного складу з утворенням ударних хвиль, що забезпечує більшу величину теплових потоків [127]. У ході інтенсивного теплообміну продукти згорання нагрівають задирку до топлення, а оплавлений матеріал видаляється із кромки газодинамічними силами потоку продуктів згорання (рис. 1.10, б). Такий варіант методу може бути віднесений до термомеханічних.

Термоенергетичний метод (ТЕМ) має ряд обмежень за оброблюваними матеріалами. Він практично не використовується для матеріалів на основі нікелю, хрому

й кобальту (наприклад, жароміцних сплавів), оскільки ці матеріали погано реагують із киснем.

Недоліком устаткування, що реалізує ТЕМ метод, є утворення на поверхнях оброблюваних деталей оксидів вилученого матеріалу. Для деталей з алюмінієвих і цинкових сплавів такі оксиди випадають у вигляді білого порошку, який залежно від вимог до наступного оброблення може навіть не видалятися [18].

Однак при обробленні деталей зі сталей утворювана іржа вимагає видалення. Для цього розроблений триступінчастий процес, на якому на першому етапі проводиться видалення задирок у суміші з надлишком кисню, а на другому – видалення окислів при обробленні стехіометричною сумішшю з подальшим травленням і промиванням (рис. 1.11) [57]. Наявність операції травлення може викликати проблеми при обробленні прецизійних деталей.

У ряді робіт [18, 37, 53] відзначається, що сталеві деталі із твердістю більш 40 HRC не рекомендується обробляти термоенергетичним методом, оскільки для таких матеріалів після ТЕМ оброблення можливе утворення поверхневих тріщин. Ця проблема виникає з причини перегріву поверхневого шару оброблюваних деталей. При обробленні деталей з нержавіючих сплавів вуглець, що перебуває в продуктах згоряння, при взаємодії з матеріалом може утворювати карбіди по межах зерен і знижувати корозійну стійкість матеріалу [18, 53].

Багато в чому перелічені проблеми пов'язані з неякісним вирішенням завдання керованого випуску продуктів згоряння в ТЕМ устаткуванні, що призводить до перевищення часу контакту деталей із продуктами згоряння. Через це виникають додаткові обмеження за конструктивними особливостями оброблюваних деталей – згідно з рекомендаціями робіт [18, 37] мінімальна товщина конструктивного елемента при ТЕМ обробленні повинна бути, принаймні, в 10 раз більшою ніж розмір задирки, що видаляється.

В іншому разі можуть виникати перегрів і структурні зміни в матеріалі оброблюваних деталей. Очевидно, що також повинні існувати обмеження за абсолютним мінімальним розміром оброблюваних деталей, тобто для оброблення прецизійних і мініатюрних деталей термоенергетичний метод не підходить.

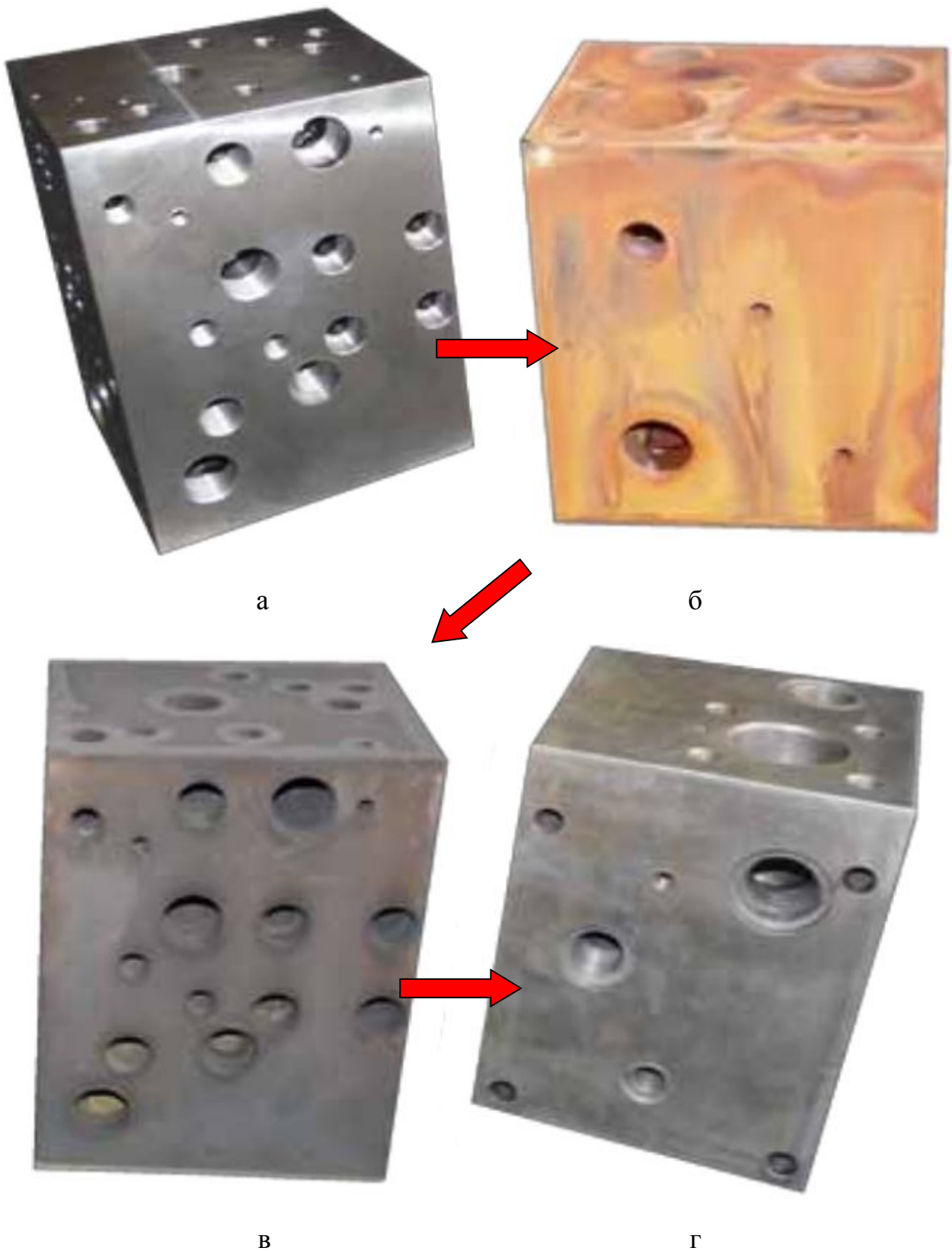


Рисунок 1.11 – Деталі, які оброблено термоенергетичним методом [57]:
а) вихідний стан; б) після термоенергетичного оброблення в суміші з надлишком кисню (перший етап); в) після термоенергетичного оброблення в стехіометричній суміші (другий етап); г) після промивання

Проте саме таке устаткування, створене на основі розробок фірми BOSCH, дістало досить широкого поширення. За станом на 1997 рік у світі експлуатувалося більш 700 одиниць таких установок, зроблених як самою фірмою BOSCH, так і її ліцензіатами – KENNAMETAL, ATL і ін. [18]. Це пов'язане з тим, що ТЕМ оброблення багаторазово перевершує альтернативні методи фінішного зачищення за продуктивністю й собівартістю. Крім того, унікальною перевагою даного методу є можливість оброблення внутрішніх порожнин і кромek пересічних каналів. Як приклад на рис. 1.12 наведено ТЕМ установки фірми ATL, що промислово випускаються.

Термоімпульсний метод почав розроблятися дещо пізніше ніж термоенергетичний, і, починаючи з 1970-х років, розвивався в СРСР. Ключовими інноваціями, що забезпечили переваги методу, стали:

- розроблення методики призначення режимів оброблення на основі аналітичних розв'язків задачі моделювання процесу термоімпульсного нагрівання ліквідів [91, 127, 168];

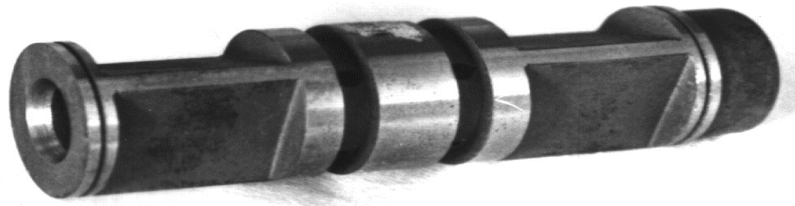
- розроблення технічних рішень керованого випуску продуктів згоряння в гарячому стані [72, 127].

Випуск продуктів згоряння при термоімпульсному обробленні відбувається при температурі, що перевищує температуру конденсації окислів. Це дає змогу уникнути необхідності травлення деталей після оброблення й уможливорює оброблення деталей із прецизійними поверхнями тертя (плунжери, золотники й ін. деталі гідросистем – див. рис. 1.13).

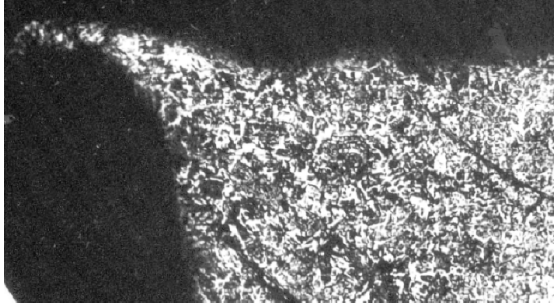
Термоімпульсне устаткування не має обмежень за видами оброблюваних матеріалів і в набагато меншому ступені є чутливим до конструктивних особливостей оброблюваних деталей. На відміну від ТЕМ допускається перевищення мінімальної товщини конструктивного елемента відносно товщини задирок в 3–4 рази [127]. Універсальність термоімпульсного устаткування робить його найбільш очевидним вибором для побудови автоматизованих технологій фінішного оброблення й очищення прецизійних деталей. Однак таке устаткування дотепер не одержало широкого поширення, хоча наприкінці 1980-х років рядом підприємств був освоєний випуск промислових термоімпульсних установок (рис. 1.14).



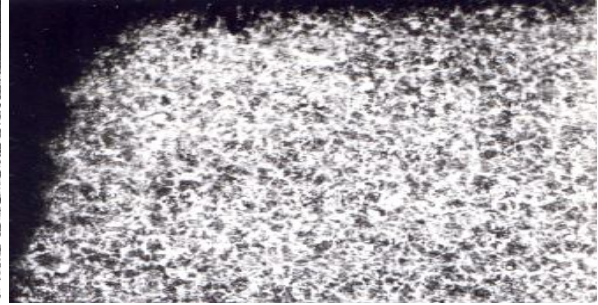
Рисунок 1.12 – Моделі TEM установок, що випускаються фірмою АТЛ (Німеччина) [57]



а



б



в

Рисунок 1.13 – Золотник після термоімпульсного оброблення: а) зовнішній вигляд; б) вихідний стан кромки; в) кромка після оброблення



а



б

Рисунок 1.14 – Устаткування для термоімпульсного оброблення: а) промислова установка Т-15; б) експериментальний стенд для дослідження режимів термоімпульсного оброблення

Це пов'язане як з деякими конструктивними недоліками устаткування, так і з нерозв'язаністю ряду завдань дослідницького характеру, що не дає змогу ефективно використовувати цей клас устаткування в умовах сучасного інформаційно-інтегрованого виробництва.

1.4 Задачі автоматизації прецизійного термоімпульсного оброблення

Основною складністю в автоматизації термоімпульсного фінішного оброблення прецизійних деталей залишається створення алгоритмів, що дають змогу проводити точне налаштування режимів оброблення на основі інформації про деталь, у тому числі – доступної із CAD систем. Крім того, вимагає вирішення завдання точного й стабільного дозування величин теплових потоків і часу оброблення.

Схему напрямків досліджень в області фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами наведено на рис. 1.15. Серед цих напрямків особливе значення має розроблення методів призначення режимів фінішного видалення різного роду ліквідів. На сьогоднішній день сформувався два основні напрямки вирішення даного завдання – експериментальне й розрахункове, що використовує аналітичні або числові розв'язки задач, характерних для процесів фінішного оброблення й очищення.

Процеси видалення ліквідів продуктами згоряння газових сумішей є складними для моделювання. Вони пов'язані з теплообміном між високотемпературними продуктами згоряння й деталями складної форми. У випадку виникнення ударних хвиль вони вимагають урахування нестационарних процесів термічного й динамічного характеру. Такі задачі в строгій постановці можуть вирішуватися тільки числовими методами, причому процес розв'язку вимагає серйозних навичок роботи з розрахунковими пакетами й великих обчислювальних витрат. Такі особливості не відповідають умовам промислового підприємства, тому природною альтернативою, яку використовували багато дослідників, стало застосування експериментальних методів.

При використанні такого підходу режими оброблення призначають за емпіричними залежностями, отриманими завдяки факторному експерименту. Такий підхід застосовувався як для термоенергетичного варіанта процесу (Kelley [37], Frtitz [14]), так і для термоімпульсного (Божко [72]).

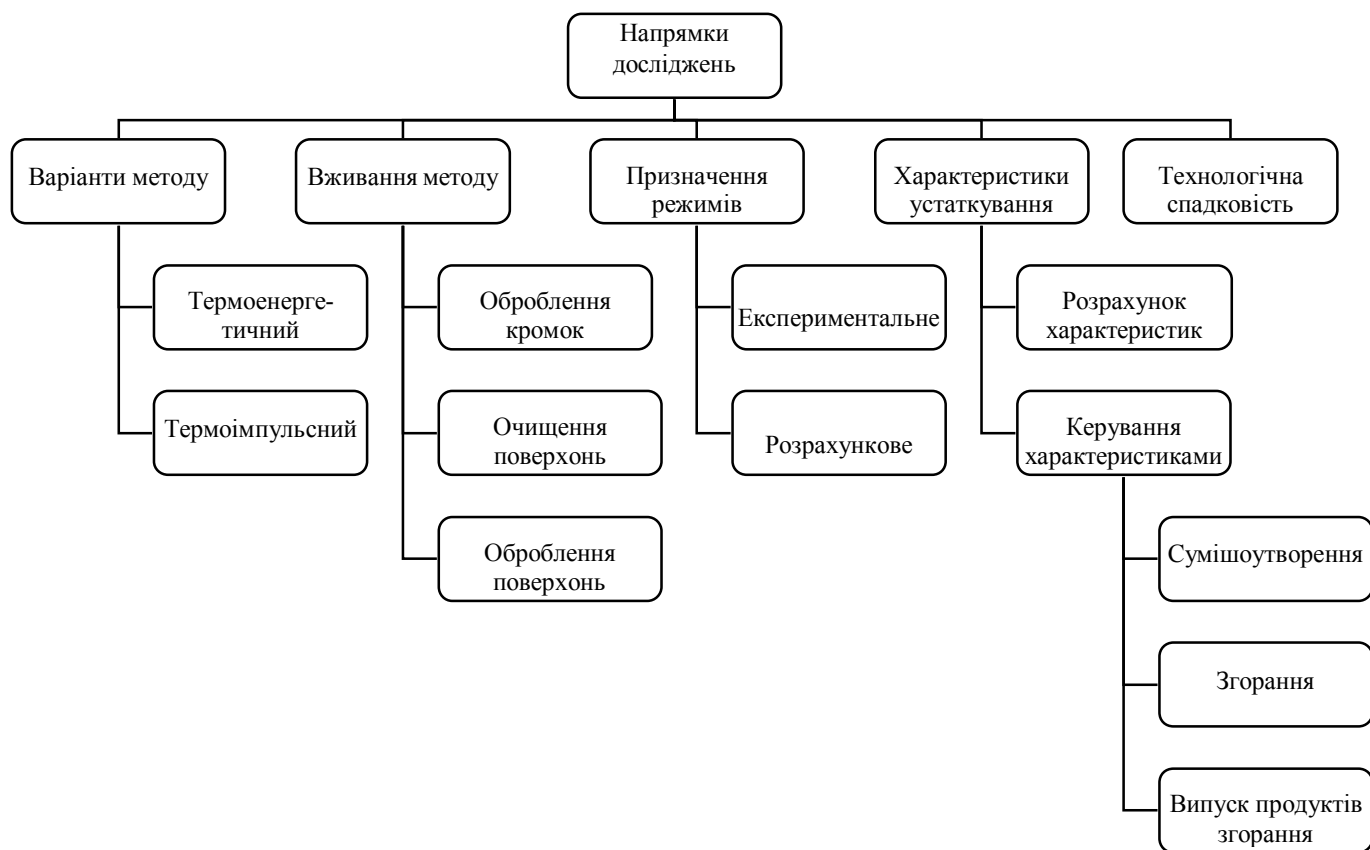


Рисунок 1.15 – Напрямки досліджень в області фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами

З урахуванням того, що при призначенні режимів оброблення доводиться враховувати більше 10 факторів, такий підхід вимагає проведення дуже великої кількості експериментів. Спроби скоротити їхню кількість можуть призводити до одержання емпіричних залежностей, що не забезпечують необхідну достовірність призначення режимів оброблення [127]. Тому призначення режимів на основі факторного експерименту виправдане в умовах великосерійного виробництва, або при обробленні деталей малої номенклатури матеріалів.

Для призначення режимів термоімпульсного оброблення був запропонований підхід, що використовує аналітичні розв'язки завдань нагрівання задирки в спрощеній постановці [127]. Пізніше він був також перенесений на випадки очищення поверхонь від мікрочастинок [91] і оброблення поверхонь [168]. Для забезпечення можливості аналітичного розв'язку задача розглядалася як лінійна нестационарна задача теплопровідності у двовимірній постановці. Були зроблені допущення про рівно-

мірність теплового потоку по поверхні, форма задирки вважалася незмінною, а величина теплового потоку визначалася виходячи зі спрощеної (і неочевидної) залежності.

Проте такий підхід виявився досить успішним. Завдяки його використанню вдалося одержати ряд залежностей, що зв'язують геометричні й теплофізичні характеристики ліквідів з енергетичними параметрами термоімпульсного устаткування, необхідними для їхнього видалення.

Однак даний метод не дає змоги робити кількісні оцінки основних параметрів процесу (величини теплових потоків і часу оброблення) для деталей з матеріалів з вираженою залежністю теплофізичних характеристик від температури. Тому завдання створення уточнених методик визначення режимів термоімпульсного видалення різного виду ліквідів, що базуються на числовому розв'язку задач, які враховують особливості як самого процесу, так і поведінки матеріалу при нагріванні залишається актуальним.

Для вирішення цієї проблеми в роботах лабораторії термоімпульсних технологій Національного аерокосмічного університету ім. М. С. Жуковського «Харківський авіаційний інститут» було розпочато розроблення методу, заснованого на припущенні про те, що зазначена зв'язана задача про горіння газової суміші в камері з розташованими в ній деталями складної форми з урахуванням теплообміну між продуктами згорання й оброблюваними деталями, може бути розділена на дві прості задачі.

Перша 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 основі моделювання горіння в деякій еквівалентній камері. Це завдання вирішувалося дисертаційних роботах Козлова [108], Трифонова [184] і Малашенко [132]. Результати цих робіт підтвердили правоможність прийнятих гіпотез. Однак отримані в цих роботах результати були зроблені при серйозних спрощеннях фізичних моделей видалення задирок. Це зажадало уточнення й узагальнення запропонованих методик, що стало одним із завдань даної роботи.

Для забезпечення стабільної якості оброблення прецизійних деталей не менш

важливим є керування характеристиками устаткування. Як показано на рис. 1.15, це має на увазі вирішення трьох задач – керування сумішоутворенням, згорянням і випуском продуктів згоряння. Вирішення цих задач безпосередньо спрямоване на забезпечення точності дозування енергетичних характеристик і часу оброблення. Питання сумішоутворення в камерах термоімпульсного устаткування розглядалися в роботі Борисової [74], а керування згорянням – у роботі Малашенко [132]. Однак отримані в цих роботах результати також носять частковий характер і вимагають узагальнення.

Вирішення даних задач до рівня розроблення практичних методик призначення режимів фінішного термоімпульсного оброблення й очищення й створення технічних рішень, що забезпечують точність дозування енергії й часу, необхідну для оброблення високоточних деталей, дасть змогу створити умови для вирішення проблеми створення підсистеми автоматизованого фінішного очищення й опорядження прецизійного виробництва.

Системи автоматизованого керування такого устаткування мають бути сумісними за форматом вхідних даних з існуючими CAD/CAM системами, що уможливить його інтеграцію в сучасне інформаційно-інтегроване виробництво.

Дотепер ця проблема залишається невирішеною й ручна кваліфікована праця продовжує використовуватися для фінішних операцій навіть на самих високотехнологічних підприємствах. Як показує проведений аналіз, термоімпульсний метод оброблення продуктами згоряння детонуючи сумішей є найбільш перспективною основою для досягнення сформульованої мети.

МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО УСТАТКУВАННЯ

Завдання визначення енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування, необхідних для призначення режимів фінішного оброблення кромки, вимагає визначення величин теплових потоків, що діють на поверхню оброблюваних деталей, а також часу загасання й інтенсивності ударних хвиль, що виникають під час теплового вибуху або детонації паливної суміші.

Визначення цих параметрів для камери з довільним розташуванням деталей довільної форми є досить складним. Однак розроблення такої методики є необхідним кроком для створення автоматизованого устаткування для прецизійного термоімпульсного оброблення. Підходи до вирішення цього завдання можуть бути різними, однак результат повинен бути придатним для застосування в автоматизованих системах керування термоімпульсного устаткування.

Завдання моделювання локального теплообміну в замкнутій камері характерні для досліджень поршневих двигунів. Усі відомі на сьогоднішній день методи вирішення таких завдань, розвинуті для дослідження теплового стану деталей двигунів, можна розділити на три групи [96, 104]:

- експериментальні (вимірювання локальних температур робочого тіла, температур деталей двигуна; теплових потоків на поверхнях деталей);
- розрахунково-експериментальні (розрахунки термічних граничних умов на основі вимірюваних локальних температур деталей і ін.);
- розрахунково-теоретичні (розрахунки термічних граничних умов, теплового стану й ін.);

На сьогоднішній день розроблено й запропоновано велику кількість варіантів конструкцій датчиків і способів їх встановлення. Основні типи існуючих датчиків: плівкові термометри опору, поверхневі термопари, кристалічні вимірники максимальної температури, датчики на принципі додаткової стінки. Їх переваги й недоліки докладно описано в спеціальній літературі [131, 146].

Для задач призначення режимів термоімпульсного фінішного оброблення ви-

користання при експериментах датчиків вимірювання температури позбавлений смислу. Через різноманітність оброблюваних матеріалів і, відповідно, їхніх теплофізичних властивостей побудова таких методик на основі аналізу температурних вимірювань зажадало б невиправдано великої кількості експериментів.

Використання датчиків вимірювання теплових потоків для цього представляється розумною альтернативою. Однак з урахуванням того, що в умовах дії ударних хвиль характерний час термоімпульсного оброблення може становити 5...8 мс, постійна часу таких датчиків не повинна перевищувати 0,05...0,1 мс. Теплостійкість такого датчика менш важлива, тому що за час робочого циклу, як показують численні експерименти з термоімпульсного оброблення, матеріал деталей не нагрівається більш ніж на 100...200 °С.

Такі датчики створені в Санкт-Петербурзькому політехнічному університеті. Це градієнтні датчики теплового потоку (ГДТП), засновані на застосуванні ефекту Зеєбека (поява термо-ЕРС у напрямку, нормальному до вектору теплового потоку) [164]. ГДТП виготовляються на основі монокристалів вісмуту чистоти 0,9999 з робочим діапазоном температур 20...540 К. Розроблена методика, що дає змогу градувати ГДТП із похибкою не більш 1 % у всьому діапазоні температур і при тиску до 30 МПа.

У випадку дослідження теплових потоків при термоімпульсному обробленні детонувальними газовими сумішами інтерес становить вимірювання теплових потоків на поверхні оброблюваної деталі, яка розташовується усередині камери. Проте, ГДТП можуть бути використані й у цьому випадку.

Для цього експеримент можна проводити для макета оброблюваної деталі, що повторює її форму та має всередині додаткові порожнини для розміщення джерела електроенергії, запам'ятовувального пристрою й керуючого процесора. Датчики ГДТП, які згідно з роботами [101, 139] можуть мати площу до 1 мм² у необхідній кількості можуть бути розміщені по поверхні деталі таким чином, щоб дістати найбільш повну інформацію про діючі теплові потоки (на зовнішніх поверхнях, у внутрішніх каналах, місцях різкої зміни геометрії й т.п.). З урахуванням ізольованості такого експериментального пристрою від системи керування термоімпульсного

устаткування, сигнали на датчики на початок вимірювання й на систему запалювання суміші повинні бути погоджені за часом, тобто апаратні годинники в обох системах керування повинні бути попередньо синхронізованими. Сучасні системи точного часу дають змогу зробити таку синхронізацію з точністю до 1 мкс. Після робочого циклу результати вимірювань можуть бути передані для подальшого оброблення, наприклад, через USB порт.

Однак незважаючи на принципову можливість створення такої експериментальної техніки представляється, що її застосування може бути пов'язане тільки із проведенням верифікації результатів числового моделювання через труднощі з підготовкою моделі деталі. Тому розроблення методики визначення енергетичних характеристик термоімпульсного встаткування доцільно вести на основі числового моделювання процесів теплообміну усередині камери згоряння.

2.2 Математична модель для розрахунку теплових потоків при термоімпульсному обробленні

2.2.1 Система визначаючих рівнянь

Для опису процесів, що відбуваються в камері термоімпульсної машини, може бути застосована класична модель однофазної багатокомпонентної течії реагуючих газів, яку раніше було описано в роботах Козлова [108], Трифонова [184], Малашенка [132], що також виконувалися в лабораторії термоімпульсних технологій Національного аерокосмічного університету ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут». Модель базується на законах збереження маси, імпульсу і теплової енергії нестационарної просторової течії в диференціальній формі. Для визначення компонентного складу газу використовується рівняння концентрації

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \bar{\mathbf{u}}) = 0, \quad (2.1)$$

$$\rho \frac{d\bar{\mathbf{u}}}{dt} = \operatorname{div} \mathbf{P}, \quad (2.2)$$

$$\rho \frac{de}{dt} = \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) + \sum_{i=1}^N Q^i - Q_{\text{eun}} + \mathbf{P} \cdot \operatorname{grad} \bar{\mathbf{u}}, \quad (2.3)$$

$$\rho \frac{\partial c^i}{\partial t} = -\operatorname{div} \bar{\mathbf{I}}^i + \dot{S}^i, \quad i = 1, \dots, N-1, \quad (2.4)$$

де $\rho(\rho^i)$, $p(p^i)$ – густина і тиск суміші й її i -ої компоненти; \mathbf{P} – тензор напруги; Q^i – виділення (поглинання) тепла по всіх реакціях з утворенням i -ої компоненти; $Q_{\text{вип}}$ – об'ємне випромінювання газу; $\bar{\mathbf{I}}^i = \rho^i \bar{\mathbf{w}}^i$ – вектор потоку дифузії; S^i – масова швидкість утворення i -ої компоненти суміші; e – внутрішня енергія газу.

У виразі (2.3) останній доданок є доданком двох тензорів другого рангу за двома індексами: $\mathbf{P} \cdot \operatorname{grad} \bar{\mathbf{u}} = -p \operatorname{div} \bar{\mathbf{u}} + \mathbf{T} \cdot \operatorname{grad} \bar{\mathbf{u}}$, де \mathbf{T} – тензор в'язкого напруження, а останній доданок є дисипативною функцією [95].

Масова швидкість утворення i -ої компоненти може бути визначена підсумовуванням за всіма K реакціями, в яких вона бере участь

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

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

При дослідженні горіння, в цій роботі використовується модель скінченної швидкості хімічних реакцій [78]. Вона передбачає, що швидкість елементарної реакції може бути негативною, якщо визначена зворотна реакція. Тому, величина $\dot{S}_{i,r}$ обчислюється як

$$\dot{S}_{i,r} = \Gamma (v_{i,r}'' - v_{i,r}') \left(k_{f,r} \prod_{j=1}^N [C_{j,r}]^{n_{j,r}'} - k_{b,r} \prod_{j=1}^N [C_{j,r}]^{v_{j,r}''} \right), \quad (2.5)$$

де $[C_{j,r}]$ – молярна концентрація j -ої компоненти в реакції r ; $k_{f,r}$, $k_{b,r}$ – константи швидкості для прямої і зворотної реакції г 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 [78]

$$k_{f,r} = A_{r1} T^{\beta_{r1}} \exp\left(-\frac{E_r}{RT}\right), \quad (2.6)$$

$$k_{b,r} = A_{r2} T^{\beta_{r2}} \exp\left(-\frac{E_r}{RT}\right), \quad (2.7)$$

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

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

$$Q^i = h_i^0 \dot{S}^i / M_i, \quad (2.8)$$

де h_i^0 – ентальпія утворення i -ої компоненти.

Для випадку багатоконпонентної реагуючої суміші компоненти тензора напруги в (2.2) можуть бути записані у вигляді [95]

$$P_{jk} = 2\mu \dot{S}_{jk} - \left(p + \frac{2}{3}\mu \operatorname{div} \bar{u}\right) \delta_{jk} - \sum_{i=1}^N \frac{I_j^i I_k^i}{\rho^i},$$

де \dot{S}_{jk} – компоненти тензора швидкостей деформацій; δ_{jk} – символ Кронекера.

Швидкість дифузії i -ої компоненти для випадку бінарних систем задається формулою

$$\bar{w}^i = -D^{il} \left[\operatorname{grad} \ln c^i + \frac{m^l - m^i}{m} c^l \operatorname{grad} \ln p + \frac{m^l m^i}{m^2 c^i} k_T \operatorname{grad} \ln T \right],$$

де D^{il} – коефіцієнт бінарної дифузії i -ої компоненти в l -ій; $m = \left(\sum_{i=1}^N \frac{c^i}{m^i} \right)$ – молекулярна маса суміші; k_T – коефіцієнт, що характеризує термодифузію.

Для більшості газових сумішей справедливе співвідношення

$$\left| \frac{dc^i}{c^i} \right| \gg \left| \frac{dp}{p} \right| \cdot \left| k_T \frac{dT}{T} \right|,$$

що дає змогу нехтувати ефектами термо- і бародифузії і визначити швидкість дифузії за допомогою закону Фіка

$$\bar{w}^i = -D^i \operatorname{grad} \ln c^i,$$

де D^i – коефіцієнт дифузії i -ої компоненти у суміші з N компонент, який приблизно може бути визначений за формулою

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

Коефіцієнти бінарної дифузії можуть бути розраховані по відомих методиках або задані на підставі експериментальних даних [77].

При обчисленні густини, тиску, ентальпії і газової постійної суміші с N компонентами використовуються стандартні правила змішення

$$1/\rho = \sum_{i=1}^N c_i / \rho_i, \quad p = \sum_{i=1}^N p_i, \quad \mathfrak{R} = \sum_{i=1}^N c_i \mathfrak{R}_i, \quad H = \sum_{i=1}^N c_i H_i. \quad (2.9)$$

Для визначення теплофізичних властивостей текучого середовища, тобто залежностей густини, в'язкості, теплопровідності, питомих теплоємностей, коефіцієнтів дифузії компонентів текучого середовища від тиску і температури використовуються рівняння стану й експериментальні дані.

З урахуванням того, що в умовах дії ударних хвиль течія в камері термоімпульсної машини може мати виражений турбулентний характер, для замикання системи рівнянь (2.1)–(2.9) необхідно додатково використовувати одну з моделей турбулентності, які інтегровані в стандартні розрахункові пакети обчислювальної газодинаміки.

При побудові методики розрахунків теплових потоків при термоімпульсному обробленні застосовувалася SAS SST (Scale-Adaptive Simulation) моделі турбулентності запропонована в роботах [10, 42, 44].

Рівняння SAS моделі турбулентності, що замикають систему рівнянь (2.1)–(2.9) можуть бути представлені у вигляді

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \beta \cdot k \omega, \quad (2.10)$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_j \omega) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] - \beta \omega^2 + C_\omega + a S^2 + Q_{sas}, \quad (2.11)$$

$$\text{де } Q_{sas} = \max \left[\zeta_2 k S^2 \left(\frac{L}{L_{vk}} \right)^2 - C \cdot \frac{2k}{\sigma_\Phi} \max \left(\frac{|\nabla \omega|^2}{\omega^2}, \frac{|\nabla k|^2}{k^2} \right), 0 \right].$$

На відміну від традиційних моделей, що усереднені за Рейнольдсом, які дають змогу отримати лише великомасштабні турбулентні структури, модель SAS-SST адаптується динамічним способом до вже вирішених масштабів і дає змогу помічати розвиток турбулентних структур в окремих областях течії.

Концепція SAS заснована на введенні довжини Кармана в рівняння для масштабу турбулентності (доданок Q_{sas} у рівнянні (2.11)). Це призводить до того, що в областях нестационарного потоку модель працює подібно до методу крупних вихорів. У основі моделі лежать рівняння SST моделі турбулентності, яка добре зарекомендувала себе для широкого круга завдань, у тому числі і для завдань теплообміну. Динамічна адаптація SAS-SST моделі до розміру розрахункової сітки виключає вірогідність виникнення помилкових відривних течій пов'язаних з якістю звичайно елементної сітки. Модель менш вимоглива до якості і кількості елементів сітки як в пристінкових областях, так і в зонах з розвиненою течією

2.1.2 Методика розрахунку теплових потоків при використанні SAS-SST моделі турбулентності

Розрахунок теплових потоків на поверхнях оброблюваної деталі проводився з використанням інтегрованого пакету ANSYS CFX. Такий вибір був обґрунтований тим, що програмні продукти ANSYS сертифіковані за цілим рядом міжнародних стандартів: ISO-9000, ISO-9001 и ISO 9000-3; British standard BS 5750; The TickIT initiative; Lloyd's Register's software certification; NAFEMS QA certification; стандарти Американської атомної промисловості -10CFR50 Appendix B; ASME NQA-1; The ANSI N45.2 series; The ANS/IEEE series of QA and Software Standards; ASME NQA-2, Part 2.7; NUREG/CR-4640 – Hardbook of Software Quality Assurance; Techniques Applicable to the nuclear Industry, що є додатковим підтвердженням достовірності отриманих результатів за допомогою використання цього пакету.

У даній системі при моделюванні процесів перенесення в пристінковій області

використовується метод масштабованих пристінкових функцій Лаундера [38]. Основною ідеєю такого підходу є відхід від обмежень за розмірами розрахункової сітки в пристінковій області.

Звичайною вимогою при використанні різних моделей турбулентності є дотримання в пристінковій області умови вигляду

$$y^+ \geq Y_{\text{ниж}}^+,$$

де $y^+ = \frac{\rho \Delta u u_\tau}{\mu}$ – безрозмірна відстань від стінки першого вузла сітки; $Y_{\text{ниж}}^+$ – межеве

нижнє значення, величина якого визначається використовуваною моделлю турбулентності.

При використанні стандартного методу пристінкових функцій профіль швидкості в пристінковому 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 елемента сітки не призводить до поліпшення збіжності рішення і збільшення його точності [21]. 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 [43, 60].

Для визначення профілю температури у пристінковому шарі в методі масштабованих пристінкових функцій використовується аналітичне рішення, отримане Кадером [36]

$$T^+ = \text{Pr} \cdot \tilde{y}^+ \exp(-\Gamma) + [2.12 \ln(1 + \tilde{y}^+) + \beta] \exp(-1/\Gamma), \quad (2.12)$$

$$\text{де } \beta = \left(3.85 \text{Pr}^{1/3} - 1.3 \right)^2 + 2.12 \ln(\text{Pr}); \quad \Gamma = \frac{0.01(\text{Pr} \cdot \tilde{y}^+)^4}{1 + 5 \text{Pr} \cdot \tilde{y}^+}.$$

У виразі використовується безрозмірна температура визначена як

$$T^+ = \frac{\rho c_p \tilde{u}_\tau (T_w - T_f)}{q_w}, \quad (2.13)$$

де T_w – температура стінки; T_f – температура продуктів згоряння у ядрі потоку; q_w – конвективний тепловий потік в стінку.

З рівняння (2.13) витікає залежність для розрахунку величини конвективного теплового потоку

$$q_w = \frac{\rho c_p \tilde{u}_\tau}{T^+} (T_w - T_f). \quad (2.14)$$

Недоліком методу масштабованих пристінкових функцій є зневага впливом в'язкого підшару. Це особливо виявляється для течій з малими числами Рейнольдса, для яких ігнорування впливу в'язкого підшару може приводити до похибок у визначенні коефіцієнта тепловіддачі в 10 % і більш [60].

Для усунення зазначеного недоліку при використанні SST-моделі турбулентності для визначення профілю швидкості в пристінковому шарі застосовуються пристінкові функції, що автоматично перебудовуються [60]. Основною ідеєю цього підходу є зміщення рішень, отриманого у формулюванні в'язкого підшару і пристінкових функцій з використанням значень щільності розрахункової сітки. Для цього завдання добре підходить рівняння для питомої дисипації ω , оскільки воно має аналітичне рішення, і для в'язкого підшару і логарифмічного шару. Тому з його використанням може бути визначена функція зміщення з урахуванням величини y^+ .

Рішення для ω у в'язкому і логарифмічному пристінковому шарі можуть бути записані у вигляді [60]

$$\omega_{\text{вяз}} = \frac{6\nu}{0,075 y_1^2}; \quad \omega_{\text{log}} = \frac{1}{3k} \frac{u_\tau}{y_1}.$$

Вони можуть бути сформульовані в термінах y^+ за допомогою гладкої функції змішування

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

Аналогічне формулювання використовується для завдання пристінковому профілю швидкості

$$\tilde{u}_\tau^{\text{вяз}} = \frac{U_1}{\tilde{y}^+}; \quad \tilde{u}_\tau^{\text{log}} = \frac{U_1}{\frac{1}{k} \ln(\tilde{y}^+) + C}; \quad \tilde{u}_\tau = \left[(\tilde{u}_\tau^{\text{вяз}})^4 + (\tilde{u}_\tau^{\text{log}})^4 \right]^{0.25}, \quad (2.15)$$

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

В роботі [60] наведено приклади спільного використання виразів (2.15) для розрахунку параметрів теплообміну турбулентних потоків із стінками, які підтверджують достатню точність SST-моделей для моделювання таких процесів.

2.2 Визначення енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування в інтегрованій CAD/CAE системі

Розроблена модель є основою для визначення енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування – величини діючих теплових потоків і часу загасання ударних хвиль. Ці характеристики можуть визначатися як в умовах дії ударних хвиль, так і для режимів, при яких виникнення ударних хвиль в камері небажано, наприклад, при обробленні матеріалів з низькою температурою плавлення.

Основним завданням розроблення методики визначення енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування є виявлення їх зв'язку з параметрами, які безпосередньо задаються при налаштуванні устаткування – складом і тиском паливної суміші. Крім того, необхідне також урахування інформації про форму та матеріал оброблюваних деталей.

Методика визначення енергетичних характеристик повинна допускати можливість автоматичного перерахунку всіх необхідних параметрів в умовах експлуатації автоматизованого устаткування. Для цього потрібно забезпечити можливість її інтеграції в сучасні виробничі CAD/CAM системи.

2.2.1 Джерела інформації для розрахунку енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування

Для вітчизняних підприємств характерна наявність замкнутих виробничих циклів. Тому безпосередня спроба перенесення зарубіжних технологій при проведенні модернізації виробництва може призвести до необхідності одночасного впрова-

дження десятків типів устаткування, що вирішує близькі виробничі завдання.

Як альтернативу у роботі [183] запропоновано створення технологічних систем інтегрованого виробництва, які об'єднують передові досягнення в розмірному обробленні, елементи прецизійних технологій і найбільш універсальні технології оброблення й очищення. Це вимагає змінення стратегії призначення режимів при розмірному обробленні.

На цей час режими оброблення задають, як правило, виходячи з вимог максимальної продуктивності при забезпеченні заданої точності розмірів та величини допусків. Видалення виникаючих ліквідів розглядається як окреме завдання. В цьому випадку фінішне оброблення вимагає вживання низки спеціалізованих методів, оскільки утворюються ліквіди з різними властивостями і розмірами. Призначення режимів розмірного оброблення в інтегрованому виробництві на основі прогнозованої спадковості при утворенні мікрорельєфу, задирок, мікрочасток дає змогу проводити операції очищення і оброблення на універсальному устаткуванні. Це в разі знижує загальну трудомісткість при збереженні заданого рівня якості. Тому при побудові методик призначення режимів термоімпульсного оброблення розглядатимемо його як один з елементів підсистеми фінішного оброблення інтегрованого прецизійного виробництва. Для такого виробництва схему інформаційних потоків, пов'язаних з призначенням режимів термоімпульсного оброблення, наведено на рис. 2.1.

Як вже наголошувалося раніше, об'єднання технологій розмірного і фінішного оброблення в єдину систему вимагає змінення принципів призначення режимів механічного оброблення на основі знань про зв'язок режимів різання з величиною і формою утворених задирок і мікрочасток. Використання цього принципу в разі використання термоімпульсного оброблення кромки, вимагає вирівнювання величини задирок на етапі механічного оброблення для отримання однакової якості кромки після зачищення. Для автоматизованого призначення режимів термоімпульсного оброблення і очищення необхідне урахування такої інформації:

– конструкторсько-геометричної, отриманої з САД-системи (об'єм і площа поверхні оброблюваної деталі, дані про тонкостінні конструктивні елементи) і технічної (вимоги до кваліметрії кромки і чистоти поверхонь);

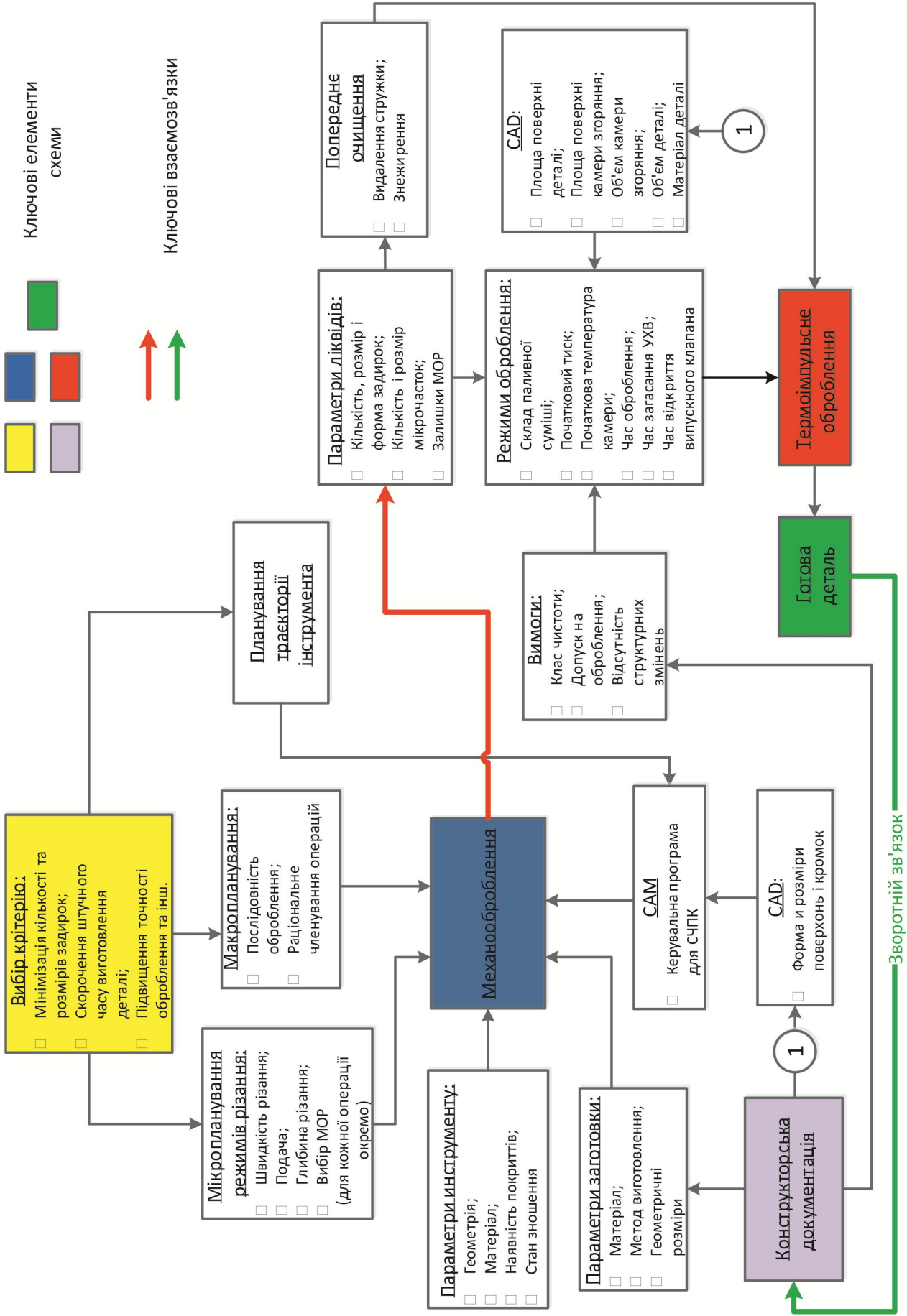


Рисунок 2.1 – Схема інформаційних потоків при термоімпульсному обробленні [184]

– технологічної – режимів механічного оброблення (для визначення розмірів задирок і мікрочасток), режимів термооброблення (для визначення механічних і теплофізичних характеристик поверхневого шару деталі);

– властивостей матеріалу оброблюваних деталей (теплоємність, теплопровідність, коефіцієнт температурного розширення, механічні характеристики);

– обмежень за міцністю (з урахуванням як механічної, так і термомеханічної дії), за збереженням форми і структури оброблюваних деталей;

– характеристик устаткування і технологічного оснащення (об'єм і площа поверхні).

На основі цих даних мають бути визначені режими термоімпульсного оброблення – склад і початковий тиск паливної суміші, час дії і інтенсивність ударних хвиль, загальний час оброблення, розташування деталей і оснащення в робочій камері.

Рішення цієї задачі має здійснюватися у декілька етапів. Першим з них є розроблення методики розрахунку енергетичних параметрів термоімпульсного устаткування на основі методу еквівалентної камери.

2.2.2 Метод еквівалентної камери задля розрахунку енергетичних характеристик

Числове визначення величини теплових потоків в разі розташування в камері деталей складної геометричної форми є надзвичайно трудомістким завданням. Складнощі в його вирішенні починаються з побудови розрахункової сітки. А з урахуванням того, що розташування оброблюваних деталей в камері може бути довільним, визначення технологічних параметрів термоімпульсного оброблення шляхом прямого числового моделювання виглядає нереалістичним завданням.

Для того, щоб обійти це обмеження в роботах [137, 141] для розрахунку енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування був запропонований метод еквівалентної камери. Його суть полягає в тому, що при визначенні усередненого по поверхні питомого теплового потоку і часу дії ударних хвиль для випадку оброблення деталі складної форми, використовуються результати розрахунку для випадку

еквівалентної камери простої форми. Початковий варіант методу передбачав використання як еквівалентної порожньої камери із зміненими по відношенню з реальною камерою геометричними розмірами (рис. 2.2) [184]. Розміри еквівалентної камери визначаються виходячи з таких виразів

$$\begin{aligned} H_{екв} &= H_{кам}, \\ V_{екв} &= V_{кам} - V_{дет} \end{aligned} \quad (2.16)$$

де $H_{екв}$ і $V_{екв}$ – висота і об'єм еквівалентної камери; $H_{кам}$ і $V_{кам}$ – висота і об'єм реальної робочої камери термоімпульсної машини; $V_{дет}$ – об'єм деталі.

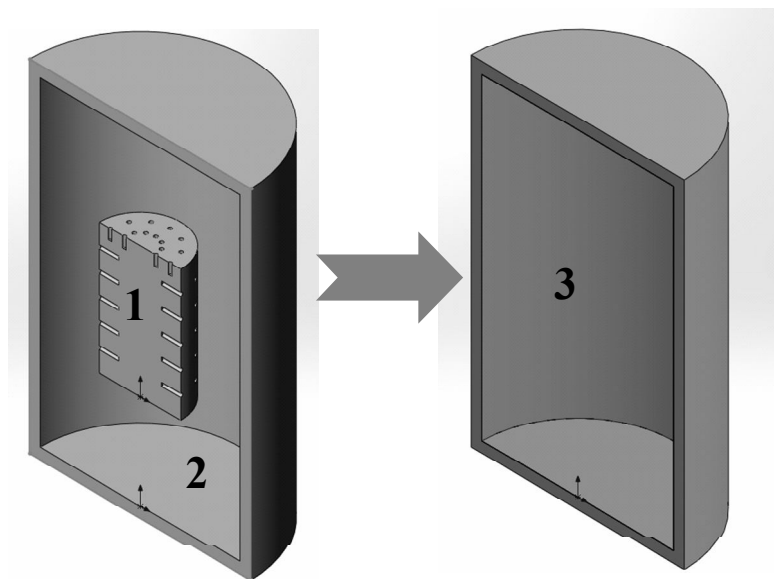


Рисунок 2.2 – Перехід до еквівалентної камери згорання:

1 – оброблювана деталь; 2 – оригінальна камера згорання;

3 – еквівалентна камера згорання

На рис. 2.3 як приклад наведено результати моделювання загасання ударних хвиль при використанні цього варіанту методу, отримані в роботі [184] для деталі з центральним розташуванням в камері. Результати моделювання показали, що відмінність часу загасання ударних хвиль в камері з деталлю ($\tau_3^{кам}$) і еквівалентній камері ($\tau_3^{екв}$) при згорянні суміші метан-повітря складає залежно від коефіцієнта завантаження камери від 2,2 % до 6,2 %, а для суміші метан-кисень – від 1,98 % до 4,8 %. При цьому сумарний час підготовки до моделювання і проведення розрахунків скоротився в 3 рази.

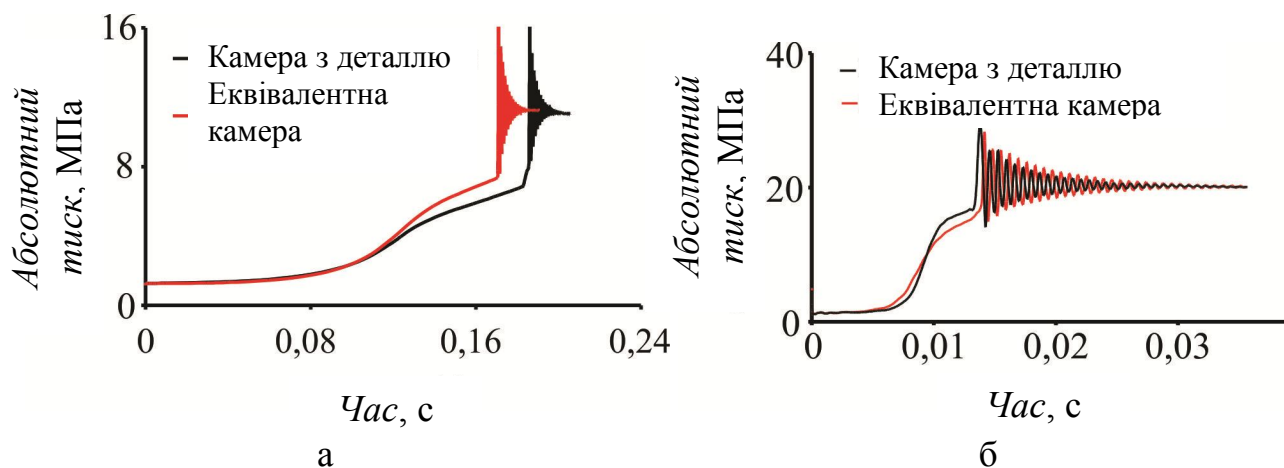


Рисунок 2.3 – Діаграми тиску для випадку оригінальної і еквівалентної камери:
а) суміш метан-повітря; б) суміш метан-кисень

Таким чином, для визначення часу загасання ударних хвиль вихідний варіант методу еквівалентної камери показав задовільні за точністю результати.

При визначенні величини теплових потоків, що діють на поверхню оброблюваної деталі, початковий варіант методу еквівалентної камери приводив до великих помилок. Як приклад на рис. 2.4 приведені результати розрахунку залежностей питомого теплового потоку від часу, отримані в роботі [137] усередненням по поверхні порожньої еквівалентної камери і по поверхні оброблюваної деталі при прямому числовому моделюванні.

В процесі загасання ударних хвиль значення отриманих таким чином теплових потоків відрізняються в рази. З урахуванням цього в роботі [137] було запропоновано модифікацію методу еквівалентної камери, засновану на використанні еквівалентної деталі.

Суть методу полягає в заміні камери згорання з оригінальною деталлю, що має складну форму, такою самою камерою з еквівалентною деталлю простої форми (рис. 2.5).

Об'єм еквівалентної деталі було запропоновано вибирати таким, що дорівнює об'єму реальної. Передбачалося, що еквівалентна деталь має такі ж співвідношення габаритних розмірів, що і оригінальна. Такі допущення прийнятні для більшості випадків оброблення і можуть вимагати уточнення лише для деталей малого об'єму з розвиненою поверхнею.

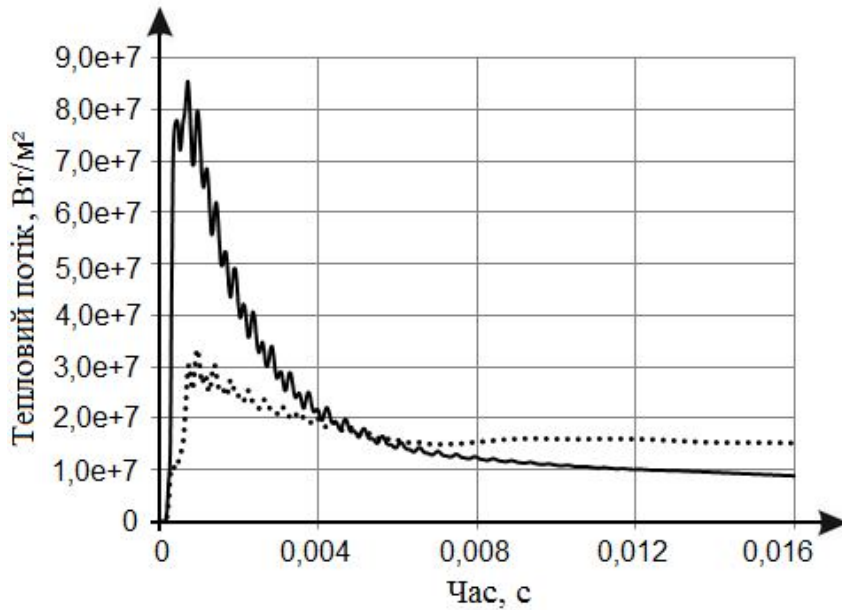


Рисунок 2.4 – Графіки змінення теплових потоків, усереднених по поверхні камери згорання й оброблюваної деталі: по поверхні порожньої камери;
 — по поверхні деталі

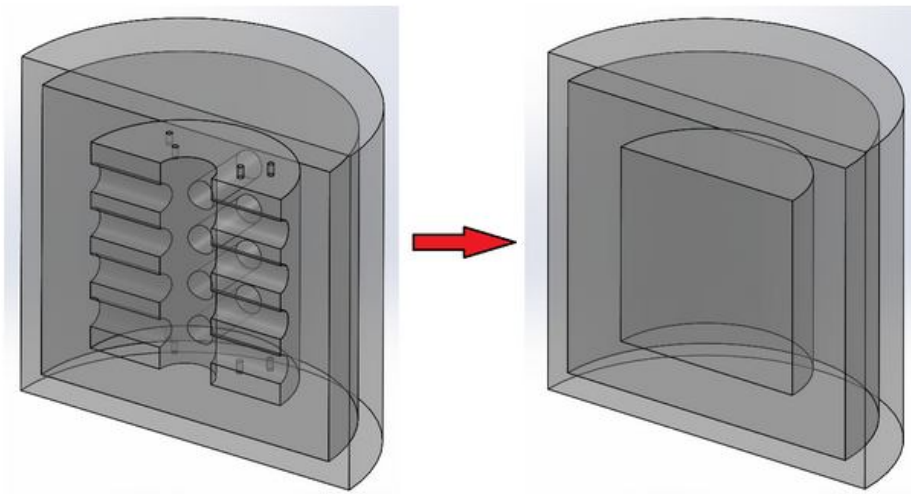


Рисунок 2.5 – Модифікація методу еквівалентної камери

На рис. 2.6 наведено графіки змінення тиску за часом в камерах згорання з оригінальною і еквівалентною деталями при коефіцієнті завантаження камери, що дорівнює 0,1. На відміну від вихідного варіанту методу еквівалентної камери, для якого спостерігалася розбіжність графіків, викликана різним часом згорання суміші (рис. 2.4), в модифікованому варіанті методу графіки в обох випадках практично збігаються. Похибка визначення часу загасання ударних хвиль при переході до камери з еквівалентною деталлю складає менше 1 %.

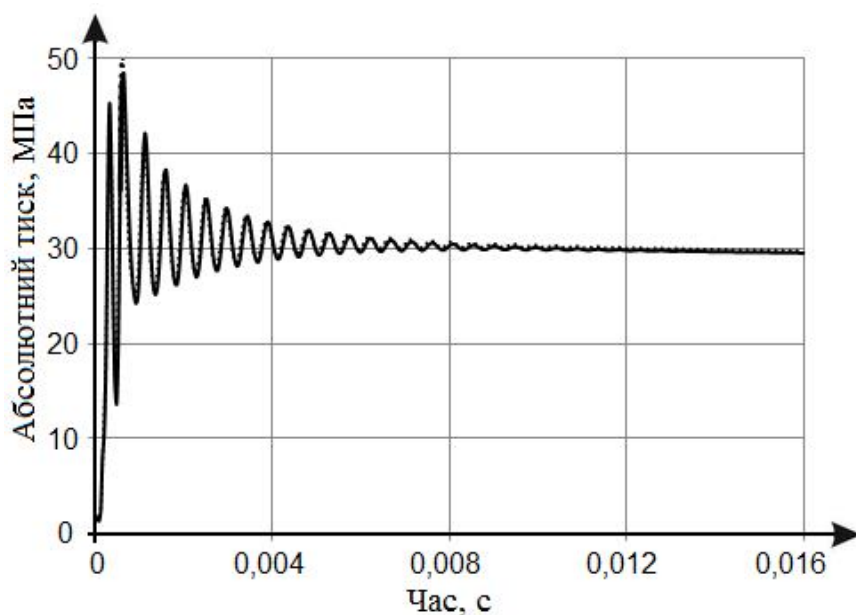


Рисунок 2.6 – Змінення тиску за часом у розглядуваних камерах: камера з оригінальною деталлю; — камера з еквівалентною деталлю

Для урахування змінення площі теплообміну при переході до камери з еквівалентною деталлю значення теплового потоку було запропоновано визначати таким чином

$$\bar{q} = q_{екв} \frac{S_{кам} + S_{екв}}{S_{кам} + S_{д}}$$

де $q_{екв}$ – усереднений по поверхні еквівалентної деталі питомий тепловий потік; $S_{екв}$, $S_{кам}$, $S_{д}$ – площі поверхонь камери згорання, еквівалентної і оригінальної деталей відповідно.

На рис. 2.7 наведено графіки змінення усередненого по поверхні деталі теплового потоку за часом для камери згорання з оригінальною деталлю і перерахований за наведеною вище аналітичною залежністю. Похибка при цьому складає менше ніж 3,1 %.

При аналізі впливу коефіцієнта заповнення камери на точність визначення модифікованим методом еквівалентної камери усередненого по поверхні теплового потоку, в роботі [137] показано, що в діапазоні змінення цього коефіцієнта, характерного для термоімпульсного оброблення деталей літальних апаратів, похибка методу не перевищує 6,8%.

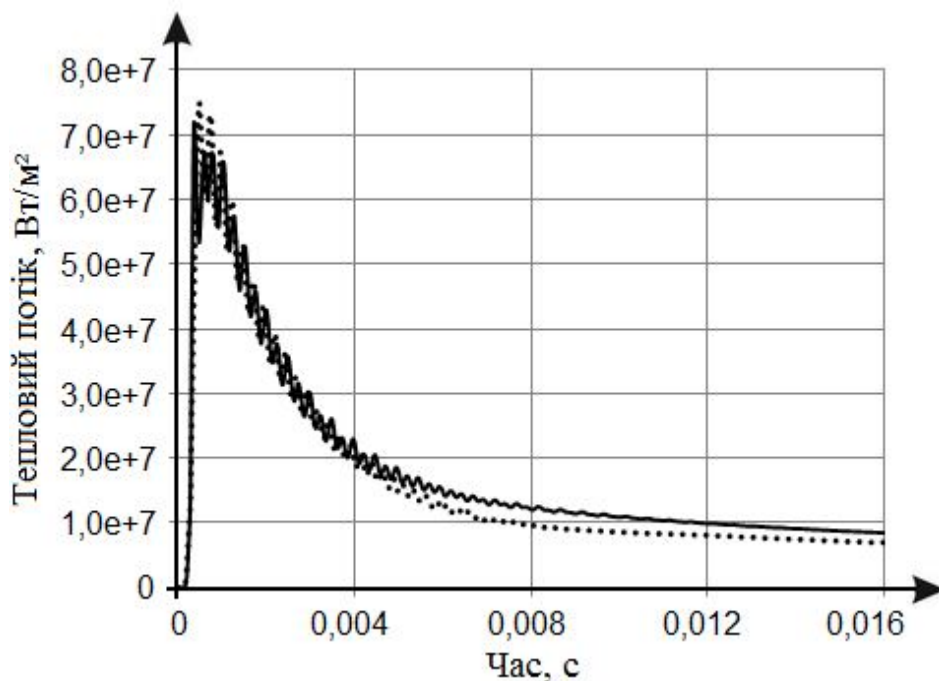


Рисунок 2.7 – Змінення усередненого по поверхні деталі теплого потоку за часом у розглядуваних камерах: камера з оригінальною деталлю; — аналітичний розрахунок за камерою з еквівалентною деталлю

2.2.3 Методика автоматизованого визначення енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування

При використанні устаткування, що працює на детонуючих 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 отримано в роботі [161] виходячи з таких міркувань.

При аналізі результатів експериментальних досліджень в роботах [66, 134] було показано, що основним механізмом нагрівання деталей при термоімпульсному обробленні продуктами горіння газових сумішей є вимушена конвекція, а вкладом випромінювання і теплопровідності у величину теплого потоку при практичних розрахунках можна нехтувати.

Тоді при розгляді теплого примежового шару для визначення коефіцієнта тепловіддачі може бути використане наступний вираз:

$$\alpha(T_2 - T_{cm}) = \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \approx \lambda \frac{(T_2 - T_{cm})}{\delta},$$

де δ – товщина теплового примежового шару, яка, у свою чергу, обернено пропорційна квадратному кореню з числа Рейнольдса [147]

$$\delta \sim \frac{1}{\sqrt{\text{Re}}} = \frac{1}{\sqrt{v_2 l \rho_2 / \mu_2}}.$$

Для незмінної геометрії камери масштаб довжини є постійною величиною. В'язкість продуктів згорання в діапазоні тиску і температур, характерних для термоімпульсного оброблення, змінюється незначно. Тому можна очікувати, що для термоімпульсного оброблення

$$\delta \sim 1/\sqrt{\rho_2}.$$

У такому разі з урахуванням залежності $\rho_2 = p/R_2 T_2$, 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 висновку про залежність значення усередненого по поверхні теплового потоку від квадратного кореня початкового тиску

$$\bar{q}_p = \bar{q}_{p0} \sqrt{p/p_0}. \quad (2.17)$$

При контролі наповнення камери за тиском паливної суміші необхідно враховувати зміну температури суміші в ході наповнення камери, температура стінок якої може змінюватися від циклу до циклу. Врахування можливого змінення початкової температури суміші призводить вираз (2.17) до вигляду

$$\bar{q}_p = \bar{q}_{p0} \sqrt{pT_0/p_0T_p}.$$

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

$$\bar{q}_p = \bar{q}_{екв} p_0 \sqrt{pT_0/p_0T_p} \frac{S_{кам} + S_{екв}}{S_{кам} + S_{\partial}}. \quad (2.18)$$

В роботі [161] при моделюванні теплообміну в камері термоімпульсного устаткування з форкамерно-факельним підпалом для різного початкового тиску суміші при постійній початковій температурі було показано, що усереднений по поверхні тепловий потік описується виразом (2.18) з похибкою не більш 1,4 %. В цьому випадку оброблення здійснювалося з пригніченням ударних хвиль.

Для випадку оброблення, що передбачає використання режиму з дією ударних хвиль, аналогічні розрахунки було проведено в роботі [137]. Згідно з отриманими результатами (рис. 2.8) залежність змінення усередненого по поверхні деталі теплового потоку, що діє в період загасання ударних хвиль, описується за допомогою виразу (2.18) з похибкою не більше 4,5 %, що робить його придатним для розрахунку теплових потоків при термоімпульсному обробленні.

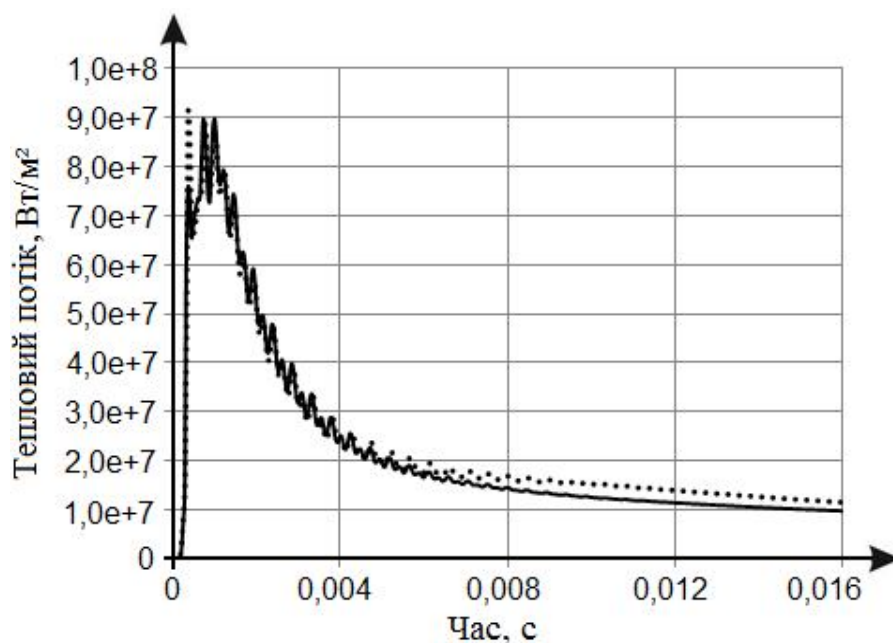


Рисунок 2.8 – Порівняння результатів чисельного й аналітичного розрахунків усередненого по поверхні деталі теплового потоку: результати моделювання;
 — результати аналітичного розрахунку (2.18)

Залежність (2.18) з точки зору залежності теплового потоку від тиску збігається з даними експериментальних досліджень, представлених в роботі [137], що є додатковим підтвердженням достовірності зроблених припущень.

2.3 Керування енергетичними характеристиками при термоімпульсному обробленні

Методика розрахунку енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування, яку наведено в попередньому розділі, дає змогу розрахувати усереднені по поверхні деталі теплові потоки для певного складу паливної суміші. В той же час, в її рамках залишається невирішеним питання про способи забезпечення рівномірності теплових потоків по поверхні оброблюваних деталей, залежності їх величини від складу паливної суміші, а також впливу точності дозування компонент паливної суміші на величину теплових потоків при термоімпульсному обробленні.

2.3.1 Вибір складу паливної суміші

Величини теплових потоків, що досягаються при теплообміні з продуктами згоряння, параметри ударної хвилі і час її загасання значною мірою визначаються складом паливної суміші. В даний час в устаткуванні, в якому використовуються детонувальні газові суміші (як і при ТЕМ, так і при термоімпульсному методі), використовуються наступні види палив:

- водень + кисень або повітря;
- метан + кисень або повітря;
- пропан + кисень або повітря;
- пропан-бутан + кисень або повітря.

Суміші на основі ацетилену не використовуються із-за високої вибухобезпеки, пов'язаної з їх вживанням.

В ТЕМ устаткуванні використовуються суміші з надлишком окиснювача, а в термоімпульсному устаткуванні, як правило, стехіометричні. Відомі також випадки використання трикомпонентних паливних сумішей з додаванням інертних газів (аргону, гелію і ін.), для запобігання утворенню оксидів, наприклад, при обробленні деталей з титанових сплавів.

Вибір складу суміші повинен здійснюватися виходячи з теплофізичних характеристик матеріалу оброблюваних деталей і вимог до кваліметричних показників. Оцінку можливих величин теплових потоків при термоімпульсному обробленні при

використанні різних паливних сумішей проведемо, базуючись на залежності (2.14).

На основі цієї залежності проведемо якісну оцінку співвідношення між тепловими потоками при використанні різних паливних сумішей. Виходитимемо з того, що у всіх випадках розглядається один і той же випадок геометрії камери і хвильова картина при використанні різних сумішей є подібною.

У першому наближенні зробимо оцінку шуканого співвідношення лише для випадку хвилі, що поширюється упродовж стінки. Вважатимемо, що найближчий до стінки вузол розрахункової сітки знаходиться на відстані $\Delta y = \delta$, де δ – величина примежового шару, яка для ламінарної течії може бути визначена за формулою

$$\delta = 5\sqrt{\mu l / \rho u},$$

де l – характерний розмір, який для випадку термоімпульсного оброблення може бути, наприклад діаметром каналу оброблюваної деталі.

Оскільки за припущенням перший вузол сітки знаходиться на межі з примежовим шаром, для подальших розрахунків можна прийняти $u_{\tau} = u_{y\delta}$, де $u_{y\delta}$ – швидкість ударної хвилі. Тоді для обчислення величини y^+ отримаємо вираз

$$y^+ = 5\sqrt{\rho l u_{y\delta} / \mu}. \quad (2.19)$$

Для подальших розрахунків необхідно мати дані про різні характеристики продуктів згоряння паливної суміші: адіабатичній температурі, в'язкості, теплопровідності, теплоємності, параметрах ударної хвилі і ін. Для їх здобуття використовуватимемо метод мінімізації вільної енергії (метод NASA), реалізований у ряді комп'ютерних програм вільного доступу (CEA, www.grc.nasa.gov/WWW/CEAWeb/) [40].

У табл. 2.1 наведено дані отримані для продуктів згорання стехіометричних складів паливних сумішей, що найбільш часто використовуються для термоімпульсного оброблення, отримані за наведеною методикою за допомогою програми CEA. Розрахунок часу загасання проводився для порожньої камери термоімпульсної машини T-15. Дані табл. 2.1 використовувалися для оцінки співвідношення величин теплових потоків при використанні різних паливних сумішей при поздовжньому розповсюдженні детонаційної хвилі. З використанням залежностей (2.14) й (2.19) були набуті значення співвідношення величин усереднених за часом питомих теплових потоків.

Таблиця 2.1 – Термодинамічні параметри для деяких стехіометричних складів паливної суміші

Суміш	$w_{ве}$, м/с		ρ , кг/м ³		T_{ao} ($V = const$), К		$\mu \times 10^5$, кг/(м·с)		λ , Дж/(м·К·с)		c_p , Дж/(кг·К)		Час загасання ударної хвилі, с	
	3 бар	15 бар	3 бар	15 бар	3 бар	15 бар	3 бар	15 бар	3 бар	15 бар	3 бар	15 бар	3 бар	15 бар
CH_4 – повітря	1525,1	1544,8	3,3677	16,8385	2631,4	2685,4	7,92	8,03	0,151	0,153	1545,31	1538,86	0,01212	0,01183
C_3H_8 – повітря	1540,99	1562,4	3,5909	17,9546	2680	2741,5	8,00	8,12	0,148	0,150	1496,17	1499,86	0,0122	0,0119
H_2 – повітря	1632,59	1657,4	2,5487	12,7437	2825,9	2896,4	8,41	8,55	0,188	0,189	1763,45	1767,78	0,01098	0,01067
$CH_4 - O_2$	2165,84	2219	3,2513	16,2566	3732,1	4027,2	10,9	11,4	0,333	0,342	2191,41	2209,06	0,00803	0,00777
$C_3H_8 - O_2$	2192,01	2260,2	4,1452	20,7259	3836,5	4152,4	11,0	11,6	0,314	0,323	2017,52	2034,08	0,00814	0,00782
$H_2 - O_2$	2388	2466,3	1,4636	7,3180	3698,2	4000,8	11,4	11,8	0,488	0,503	3206,40	3233,06	0,00668	0,00642

Для порівняння ці ж дані були отримані шляхом числового моделювання теплообміну при загасанні ударних хвиль після детонації. Результати розрахунків зведено в табл. 2.2.

Таблиця 2.2 – Значення коефіцієнта пропорційності питомого теплового потоку для деяких стехіометричних складів паливної суміші

Суміш	$k_{см}$	
	розрахунок	моделювання
H_2 – повітря	1	1
CH_4 – повітря	1,076	1,071
C_3H_8 – повітря	1,156	1,10
$H_2 - O_2$	1,30	1,37
$CH_4 - O_2$	2,14	1,95
$C_3H_8 - O_2$	2,54	2,41

Як і слід було сподіватися, кількісна оцінка величин питомих теплових потоків по залежностях (2.14) і (2.19) є досить грубою. Проте описана вище аналітична методика може бути використана в якості першого наближення для оцінки можливості застосування паливної суміші певного складу.

Таким чином, методика визначення енергетичних характеристик термоімпульсного оброблення продуктами згоряння газових сумішей може бути сформульована в такий спосіб.

1) Для наявної геометрії камери термоімпульсної машини проводяться розрахунки циклу термоімпульсного оброблення для довільної базової величини робочого тиску. Для випадку оброблення із запобіганням утворення ударних хвиль такі розрахунки проводяться з використанням методу еквівалентної камери, а при дії ударних хвиль – із застосуванням еквівалентної деталі.

2) За результатами розрахунків, виконаних на першому кроці, одержують залежність усередненого по поверхні теплового потоку й час загасання ударних хвиль (для режимів, що передбачають виникнення детонації в робочій камері).

3) Для будь-якого початкового тиску, температури й складу паливної суміші теплові потоки при термоімпульсному обробленні перераховуються аналітично за даними моделювання для базового тиску за залежностями (2.18) та (2.14), (2.19). Дані, необхідні для розрахунків теплових потоків (площі поверхні камери, оброблюваної й еквівалентної деталі) одержують безпосередньо з CAD системи.

2.3.2 Можливості підвищення рівномірності розподілу теплових потоків

Як вже наголошувалося, при використанні термоімпульсного методу можливий два випадки оброблення – з запобіганням утворення ударних хвиль і при їх використанні для інтенсифікації процесу.

Перший випадок характерний для оброблення деталей з низькою температурою плавлення, наприклад, виробів з термопластів. В цьому випадку для здобуття стабільної якості оброблення необхідно забезпечити рівномірність температури продуктів згоряння усередині камери. Завдання ускладнюється тим, що при іскровому підпалі суміші неминуче виникає істотний (до 500 K) перепад температур, викликаний ефектом Махе – розігріванням продуктів згорання за рахунок адіабатичного стискання [98]. При обробленні виробів з пластмас це може привести до того, що в одній частині камери оброблення ведеться з потрібною якістю, а в іншій утворюється брак. Тому подібних випадків рівномірність поля температур в камері термоімпульсного устаткування має першочергове значення.

Питання забезпечення рівномірності температури продуктів згоряння розглянуто в роботі [161]. У ній показано, що забезпечення рівномірності температури продуктів згоряння можна забезпечити при змінненні способу запалення за рахунок вживання форкамерно-факельного підпалювання.

В ході числових експериментів для камери термоімпульсної установки Т-15 були визначені геометричні розміри форкамери, кількість, діаметри і місце розташування отворів перетікання. За результатами розрахунку використання форкамери дало змогу подавити утворення ударних хвиль аж до тиску 0,5 МПа для метано-повітряної суміші. Середньоквадратичне відхилення температури продуктів згоряння в камері складало не більше 0,9 %. В ході подальших експериментів термоімпу-

льного оброблення деталей з термопластів, проведених в роботі [132] дані числового моделювання були підтверджені.

Таким чином, завдання забезпечення рівномірного розподілу теплового потоку по поверхні оброблюваної деталі може бути вирішене за рахунок використання форкамерно-факельного запалення. Випадок термоімпульсного оброблення при дії ударних хвиль є складнішим і з точки зору забезпечення рівномірного розподілу теплових потоків довгий час не розглядався дослідниками.

В роботі [122] розглядається можливість керування розподілом теплового потоку по поверхні оброблюваної деталі при прямій ініціації детонації в камері термоімпульсної машини. Як тестове завдання розглядалося двовимірне завдання про детонаційне згоряння і теплообмін для прямокутної камери з розташованою в ній деталлю (рис. 2.9).

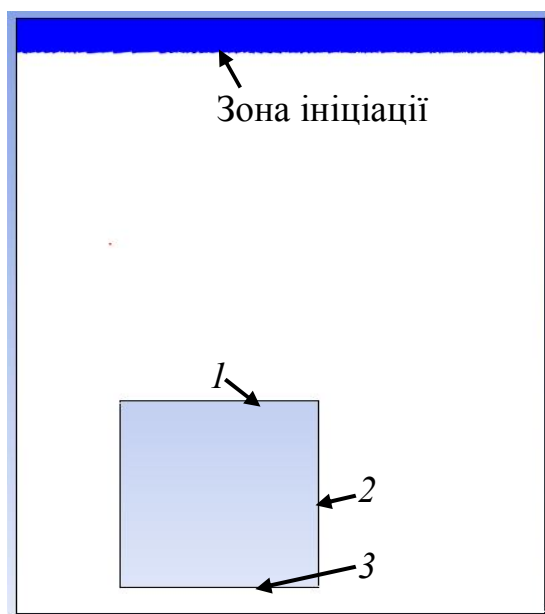


Рисунок 2.9 – Схема тестового завдання із зоною ініціації паралельною дну камери

Для моделювання прямої ініціації детонації при формуванні початкових умов виділялася зона ініціації, в якій задавалася величина прогресу реакції, що дорівнює 1, температура і тиск, відповідний величинам, характерним для області за детонаційною хвилею для модельованого випадку. На межі зони ініціації (у фронті детонаційної хвилі) задавалися тиск, температура і швидкість, відповідні умовам детонаційного згоряння паливної суміші заданого складу і початкового тиску [122]. Форма

і місце розташування зони ініціації детонації при розрахунках варіювалася.

На рис. 2.10 наведено результати розрахунку величин усередненого теплового потоку для трьох ділянок поверхні деталі (позначення відповідають рис. 2.9). Результати отримані при поширенні детонації суміші метан–кисень з фронтом паралельним дну камери.

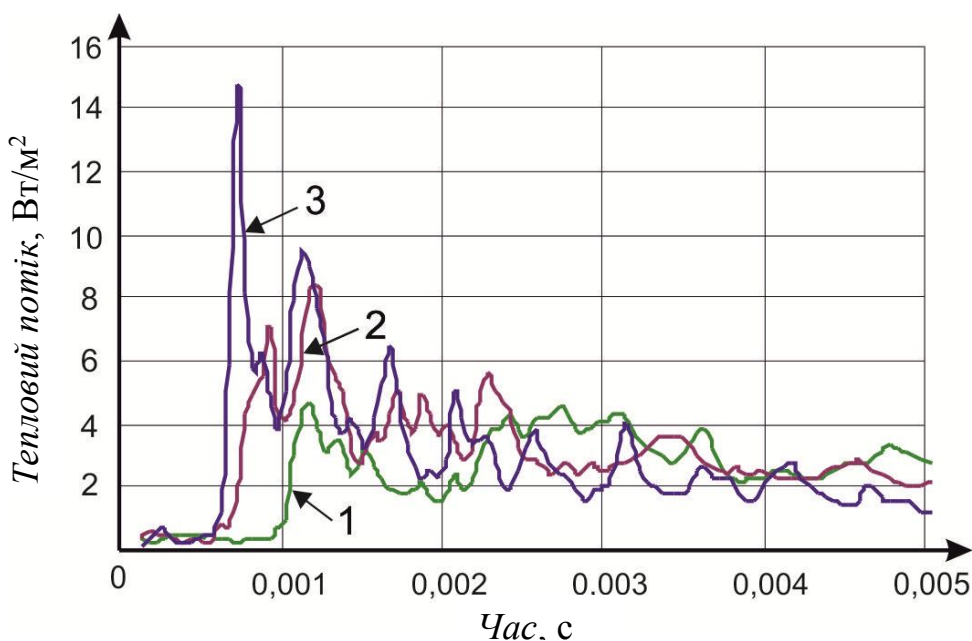


Рисунок 2.10 – Усереднений по поверхні питомий тепловий потік на ділянках деталі

Результати моделювання показали, що величини усереднених питомих теплових потоків на різних ділянках поверхні деталі для цього випадку різко розрізняються (у 2–3 рази). Досить чітко проглядається періодичність змінення теплового потоку, викликана взаємодією з ударними хвилями, що поширюються вздовж вертикальної осі камери.

Цей результат якісно збігається з даними раніше згаданих експериментальних робіт [101, 139] з дослідження теплообміну в ударних трубах, виконаних в Санкт-Петербурзькому політехнічному університеті. У цих роботах виміряні значення питомого теплового потоку в торці труби також виявлялися практично в 3 рази меншими, ніж значення на циліндровій поверхні ударної труби.

В разі розташування зон ініціації детонації в кутах камери (рис. 2.11), розподіл теплового потоку на ділянках поверхні деталі є більш рівномірним (рис. 2.12). Проте

максимальні значення усередненого теплового потоку в порівнянні з першим випадком зменшилися більш, ніж в два рази. Так само, як і в першому випадку, хоча і у меншій мірі, є видимим періодичний характер залежності величин усередненого теплового потоку від часу, пов'язаний з переважним рухом ударних хвиль, що зберігається, уздовж вертикальної осі камери.

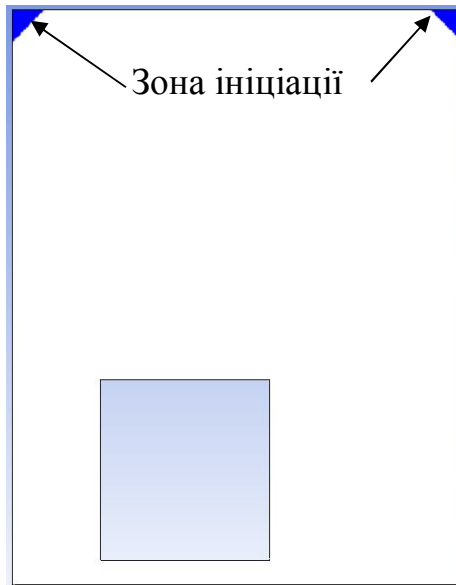


Рисунок 2.11 – Схема тестового завдання із зоною ініціації в кутах камери

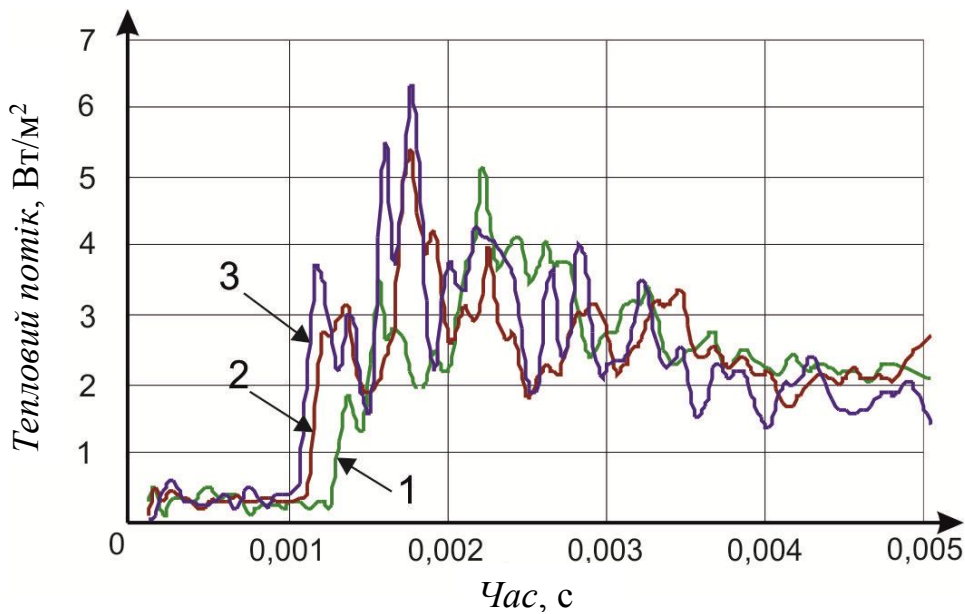


Рисунок 2.12 – Усереднений по поверхні питомий тепловий потік на ділянках деталі

Отриманий результат показує, що міняючи місце прямої ініціації детонації можна управляти тепловими потоками при термоімпульсному обробленні. Очевидно, що кращий з точки зору рівномірності розподілу теплових потоків режимом бу-

де той, при якому буде забезпечений хаотичний характер руху ударних хвиль в камері. Такого ефекту очевидно можна добитися, керуючи містом ініціації детонації з одночасним використанням технологічних відбивачів ударних хвиль, свого роду хвилевих пасток, які повинні забезпечити близьку частоту дії ударних хвиль на всі ділянки поверхні оброблюваних деталей.

Аналогічний результат був отриманий при моделюванні детонаційного згоряння для тривимірного випадку. Метою моделювання було порівняння результатів усереднення теплових потоків по гранях і утворених ними кромкам. Така постановка задачі була викликана тим, що при термоімпульсному обробленні визначальним є величина теплового потоку на кромках. Результати числового моделювання показали, що аналіз, зроблений за результатами двовимірного моделювання, залишається справедливим і в тривимірному випадку. Величини усереднених теплових потоків по граням куба і утворених ними ребрам практично збігаються. Це підтверджує можливість перенесення наведених вище результатів на задачу визначення теплового потоку при моделюванні оброблення кромки.

Результати вирішення тестових задач дають змогу сформулювати принцип забезпечення рівномірності теплових потоків при термоімпульсному обробленні з дією ударних хвиль. Виходячи з його суті, можна назвати його «принципом керованого хаосу». Цей принцип має дві складові:

- необхідно забезпечити хаотичний характер руху ударних хвиль в камері без якого-небудь переважного напрямку їх поширення;
- для вирівнювання частоти дії ударних хвиль на різні ділянки поверхні необхідно прагнути до такого розташування деталі, при якому дотримується їх приблизно рівна віддаленість від стінок камери, а якщо це неможливо – застосовувати технологічні відбивачі ударних хвиль.

Вживання такого підходу, проте, має і негативні наслідки – зниження максимальних значень питомого теплового потоку і зменшення часу дії ударних хвиль, які частково гасяться при інтерференції. Для того, щоб нівелювати ці наслідки можна використовувати (спільно або окремо) два прийоми.

По-перше, можна використовувати паливні суміші з додаванням компонент,

продуктів згорання, що істотно збільшують температуру. Такі речовини відомі. Так, наприклад, ціан (C_2N_2) має адіабатичну температуру згорання в кисні (при $p = const$) 4798 К, а ацетілендінітріл (C_4N_2) – 5263 К. Використання сумішей з такими високими температурами продуктів згорання може дати можливість реалізації процесів глазурування або термополірування деталей з кераміки і монокристалів. На жаль, вказані матеріали є досить токсичними, тому їх безпосереднє використання у складі сумішей для термоімпульсного оброблення недоцільно.

По-друге, можна піти від принципу поєднання функцій створення високої температури і генерації ударних хвиль, який реалізується при згоранні паливних сумішей в режимі детонації або часткового теплового вибуху. Замість цього можливо використовувати окремі генератори ударних хвиль, що дасть змогу керувати і часом їх дії, і інтенсивністю і місцем ініціації. Такий принцип лежить в основі патентної заявки на спосіб термоімпульсного оброблення, поданої в рамках виконання наукових досліджень.

2.3.3 Вплив похибок компонентного складу суміші на точність завдання 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 викликано похибками визначення часу наповнення камери, пов'язаними з необхідністю проведення вимірювань тиску або витрати, а також похибками спрацьовування виконавчих механізмів системи наповнення.

Оцінка впливу точності дозування компонент на величину теплових потоків може бути проведена методом числового експерименту. Слід зауважити, що при змінюванні компонентного складу паливної суміші процеси згорання в камері перестають бути подібними. Компонентний склад палива впливає як на перехід горіння в детонацію, так і на час загасання ударних хвиль. Це вимагає проведення повного числового моделювання процесів горіння і теплообміну при загасанні ударних хвиль в камері, тоді як при подібності процесів можна було б обмежитися оцінкою

адіабатичної температури полум'я по методу NASA з введенням відповідного коригуючого коефіцієнта.

В ході числового експерименту застосовувалася розрахункова схема, аналогічна описаній в попередньому розділі (рис. 2.9). Розрахунки проводилися для випадку згоряння рівномірної за компонентним складом 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 згоряння суміші в детонаційному режимі, на другому – теплообмін продуктів згоряння з поверхнею деталі в ході загасання ударних хвиль. В ході розрахунків на другому етапі моделювання часом 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 наведено на рис. 2.13, на якому для випадку суміші метан–кисень наведено графіки змінення в часі усередненого по поверхні деталі питомого теплового потоку (як приклад приведені дані для ділянки 2, рис. 2.9).

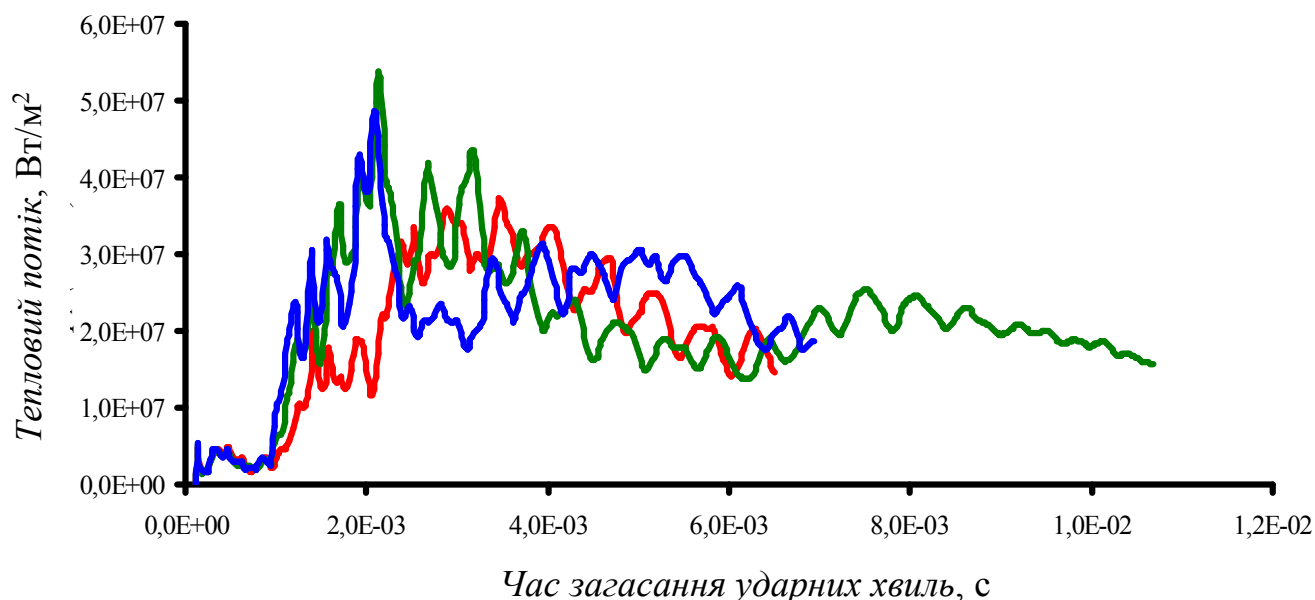


Рисунок 2.13 – Усереднений по ділянці поверхні питомий тепловий потік при різному вмісті метану в суміші $CH_4 - O_2$:

$$1 - c_{CH_4} = 0,19; 2 - c_{CH_4} = 0,20; 3 - c_{CH_4} = 0,21$$

Як показують результати моделювання, змінення масової концентрації палива в межах 5 % від стехіометричного співвідношення приводить до істотної зміни як величини усередненого питомого теплового потоку, так і часу його дії (зменшення часу загасання ударних хвиль при, наприклад 5 %-му надлишку метану склало майже 40 %).

Надалі проводилося числове інтегрування отриманих залежностей для питомого теплового потоку і визначалося його значення, усереднене як по ділянці поверхні, так і за часом.

Як період часу усереднення вибирався інтервал з моменту закінчення згоряння суміші до моменту загасання ударних хвиль. Результати розрахунків усередненого по поверхні і за часом питомого теплового потоку, отримано для тиску суміші 0,7 МПа та наведено в табл. 2.3. Значення, що відповідають стехіометричному складу суміші, виділені заливкою елементів таблиці.

Таблиця 2.3 – Усереднені за часом загасання ударних хвиль теплові потоки для різного компонентного складу суміші

Масова концентрація палива	Час загасання ударних 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

Результати моделювання показали, що максимальні значення усередненого за часом загасання питомого теплового потоку досягаються при 5 % надлишку палива. Цей висновок корелює з відомими результатами відносно максимальної температури продуктів згорання, яка досягається саме при 8...10 % надлишку палива.

Проте для завдань термоімпульсного оброблення істотнім є те, що сумарна кількість тепла Q , що поглинене одиницею площі поверхні деталі протягом часу загасання ударних хвиль, досягає найбільших значень саме при стехіометричному складі паливної суміші. При змінні, наприклад, масової концентрації метану на $\pm 5\%$ його значення зменшується від 31,3 (при надлишку окиснювача) до 41,2 % (при надлишку палива). Для суміші $C_3H_8-O_2$ характер залежності сумарної кількості тепла, поглиненого одиницею площі поверхні деталі, від коефіцієнта надлишку палива аналогічний (див. рис. 2.14).

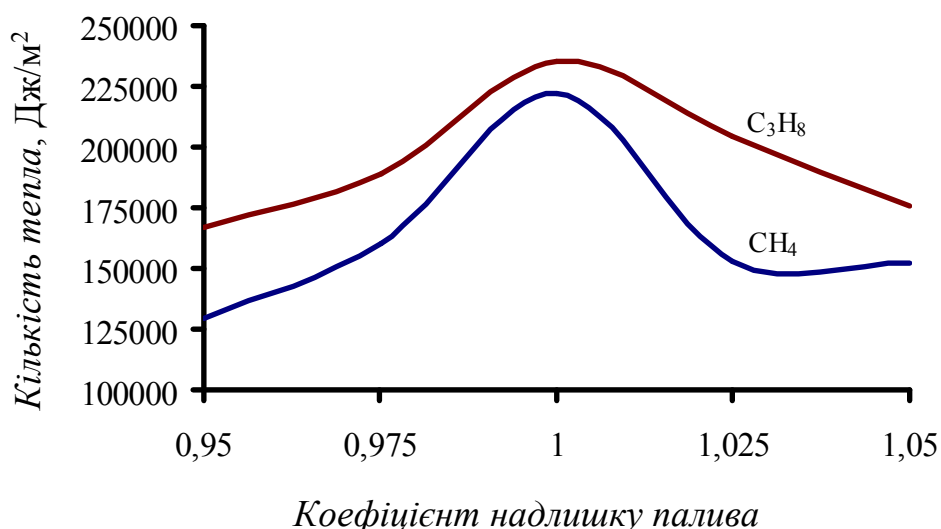


Рисунок 2.14 – Кількість тепла, що поглинено одиницею площі поверхні деталі за час загасання ударних хвиль

Вважаючи рівноймовірною можливість виникнення похибки дозування компонентного складу, що виникає через неточність вимірювання контрольованих величин (масової витрати або тиску залежно від типу 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 необхідна точність завдання теплового потоку.

Вимоги до точності завдання величини теплового потоку необхідно визначити

виходячи з кваліметричних характеристик кромки, а саме – допустимого відхилення форми кромки. Відповідно до прийнятої концепції, дане завдання вирішується на другому етапі моделювання при розрахунку поля температур в ході оплавлення задирки під дією теплового потоку заданої інтенсивності.

МЕТОДИКА ПРИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМІВ ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ КРОМОК ЗА КВАЛІМЕТРИЧНИМИ ПОКАЗНИКАМИ

3.1 Числове моделювання термоімпульсного оброблення кромок

3.2.1 Особливості моделювання термомеханічного оброблення кромок

У роботі [140] зазначено, що при термоімпульсному обробленні детонувальними газовими сумішами необхідно враховувати такі можливі механізми видалення задирок:

- оплавлення задирки і відрив рідкого металу ударними хвилями;
- згорання задирки при обробленні сумішами з надміром кисню;
- відривання задирки, викликане термічним знеміцненням і динамічною дією

ударних хвиль.

Горіння є лише окремим випадком термохімічного оброблення. Окрім реакцій з киснем в ній можуть використовуватися реакції з галогенами (фтор, йод, хлор). Проте в цій роботі такі випадки з аналізу виключені.

Варіант відриву задирки також не розглядатиметься як спосіб оброблення кромки, оскільки такий варіант є небажаним з точки зору забезпечення заданої якості оброблення, що буде показано нижче. Тому його можна розглядати лише як обмеження для вибору режиму оброблення.

У цій роботі методика розрахунку режимів термоімпульсного оброблення кромок будуватиметься на базі моделі оплавлення задирки під дією теплового потоку заданої інтенсивності. Як і раніше застосовуватимемо підхід, заснований на компромісі між обчислювальною ефективністю моделі і її відповідністю фізичним процесам, що відбуваються. При виборі розрахункової моделі братимемо до уваги наступні міркування.

Для вивчення впливу конструктивних особливостей деталі на кваліметричні характеристики кромки після термоімпульсного оброблення модель повинна враховувати можливість змінення кута кромки, а в суворішій постановці – тривимірну форму, як самої кромки, так і задирки на ній. При проходженні ударної хвилі розп-

лавлений метал задирки може відриватися. Тому модель повинна враховувати змінення геометрії розрахункової області.

Нарешті, при розрахунку слід врахувати реальні залежності теплопровідності і теплоємності матеріалів від температури і приховану теплоту плавлення при фазовому переході.

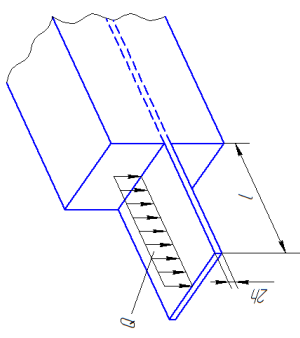
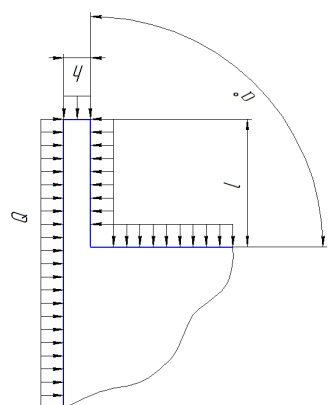
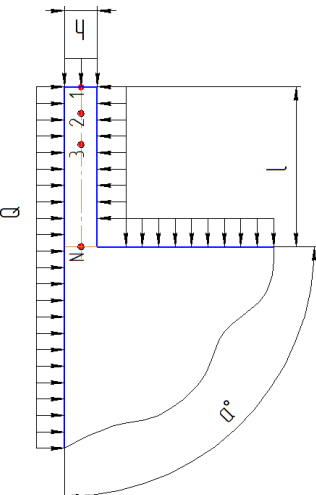
Відмітимо, що з точки зору відповідності реальному процесу при моделюванні оплавлення задирки слід було б розглядати фазовий перехід, відрив краплі з урахуванням сил поверхневого натягнення, теплообмін при проходженні ударної хвилі. Спроби побудови такої моделі неминуче призвели б до необхідності вирішувати таку задачу для кожної оброблюваної деталі, оскільки картину поширення ударних хвиль заздалегідь уявити неможливо. З урахуванням складності цієї задачі і дуже великих обчислювальних витрат такий підхід виглядає, можливо, адекватним з точки зору близькості до дійсності, але абсолютно нереалістичним з точки зору можливості практичного використання для призначення режимів термоімпульсного оброблення.

Тому єдино розумним шляхом є спрощення розрахункової моделі при якому задовольняються сформульовані вище вимоги. Розглянемо можливості її побудови на базі моделей, що використовувалися для опису оброблення кромки оплавленням у відомих роботах. Розрахункові моделі, що застосовувалися до цього часу, і їх особливості описані в табл. 3.1. У відомих роботах використано три різні підходи для моделювання оброблення кромки оплавленням:

- моделі з постійною геометрією задирки і незалежними від температури теплофізичними характеристиками матеріалу, що допускають отримання аналітичного рішення для розподілу температури;
- моделі з постійною геометрією задирки з урахуванням температурної залежності теплофізичних характеристик матеріалу;
- моделі з геометрією, що дискретно змінюється, з урахуванням температурної залежності теплофізичних характеристик матеріалу.

Перший підхід (1, табл. 3.1) був вперше реалізований в статтях О.В. Лосева, результати яких увійшли до роботи [127], а згодом використовувався в роботах Жданова [91] й Сломінської [168].

Таблиця 3.1 – Розрахункові моделі оплавлення задирки, що використалися різними авторами

№	Роботи	Особливості прийнятої моделі	Розрахункова схема
1	[127], [91], [168] [140]	завдання в 2d постановці; тепловий потік рівномірно розподілений по верхній і нижній частині задирки, а на торці відсутній; постійні теплофізичні характеристики; геометрія кромки не враховується; геометрія задирки не міняється враховується кут кромки	
2	[190] [140]	завдання в 2d постановці; тепловий потік рівномірно розподілений по всій поверхні задирки; теплофізичні характеристики залежать від температури; враховується кут кромки; геометрія задирки не міняється для урахування оплавлення прийнята модель «суперпровідника»	
3	[132], [136]	завдання в 2d постановці; тепловий потік рівномірно розподілений по всій поверхні задирки; теплофізичні характеристики залежать від температури; геометрія задирки дискретно міняється при оплавленні	

Безперечною перевагою такого підходу є аналітична форма рішення. Проте нехтування залежністю коефіцієнта теплопровідності і теплоємності від температури, як показано в роботі [140] для випадку сталі 30X13, може приводити до похибок більш 30 % у визначенні часу оплавлення задирки, а при обробленні термопластів – більше 100 % [132].

У другому підході (2, табл. 3.1) ця залежність враховується, що призводить до необхідності використовувати числові методи для отримання рішення. У початковому варіанті моделі, запропонованої в роботі [140] не враховувалося змінення геометрії задирки при оплавленні, через що неадекватно враховувався тепловий потік на межі оплавленої частини.

Цей недолік був усунений в моделі з геометрією, що дискретно змінюється (3, табл. 3.1) [132, 136]. При її використанні розрахунок зводився до ланцюжка послідовних завдань на заздалегідь побудованих сітках для задирок різної довжини. Крок дискретного змінення довжини задирки визначався з умови відриву краплі, отриманого на основі аналізу рівняння балансу сил. Як показано в роботах [132, 136] результати розрахунку температури з урахуванням змінення геометрії для випадку оброблення термопластів можуть більш ніж на 44 % відрізнятись від значень при постійній геометрії. Це робить очевидною необхідність урахування зміни довжини задирки при його оплавленні при визначенні часу термоімпульсного зачищення кромки.

Модель дискретної зміни геометрії вимагає завдання достовірних даних про коефіцієнт поверхневого натягнення матеріалу деталі в розплавленому стані. Крім того, її використання для моделювання тривимірного завдання оброблення кромки практично неможливе, оскільки вимагає побудови великої кількості розрахункових сіток за не очевидних умов перемикання завдання між розрахунковими конфігураціями.

Наступним етапом розвитку моделей термоімпульсного оброблення кромки стали роботи, у яких використовувалася модель з постійною геометрією задирки, а для урахування його плавлення матеріалу додавалися властивості «суперпровідника» – після температури ліквідуса його коефіцієнт теплопровідності збільшувався на

декілька порядків, а теплоємність, навпаки, зменшувалася [140].

Такий прийом приводить до того, що тепло, отримане частиною задирки з температурою, більшою за температуру плавлення, без втрат передається на межу фазового переходу. Проте при збільшенні розплавленої ділянки це призводить до значного завищення (на порядок) величини теплового потоку на межі фазового переходу.

Загальною неточністю всіх моделей, що застосовувалися для опису оплавлення, є припущення про рівномірний розподіл по поверхні задирки питомого теплового потоку. Його значення може бути визначене на підставі розв'язання задачі про горіння і загасання ударних хвиль в еквівалентній камері за описаною вище методикою. З урахуванням того, що довжина задилок на фінішних операціях розмірного оброблення не перевищує 0,1 мм, а межі зони, в якій моделюється поле температури, віддалені від кромки на 1...2 мм, допущення про рівномірність розподілу питомого теплового потоку в початковий момент є обґрунтованим.

Проте, як наголошувалося в роботі [156], при нагріванні задирки відбувається зменшення конвективного теплового потоку, вклад якого в теплопередачу від продуктів згорання при термоімпульсному обробленні є основним. Це зменшення пропорційне різниці температур між продуктами згорання та задирки. З урахуванням того, що температура задирки змінюється від кімнатної (20 °C) до температури плавлення (до 1500 °C й більше), питомий тепловий потік в ході її оплавлення істотно змінюється.

З урахуванням цього для задачі оплавлення задирки в якості граничної умови на поверхні теплообміну задаватимемо конвективний тепловий потік, який буде визначатися двома параметрами – температурою газу, яка може бути прийнята рівній усередненій за об'ємом камери температурі продуктів згорання

$$T_{cp} = \frac{1}{k_3 V_k} \iiint_V T_2 dV, \quad (3.1)$$

і коефіцієнтом тепловіддачі, який з урахуванням (2.18) може бути визначений з залежності

$$\alpha = \frac{1}{T_{cp} - T_0} \bar{q} = \frac{1}{T_{cp} - T_0} \bar{q}_{екв} p_0 \sqrt{\frac{p T_0}{p_0 T_p} \frac{S_{кам} + S_{екв}}{S_{кам} + S_{\delta}}}. \quad (3.2)$$

При числовій реалізації це призведе до завдання теплового потоку у вигляді

$$q = \alpha(T_{cp} - T_{\partial}), \quad (3.3)$$

У виразах (3.1)–(3.3) T_{cp}, T_c – температури газу, отримані із заздалегідь виконаного розрахунку енергетичних характеристик, а T_0, T_{∂} – початкова і поточна температура оброблюваної деталі.

У подальшому для урахування оплавлення було запропоновано використовувати прийом «смерті» елемента – після досягнення у вузлах елементів температури ліквідуса, теплоємність матеріалу зменшується на декілька порядків, відповідні вузли розрахункової сітки виключаються з подальшого розгляду, а граничні умови переносяться на нову межу фазового переходу.

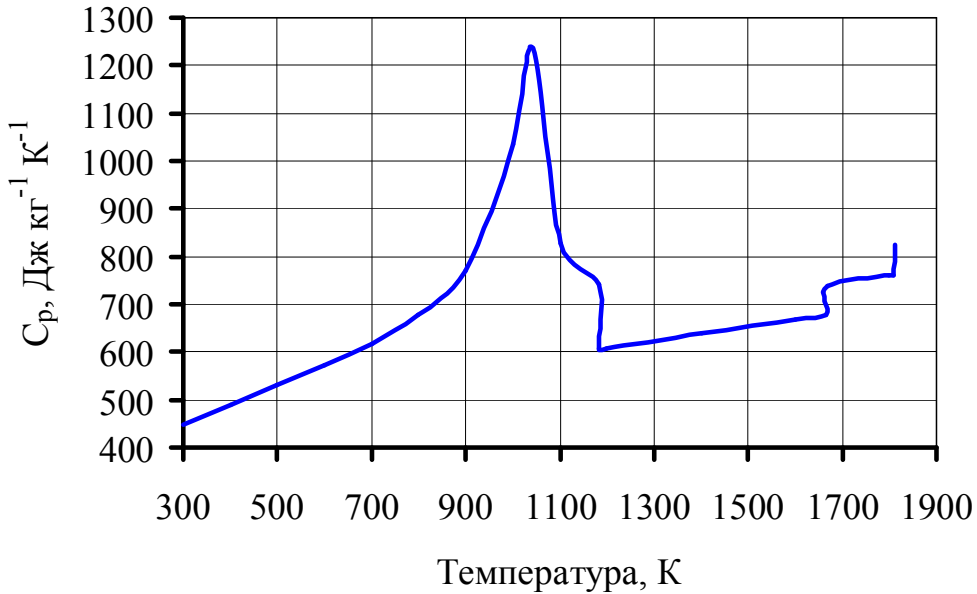
Така модель відрізняється від прийнятої в [140] моделі «суперпровідника». Модель «суперпровідника» також передбачає штучне зменшення теплоємності і збільшення теплопровідності після досягнення температури ліквідуса. Проте елементи, в яких перевищена температура ліквідуса, з розрахунку не видаляються. При збільшенні розплавленої ділянки це призводить до значного завищення (до порядку) величини теплового потоку на межі фазового переходу із-за того що тепло збирається з великої площі і передається на істотно меншу.

Для того, щоб усунути цей недолік потрібно обнуляти тепловий потік на поверхні оплавленої частини задирки (крім торцевої). Проте при числовій реалізації такого підходу виникає нестійкість, пов'язана з тим, що модель «суперпровідника» є двосторонньою, тобто при незначному охолодженні розплавленої частини нагрів знову вмикається, що призводить до нефізичних коливань температури.

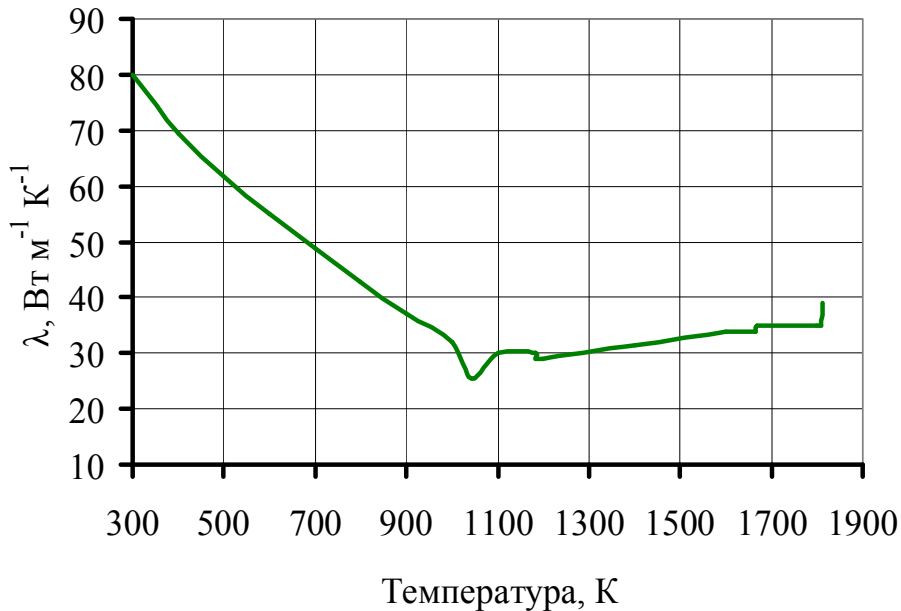
Видалення елементів, в яких перевищена температура ліквідуса, дещо викривляє картину термоімпульсного зачищення. При реальному процесі розплавлених метал не може видалятися з деталі повністю через дію сил поверхневого натягнення. Проте, з урахуванням того, що термоімпульсне зачищення відбувається в умовах дії ударних хвиль, таке припущення виглядає досить обґрунтованим.

З урахуванням того, що час термоімпульсного оброблення кромки має порядок 10^{-3} с, при розрахунку температур можна використовувати нелінійне рівняння теплопровідності Фур'є.

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 довжиною 0,3...0,5 мм завтовшки 0,1 мм. Як матеріал взято залізо, для якого відомі теплофізичні характеристики до температури ліквідуса і вище [99]. Як показують графіки, наведені на рис. 3.1, в такому діапазоні вони істотно залежать від температури.



а



б

Рисунок 3.1 – Теплофізичні властивості заліза [99]:

а) теплоємність; б) теплопровідність

На рис. 3.2 наведено результати порівняння результатів моделювання нагрівання задирки при допущенні про рівномірний розподіл теплового потоку, і при його обчисленні за формулою (3.3). Показано змінення температури в корені задирки.

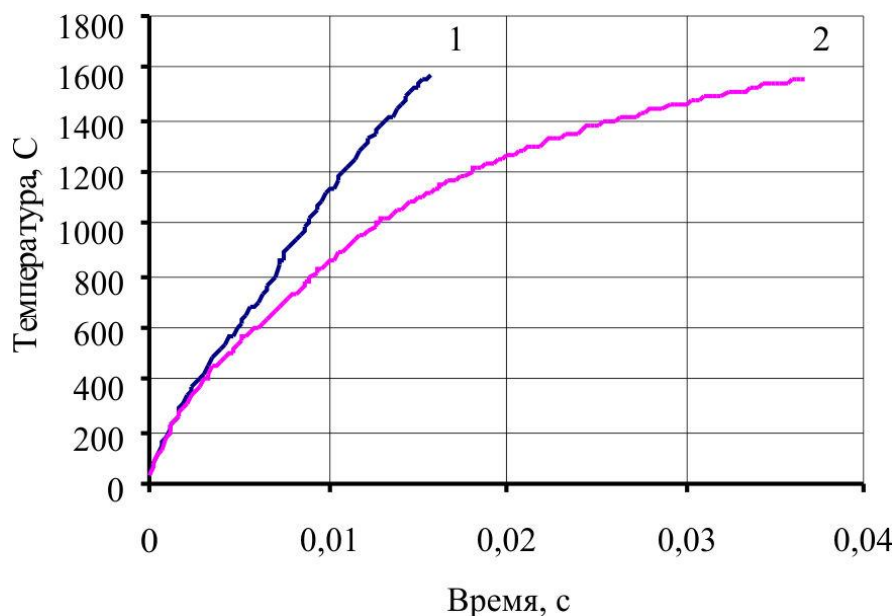


Рисунок 3.2 – Змінення температури в корені задирки $l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм при різному способі завдання величини теплового потоку: 1 – рівномірно розподілений потік; 2 – тепловий потік за формулою (3.3)

Задавання конвективного теплового потоку за формулою (3.3) істотно впливає на час оплавлення задирки. У даному випадку це призвело до збільшення часу оброблення в 2,34 разу. Таким чином прийняте в раніше виконаних роботах [91, 127, 140, 168] допущення про рівномірність розподілу теплового потоку при термоімпульсному обробленні вимагає корекції.

Цей висновок ілюструють результати розрахунку нагрівання задирки при використанні метано-повітряної суміші (рис. 3.3). В цьому випадку зменшується як початкове значення теплового потоку, так і адіабатична температура полум'я. Час оплавлення задирки при використанні метано-повітряної суміші порівняно з метано-кисневою збільшився в 6,86 разів.

Такий результат був отриманий за умови незмінності температури газу в ході оброблення. Урахування же охолодження продуктів згорання в ході теплообміну приводить до висновку про неможливість видалення задирки для даного випадку при використанні метано-повітряної суміші.

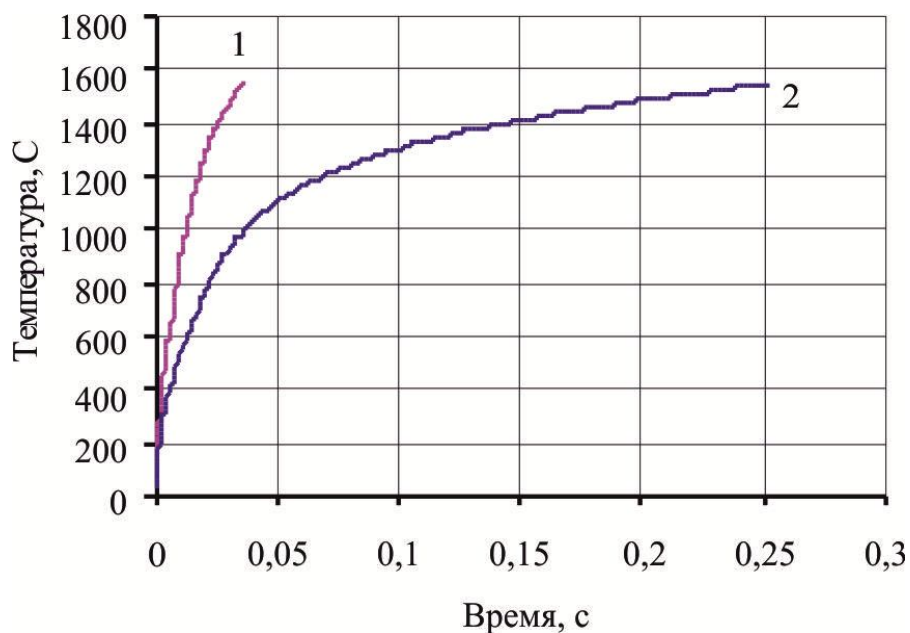


Рисунок 3.3 – Змінення температури в корені задирки $l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм при різному складі паливної суміші: 1 – метан–кисень; 2 – метан–повітря

На рис. 3.4 наведено результати моделювання нагрівання задирки довжиною 0,3 мм при використанні різних моделей. Наведені результати показують, що ігнорування нелінійності і змінення геометрії задирки при його оплавленні може призвести до непрогнозованої помилки.

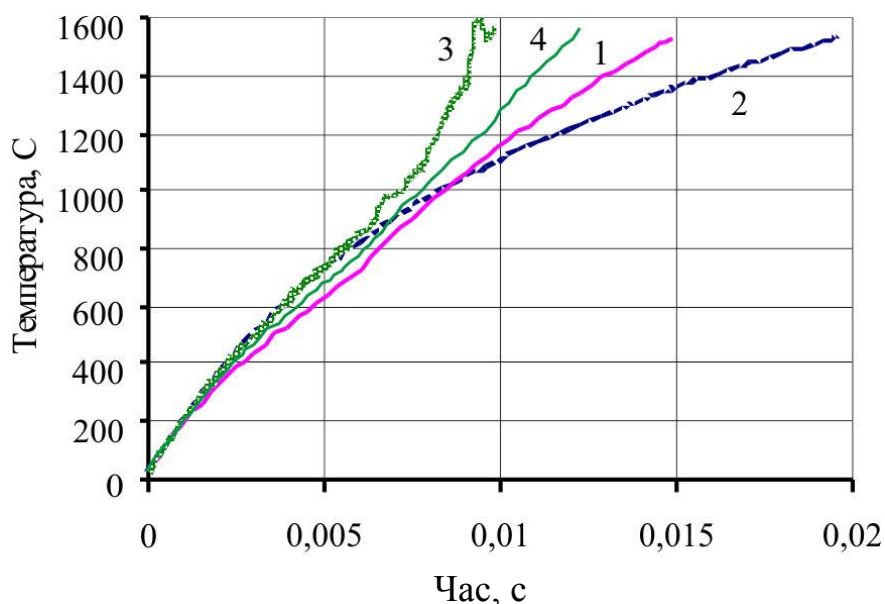


Рисунок 3.4 – Змінення температури в корені задирки:
 1 – постійні теплофізичні характеристики; 2 – нелінійні теплофізичні характеристики; 3 – модель «суперпровідника»; 4 – модель «смерті» елемента

Таким чином, розглянута модель, що враховує зменшення довжини задирки при оплавленні за рахунок видалення елементів, в яких перевищена температура ліквідусу, реалістично описує процеси, що проходять при термоімпульсному обробленні кромки. Її перевагами є використання постійної сітки скінченних елементів і обчислювальна ефективність. Врахування зменшення конвективного теплового потоку із зростанням температури задирки обов'язкове при використанні будь-якої з розглянутих моделей.

3.2.2 Вплив геометричних параметрів кромки на час оплавлення задирок

В роботі [127] на основі отриманого аналітичного рішення аналізувався вплив довжини і товщини задирки-пластини на час її оплавлення при нагріві імпульсним, постійним і комбінованим тепловим потоком. Ці результати, як вже наголошувалося, були зроблені при ряді припущень. Тому одним із завдань цієї роботи було уточнення подібного роду залежностей і оцінка можливості їх використання для побудови методики призначення режимів термоімпульсного оброблення.

Прийнята для розроблення методики призначення режимів термоімпульсного оброблення кромки концепція передбачає розділення задач визначення питомих теплових потоків на стінках оброблюваних деталей і моделювання нагрівання кромки, викликаного дією цих потоків. В цьому випадку на другому етапі розрахунок ведеться на скінченно-елементній сітці для твердого тіла, що є частиною деталі, виділеною поблизу кромки з розташованою на ній задиркою. Безпосереднє використання для завдання на цьому етапі величини теплових потоків формул (3.1)–(3.3) в цьому випадку недоцільно, оскільки вимагає імпорту значень T_{cp} й $\bar{q}_{екв p_0}$ і зв'язує попередньо розділені задачі.

Для того, щоб уникнути цього, залежності (3.1)–(3.3) були переформульовано до вигляду

$$q = \alpha_{ad}(T_{ad} - T_{\delta}),$$

$$\alpha_{ad} = \frac{1}{T_{ad} - T_0} \bar{q} = \frac{1}{T_{ad} - T_0} \bar{q}_{екв p_0} \sqrt{\frac{pT_0}{p_0T_p} \frac{S_{кам} + S_{екв}}{S_{кам} + S_{\delta}}}, \quad (3.4)$$

де замість середнього значення температури T_{cp} бралася величина адіабатичної температури згорання суміші при постійному об'ємі T_{ad} для заданої величини початкового тиску, визначувана за відомими методиками.

Крім того було прийняте припущення, що питомий тепловий потік може бути додатково усереднений за часом дії, що дало змогу при розрахунках задавати його у вигляді ряду значень, що привело залежність (3.4) до вигляду

$$q = q_{const} (T_{ad} - T_{\delta}) / (T_{ad} - T_0).$$

Такий спосіб задавання теплового потоку передбачає незалежність результатів моделювання від способу підведення теплового потоку, тобто еквівалентності результатів нагрівання питомим тепловим потоком від продуктів згорання температура яких зменшується при охолодженні, і постійним питомим тепловим потоком, отриманим додатковим усередненням за часом.

Для перевірки такого припущення проводилося порівняння результатів моделювання, отриманих в результаті розрахунків для питомого теплового потоку, заданого функцією вигляду $q_{test} = A \exp(-Bt)$ і усередненого за часом дії значення питомого теплового потоку, отриманого за залежністю:

$$\bar{q}(\tau) = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} q_{test}(t) dt. \quad (3.5)$$

При проведенні розрахунків, спочатку розв'язувалася задача із змінним за часом значенням питомого теплового потоку. Отриманий для цієї задачі час оплавлення задирки приймався як інтервал для усереднення теплового потоку за формулою (3.5). В ході числових експериментів для групи матеріалів (алюміній, мідь, титан, нікель, залізо) в діапазоні величин питомих теплових потоків, характерних для термоімпульсного оброблення, похибка у визначенні часу оплавлення задирки, отримана в результаті усереднення теплового потоку за часом не перевищувала величини 0,6 %. Відмітимо, що для всіх розрахункових випадків виконувалася умова $Bi \ll 1$, де $Bi = (\alpha h) / \lambda$ – число Біо, а h – товщина задирки.

Таким чином, обґрунтованість усереднювання питомого теплового потоку для завдань термоімпульсного оброблення за умови $Bi \ll 1$ була доведена.

При подальшому моделюванні окрім нелінійності теплофізичних характеристик матеріалу і геометрії задирки, що змінюється при оплавленні, були введені в розгляд додаткові параметри, що характеризують форму оброблюваної кромки і самої задирки. Дослідження проводилися методом числового експерименту з використанням описаної вище моделі.

Перша група експериментів проводилася для встановлення впливу довжини і товщини задирки на час її оплавлення при врахуванні реального характеру залежності теплофізичних характеристик матеріалу від температури.

Результати числового моделювання оплавлення задирки при фіксованих значеннях товщини і теплового потоку якісно збігаються з даними роботи [127]. На рис. 3.5 наведено залежність часу оплавлення задирки-пластини різної довжини. Величина питомого теплового потоку задавалася виразами (3.1)–(3.3). Як і в аналітичному рішенні, отриманому в роботі [127], спостерігалось зростання часу оплавлення із зменшенням початкової довжини задирки. Довжина задирки залежно від товщини змінювалася в діапазоні $0,5 \dots 8 \text{ h}$.

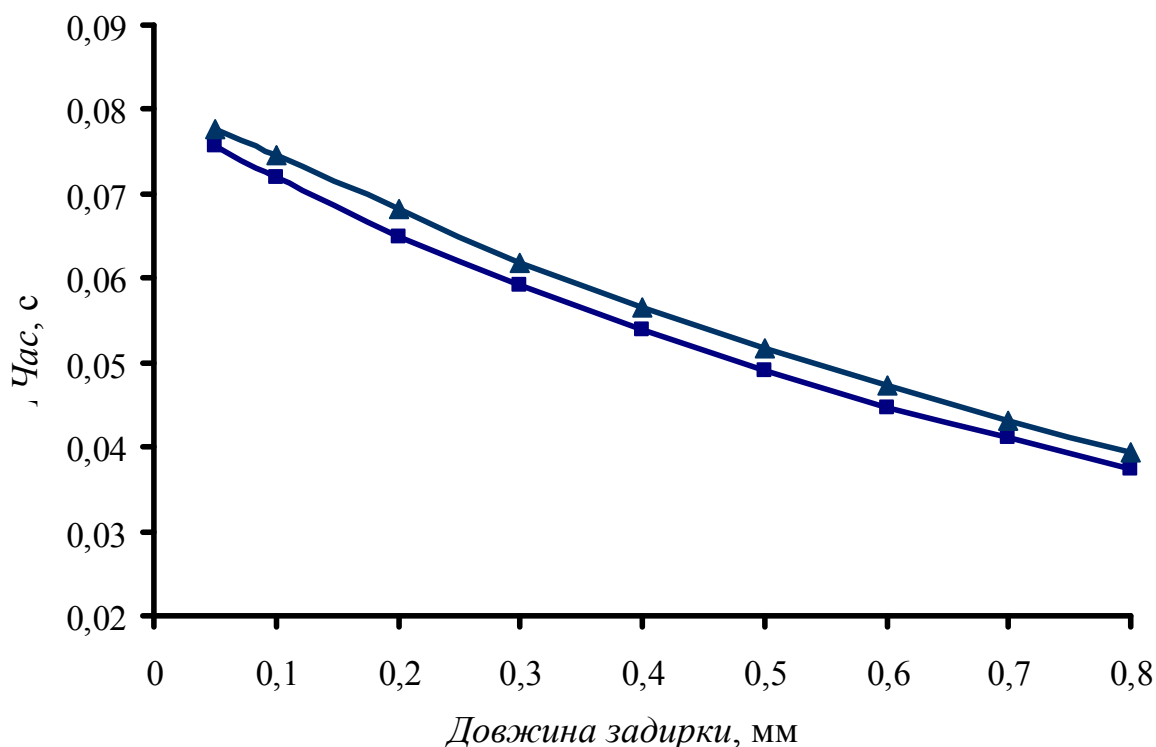


Рисунок 3.5 – Залежність часу оплавлення задирки від його довжини

($q_{const} = 2 \times 10^7 \text{ Вт/м}^2$, $h = 0,1 \text{ мм}$, матеріал – алюміній)

Залежність часу оплавлення задирки-пластини від його довжини для чистих металів може бути з достатньою точністю задана виразом $t_{опл} = Ae^{-Bl}$, наприклад залежність для алюмінію, наведена на рис. 3.5, з достовірністю апроксимації $R^2 = 0,9994$ описується виразом $t_{опл} = 0,0786 e^{-0,934l}$.

На рис. 3.5 наведено також залежність для задирки трикутної форми з довжиною і площею поперечного перетину значенням для прямокутної задирки. Ця залежність $R^2 = 0,9999$ описується виразом $t_{опл} = 0,0815 e^{-0,9101l}$. Відмітимо, що час оплавлення задирок трикутної форми більший, ніж прямокутних із-за більшої площі тепловідводу в корені.

На рис. 3.6 наведено характерну залежність часу оплавлення задирки при фіксованих значеннях довжини і теплового потоку. Товщина задирки залежно від довжини змінювалася в діапазоні $0,1 \dots 0,4$ л. Як і в разі залежності, наведеної на рис. 3.5, приведені результати для випадку оплавлення задирки з алюмінію.

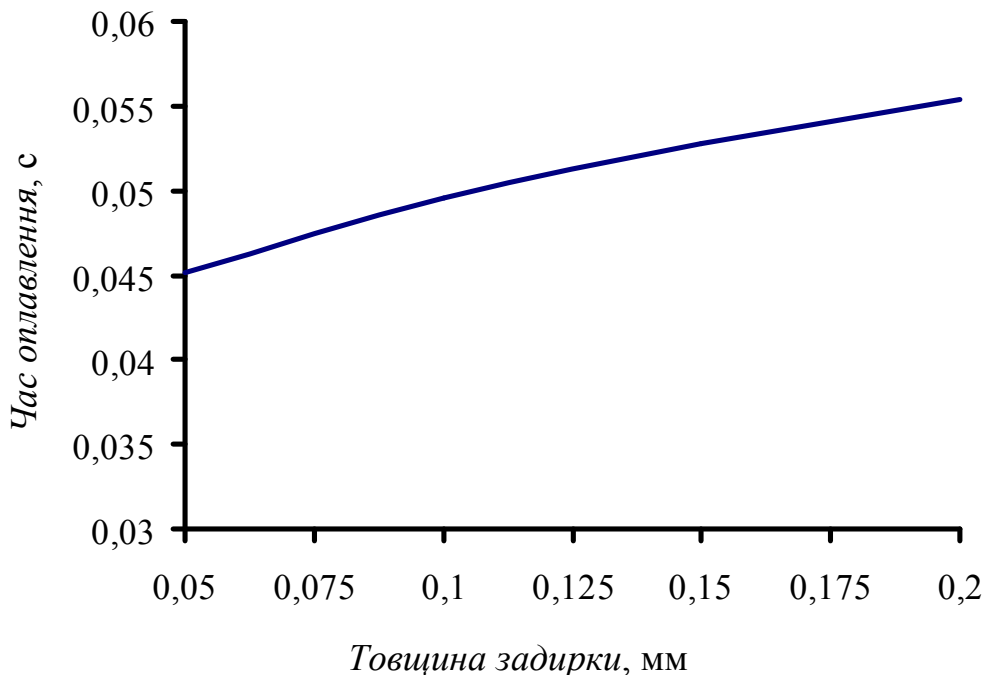


Рисунок 3.6 – Залежність часу оплавлення задирки від його товщини

($q_{const} = 2 \times 10^7$ Вт/м², $l = 0,5$ мм, матеріал – алюміній)

На відміну від результатів роботи [127] нелінійність постановки задачі і завдання питомого теплового потоку виразом (3.4) привело до нелінійності залежності

часу оплавлення задирки від його товщини. Для чистих металів вона з достатньою точністю апроксимується виразом $t_{onl} = Ch^2 + Dh + E$, наприклад залежність для алюмінію, приведена на рис. 3.6, з достовірністю апроксимації $R^2 = 0,9997$ описується виразом $t_{onl} = -0,18h^2 + 0,1126h + 0,04$.

Геометрія кромки також істотно впливає на час оплавлення задирки і радіус округленням кромки. Для встановлення характеру такої залежності проводилося моделювання оплавлення задирок для кромки з різним кутом (рис. 3.7). На рис. 3.8 наведено результати моделювання оплавлення задирки при різних кутах кромки для алюмінію при фіксованих значеннях усередненого питомого теплового потоку, довжини і товщини задирки.

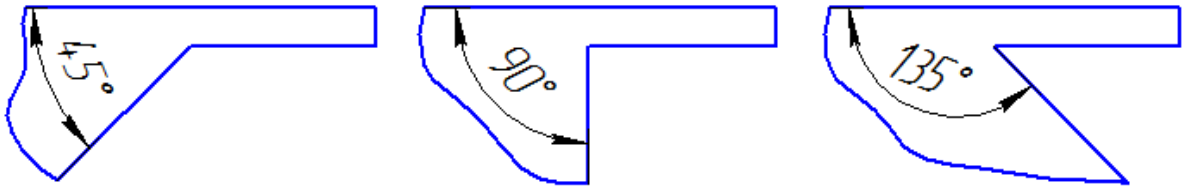


Рисунок 3.7 – Типові форми кромки із задиркою, оплавлення задирки, що розглядалися при моделюванні

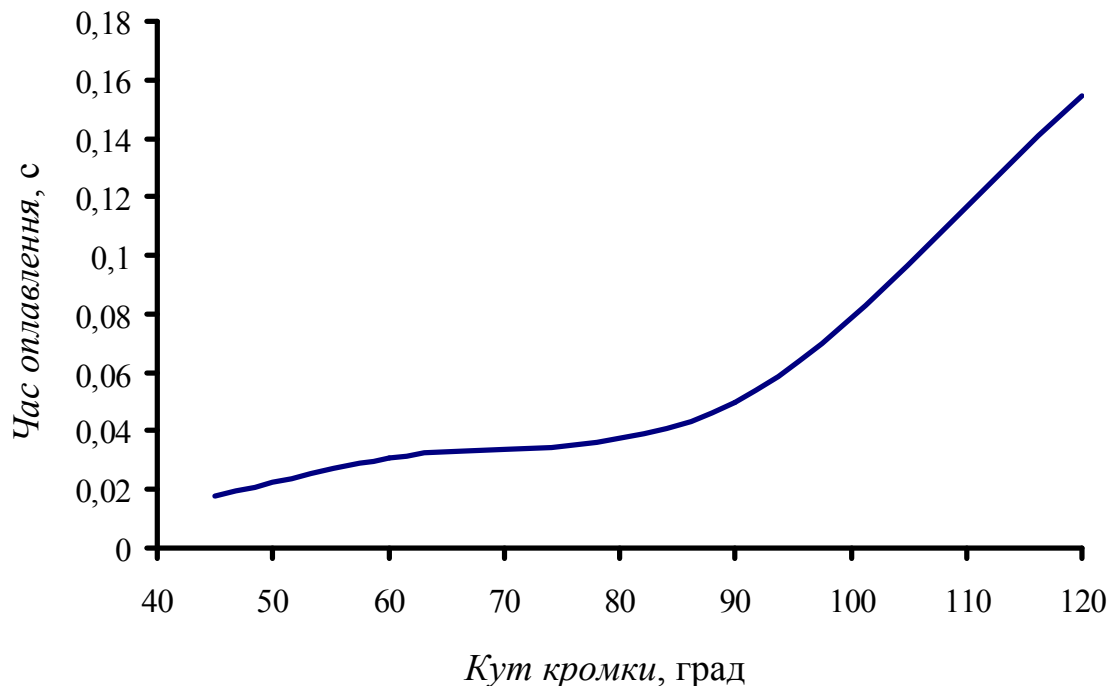


Рисунок 3.8 – Залежність часу оплавлення задирки від кута кромки ($q_{const} = 2 \times 10^7$ Вт/м², $l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм, матеріал – алюміній)

При моделюванні довжина задирки задавалася від лінії теоретичного пересічення поверхонь, що утворюють кромку. Результати моделювання показали, що величина кута розчину кромки істотно впливає на час оплавлення задирки. Так, наприклад, для випадку, наведеного на рис. 3.8, при збільшенні кута кромки з 90° до 120° час оплавлення із-за змінення умови тепловідводу виріс більш ніж в 4 рази.

При змінненні величини усередненого по поверхні і часу питомого теплового потоку час оплавлення задирки фіксованої геометрії також змінюється. На рис. 3.9 наведено характерну залежність часу оплавлення задирки від величини q_{const} . Залежність, наведена на рис. 3.9 з достовірністю апроксимації $R^2 = 0,9999$ описується виразом

$$t_{онл} = 4 \cdot 10^{-29} q_{const}^4 - 2 \cdot 10^{-21} q_{const}^3 + 6 \cdot 10^{-14} q_{const}^2 - 7 \cdot 10^{-7} q_{const} + 3,0507.$$

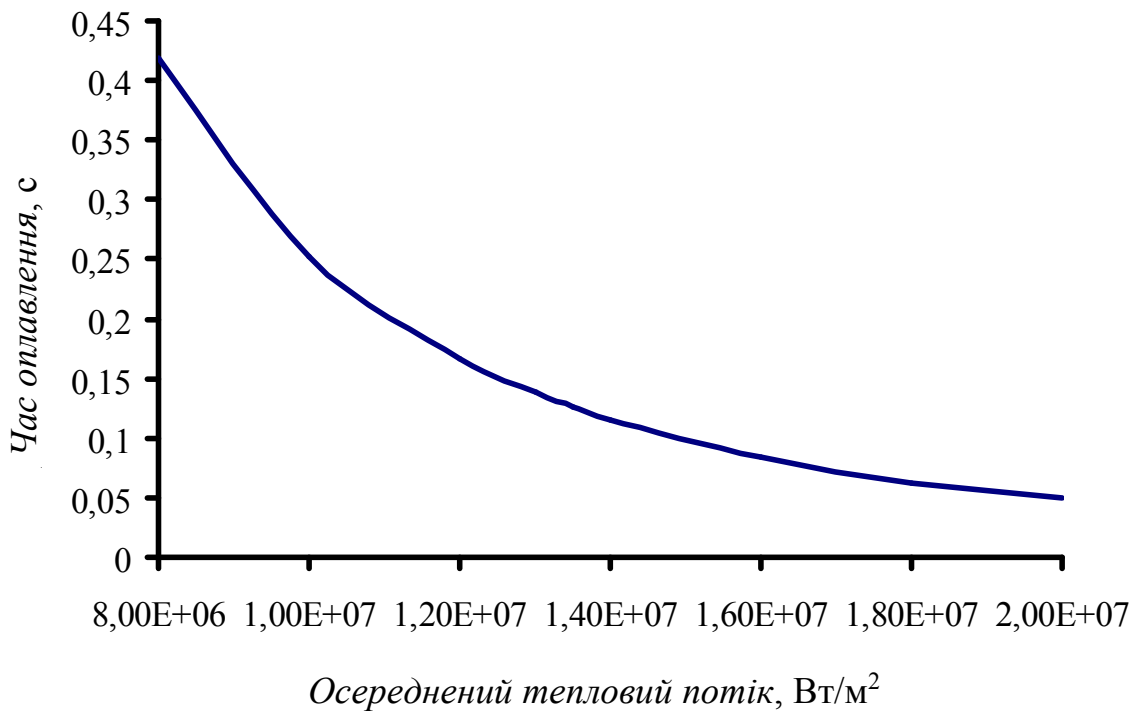


Рисунок 3.9 – Залежність часу оплавлення задирки від q_{const}

($l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм, матеріал – алюміній)

У першому наближенні час термоімпульсного зачищення задирки довільного розміру може бути визначене як

$$t(l, h, f, q) = k_l \times k_h \times k_f \times k_q \times t(l_0, h_0, f_0, q), \quad (3.6)$$

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.

При проведенні описаних раніше числових експериментів часом оплавлення задирки вважався момент, коли температура в контрольній крапці в корені задирки досягала температури плавлення (рис. 3.10). По поверхнях, що створюють кромку, як гранична умова задавався питомий тепловий потік. Інші поверхні вважалися адіабатичними. При цьому розрахунковий час оплавлення задирки при зміні розмірів розрахункової зони із-за змінення умови тепловідводу від кромки істотно змінювався (рис. 3.11). Характер залежності, наведеної на рис. 3.11 пояснюється впливом прогрівання ділянки деталі, що примикає до оброблюваної кромки.

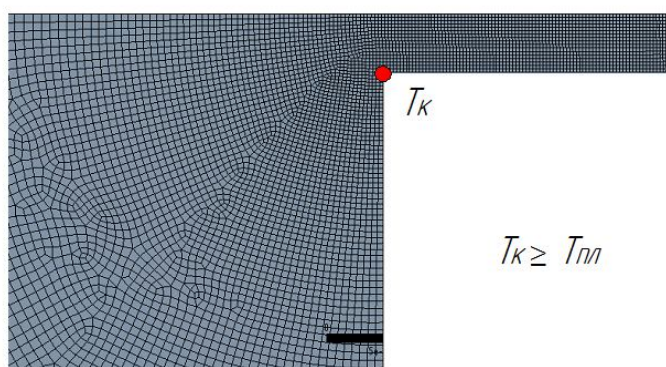


Рисунок 3.10 – Умова зупинки розрахунку при визначенні часу оплавлення задирки

Якщо за час оплавлення задирки деталь не прогривається на величину розрахункової області, подальше її збільшення не приводить до змінення часу оплавлення. Оскільки умова адіабатичної межі еквівалентна умові симетрії, це призводить до умови рівності часу оплавлення задирки і часу прогрівання стінки деталі, на якій він розташований, на половину товщини.

Для ряду деталей складної форми, наприклад, корпусів агрегатів авіаційних двигунів, характерна наявність кромки, що примикають до стінок різної товщини (рис. 3.12). У випадку якщо для такого роду деталей висуваються жорсткі вимоги по заокругленню крайок заданим радіусом, їх виконання при термоімпульсному обробленні можливо за наступних умов:

- наявність на крайках задирок однакової форми, товщини і близької довжини;

– використання режимів, при яких час оброблення не перевершує часу прогрівання стінки деталі з мінімальною товщиною.

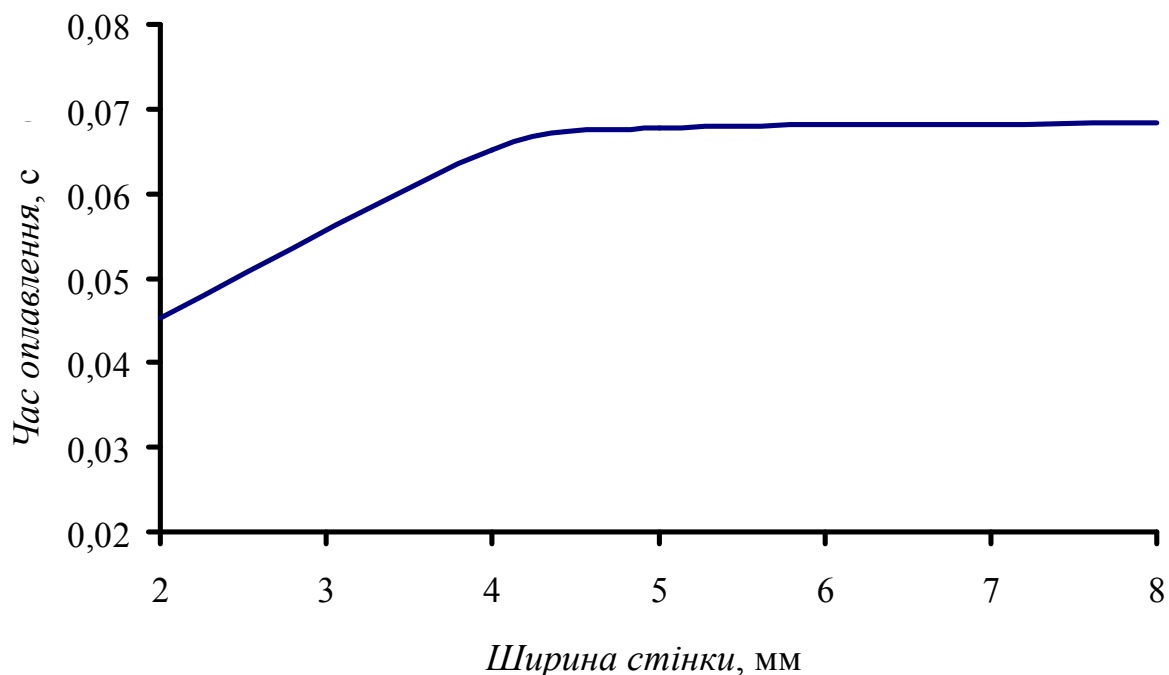


Рисунок 3.11 – Залежність часу оплавлення задирки фіксованої довжини і товщини від розмірів розрахункової зони ($q_{const} = 2 \times 10^7$ Вт/м², $h = 0,05$ мм, $l = 0,5$ мм, матеріал – алюміній)



Рисунок 3.12 – Корпус агрегату авіаційного двигуна

Перша умова приводить до вимоги узгодження режимів механічного оброблення, що передує операціям термоімпульсного оброблення, з вимогами за кваліметричними показниками кромки. Якісна кромка після термоімпульсного оброблення може бути отримана у випадках, якщо попереднє оброблення велася з використанням якісного інструменту, що забезпечує формування витої задирки практично пластинчастої форми. Важливе значення має також величина подачі і глибини різання.

Друга вимога приводить до досить простого формулювання нижнього кордону режимів термоімпульсного оброблення. А.І. Війником в роботі [81] були отримані наближені формули для оцінки глибини прогрітого шару для різних задач теплопровідності. При представленні розподілу температури по глибині у вигляді ступеневої функції для задачі нагрівання тіл тепловим потоком заданої величини (гранична умова другого роду) ним було отримано залежності для часу прогрівання стінки до половини товщини

$$\left. \begin{aligned} Fo &\equiv \frac{a\tau}{\delta^2} = \frac{1}{n(n+1)} - \text{для плоскої стінки} \\ Fo &= \frac{1}{n(n+1)} \left(1 + \frac{1}{n+2} \right) - \text{для циліндрової стінки} \end{aligned} \right\}, \quad (3.7)$$

де Fo – критерій подібності Фур'є; a – температуропровідність матеріалу; δ – половина товщини стінки; n – показник міри апроксимуючого полінома.

В роботі [81] показано, що при нестационарному прогріванні прийняття $n = 2$ в (3.7) приводить до похибки визначення температури в порівнянні з точним аналітичним рішенням величиною менш 2,5 %. Це приводить до наступної оцінки часу термоімпульсного оброблення виходячи з забезпечення рівномірності округлення уподовж кромки

$$t_{обр} \leq \min \left(0,1667 \frac{\delta_{пл, \min}^2}{a}; 0,2083 \frac{\delta_{цил, \min}^2}{a} \right), \quad (3.8)$$

де $\delta_{пл, \min}$ – мінімальна товщина плоскої, а $\delta_{цил, \min}$ – циліндрової стінки деталі.

Конкретні значення тиску суміші, що визначає величину усередненого по поверхні теплового потоку, і часу оброблення мають бути призначені з урахуванням

обмеження (3.8) виходячи з необхідних кваліметричних показників кромки.

3.2.3 Відносна енергоємність термоімпульсного оброблення

Оцінювання впливу властивостей матеріалів на режими термоімпульсного оброблення будемо вести на основі підходу, який було сформульовано в роботі [127]. 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. 3.2 наведено теплофізичні властивості для основних металів, вживаних як основа для сплавів, з яких виготовляються прецизійні деталі літальних апаратів [99]. 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). В роботі [127] було зроблено оцінки відносної енергоємності термоімпульсного зачищення задирок з ряду металів при припущенні про постійність їх теплофізичних властивостей.

Таблиця 3.2 – Теплофізичні характеристики деяких металів, що є основою для сплавів, вживаних для виготовлення прецизійних деталей ЛА [99]

Матеріал	T, K	$\rho, \text{кг/м}^3$	$c_p, \text{Дж/(кг}\cdot\text{К)}$	$\lambda, \text{Вт/(м}\cdot\text{К)}$
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

Продовження таблиці 3.2

1	2	3	4	5
<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
400		4490	555,5	20,7
500		4470	576,2	19,7
600		4460	60467	19,7
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

Закінчення таблиці 3.2

1	2	3	4	5
<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
	1728	8100	625	78,5
<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

Для оцінювання величини похибки, що вноситься таким допущенням, було проведено числове моделювання оплавлення задирки товщиною 0,1 мм і завдовжки 0,5 мм з інтерполяцією властивостей матеріалів згідно з табл. 3.2.

Результати цього моделювання описані в роботі [156]. У табл. 3.3 для порівняння наведені дані відносної енергоємності термоімпульсного оброблення, отримані в роботі [127], і дані роботи [156] при $q_{const} = 2 \cdot 10^7$ Вт/м² з урахуванням нелінійності теплофізичних характеристик. Тут же наведено дані, що враховують зміну величини питомого конвективного теплового потоку, пов'язану з підвищенням температури поверхні задирки ($l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм).

Таблиця 3.3 – Відносна енергоємність термоімпульсного оброблення деяких чистих металів

Матеріал	Без врахування залежності властивостей від температури [127]	З врахуванням нелінійності властивостей [156]	З врахуванням змінення величини теплового потоку [156]
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

Результати моделювання показали, що ігнорування залежності теплофізичних характеристик від температури може привести до істотних (до 85 %) похибок в оцінюванні відносної енергоємності оброблення кромки. Крім того, із-за різного характеру змінення теплофізичних характеристик від температури відносна енергоємність термоімпульсного оброблення чистих металів міняється при зміненні температури (рис. 3.13). Графіки, наведені на рис. 3.13, показують, що енергоємність термоімпульсного оброблення нікелю при $q_{const} = 1 \oplus 10^7$ Вт/м² перевищує енергоємність оброблення алюмінію практично в 6 разів.

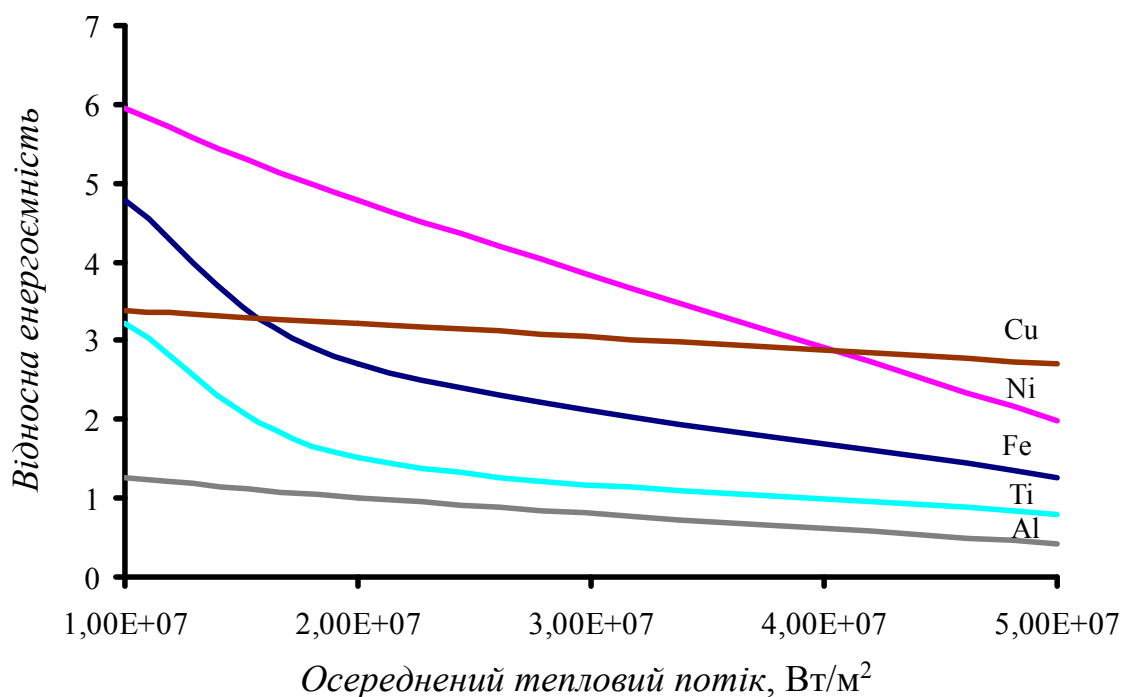


Рисунок 3.13– Відносна енергоємність термоімпульсного оброблення деяких чистих металів ($q_{const} = 2 \cdot 10^7$ Вт/м²)

Слід зазначити, що цей результат був отриманий для тестової задачі, для якої температура продуктів згорання вважалася постійною. За реальних умов із-за тепловтрат на нагрівання деталі і камери, енергоємність оброблення нікелю буде ще більшою.

Виходячи із залежності (2.18) це означає, що за умови збереження часу оброблення початковий тиск суміші при обробленні нікелю повинен більш ніж в 36 разів перевищувати початковий тиск суміші при обробленні алюмінію. Це показує, що підвищення тиску суміші має обмежену ефективність при керуванні процесом термоімпульсного оброблення продуктами згорання газових сумішей.

Слід зауважити, що при визначенні відносної енергоємності слід враховувати умови тепловідводу. Результати, наведені на рис. 3.13 було отримано для розрахункової області розміром 2x2 мм. Як витікає з результатів попереднього розділу, змінення розмірів області, особливо із залежності (3.8), змінює оцінки енергоємності термоімпульсного оброблення. В цьому випадку при низьких значеннях теплового потоку найбільш енергоємним стає оброблення міді, як матеріалу, що має найбільшу теплопровідність при досить високій температурі плавлення. Так, наприклад,

при збільшенні розмірів розрахункової області до величин, що перевищують 10 мм, при обробленні міді з питомими тепловими потоками в діапазоні $(4...6) \cdot 10^7$ Вт/м² повного видалення задирки ($l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм) взагалі не відбувається.

Збільшення часу оброблення як спосіб керування термоімпульсним обробленням також має обмежені можливості. Таке рішення зазвичай пов'язане з недостатньою величиною питомого теплового потоку. Збільшення часу оброблення в цьому випадку призводить до нагрівання деталі за рахунок теплопровідності матеріалу. Залежно від величини питомого теплового потоку ця температура до моменту оплавлення задирки може бути достатньо високою. Наприклад, для задачі, результати моделювання якого наведено на рис. 3.13, середня температура поверхні у момент оплавлення задирки питомим тепловим потоком $q_{const} = 1 \cdot 10^7$ Вт/м² для міді склала 1046,6 °С, для нікелю – 1290,8 °С.

Такі високі значення температури частково пов'язані з малими розмірами модельної деталі (2·2 мм), прийнятими для тестового завдання. Проте, наведені результати показують, що збільшення часу оброблення при недостатній величині питомого теплового потоку може приводити до перегріву оброблюваної деталі. Так, наприклад, для випадку деталі з нікелю, температура поверхні в тестовому завданні перевищила температуру фазових переходів жароміцних сплавів на нікелевій основі, що знаходиться в межах від 1186 °С (ЖСЗДК) до 1276 °С (ЖС32) [153].

Тому найбільш ефективним способом керування термоімпульсним обробленням може бути змінення інтенсивності теплообміну. Для цього, як було зазначено раніше, необхідно управляти часом дії і інтенсивністю ударних хвиль в робочій камері.

3.3 Методика призначення режиму термоімпульсного оброблення

У раніш виконаній роботі [127] було запропоновано призначати величину питомого теплового потоку при термоімпульсному обробленні кромки виходячи з умови збігу часу оплавлення задирки і часу його прогрівання за товщиною. Це обґрунтовувалося тим, що при такому виборі забезпечуватимуться мінімальні витрати енергії на оплавлення задирки.

Такий підхід не пов'язаний з параметрами якості оброблюваної кромки. Тому в роботі [156] було запропоновано призначати режими термоімпульсного оброблення виходячи з вимог до параметрів кромки. Такий підхід став основою для розроблення методики призначення режимів термоімпульсного оброблення кромки за кваліметричними показниками.

Як вже наголошувалося раніше, методика призначення режимів термоімпульсного зачищення і оброблення кромки має ґрунтуватися на вимогах до якості кромки, сформульованих в міжнародних стандартах. Термоімпульсний метод обмежений по формі перетину кромки, що може бути досягнута за результатом оброблення, і не є настільки точним, щоб забезпечувати вимоги, що висуваються до геометрії кромки сучасного ріжучого інструменту. Тому призначення режиму термоімпульсного оброблення (початковий тиск суміші і час оброблення) необхідно провадити виходячи з вимог стандарту [56].

За цим стандартом як основна характеристика кромки після оброблення є значення a (рис. 3.14), яке характеризує величину виступу або зрізу кромки відносно лінії перетину утворюючих її поверхонь. Виходячи з вимог до високоточних механізмів, сформульованих в розд. 1 цієї роботи, розглядатимемо лише другий випадок. Тобто – всі задирки на кромках видаляються так, щоб жодна їх частина не виступала за межі утворюючих поверхонь кромки.

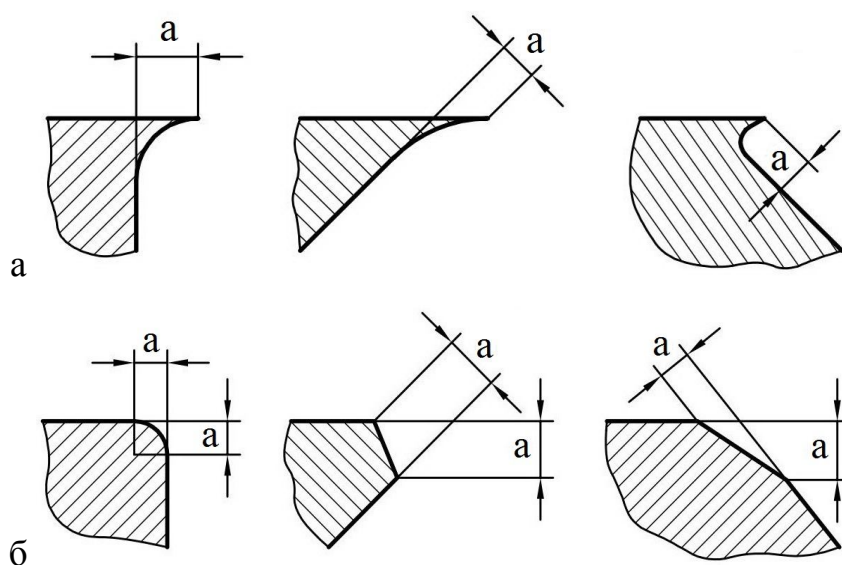


Рисунок 3.14 – Кваліметричний показник кромки a [24]:

а) кромка с задиркою; б) зрізана кромка

Виходячи з цього, будуватимемо методику завдання режимів термоімпульсного оброблення кромки. Відповідно до прийнятої концепції, для цього необхідно погоджувати результати вирішення завдань визначення стану ліквіду під впливом теплового потоку і величини усередненого по поверхні деталі і часу дії питомого теплового потоку на базі моделювання горіння в еквівалентній камері.

3.3.1 Призначення режимів за кваліметричними показниками при термоімпульсному обробленні кромки

Оброблення металевих деталей, на відміну від оброблення термопластів, повинне проводитися на режимах, що забезпечують виникнення ударних хвиль. При цьому обмеження температури поверхні зазвичай взагалі не розглядається, оскільки зважаючи на малий час оброблення її значення, як правило, не перевищує 100 °С. Призначення режимів в цьому випадку повинне здійснюватися виходячи з необхідної якості кромки.

Задачу пошуку режиму термоімпульсного оброблення за заданим кваліметричним показником розглядатимемо як задачу пошуку величини усередненого за часом дії питомого теплового потоку і часу оброблення за заданою величиною параметра a кромки. Розв'язання даної задачі проводилося на основі описаної раніше моделі оплавлення задирки в наступній послідовності.

Для ряду значень усередненого за часом питомого теплового потоку було проведено моделювання оплавлення кромки 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 обраний алюміній. Діапазон значень усередненого за часом питомого теплового потоку обирався виходячи з величин, досяжних при термоімпульсному обробленні в умовах загасання ударних хвиль.

При моделюванні оплавлення задача вирішувалася у вигляді ланцюжка з двох конфігурацій. Умовою закінчення першої було досягнення в точці, розташованій в корені задирки, температури плавлення (схема, аналогічна наведеній на рис. 3.10). Після цього моделювання продовжувалося на новій розрахунковій сітці, побудова-

ній для області кромки без задирки. Умовою зупинки розрахунку для другої конфігурації було досягнення температури в точці, розташованій на межі області на відстані 0,2 мм від теоретичної вершини кромки величини температури плавлення матеріалу. Величина округлення кромки (0,2 мм) вибрана як умовна верхня межа для термоімпульсного оброблення кромки.

В результаті такого роду розрахунків була отримана серія кривих в координатах $a - t$ за якими можна визначити величину кваліметричного показника округлення кромки за величиною часу оброблення для фіксованого значення усередненого за часом питомого теплового потоку. Отримані криві інтерполювалися і екстраполювалися так, щоб вирівняти інтервали часу на яких вони задавалися. Серія таких кривих будувалася у вигляді каркаса поверхні в координатах $a - t - \bar{q}$, і по отриманому каркасу шляхом сплайн-інтерполяції будувалася поверхня режимів (рис. 3.15), кожна точка якої була величиною кваліметричного показника кромки для деякої величини усередненого за часом питомого теплового потоку і часу оброблення.

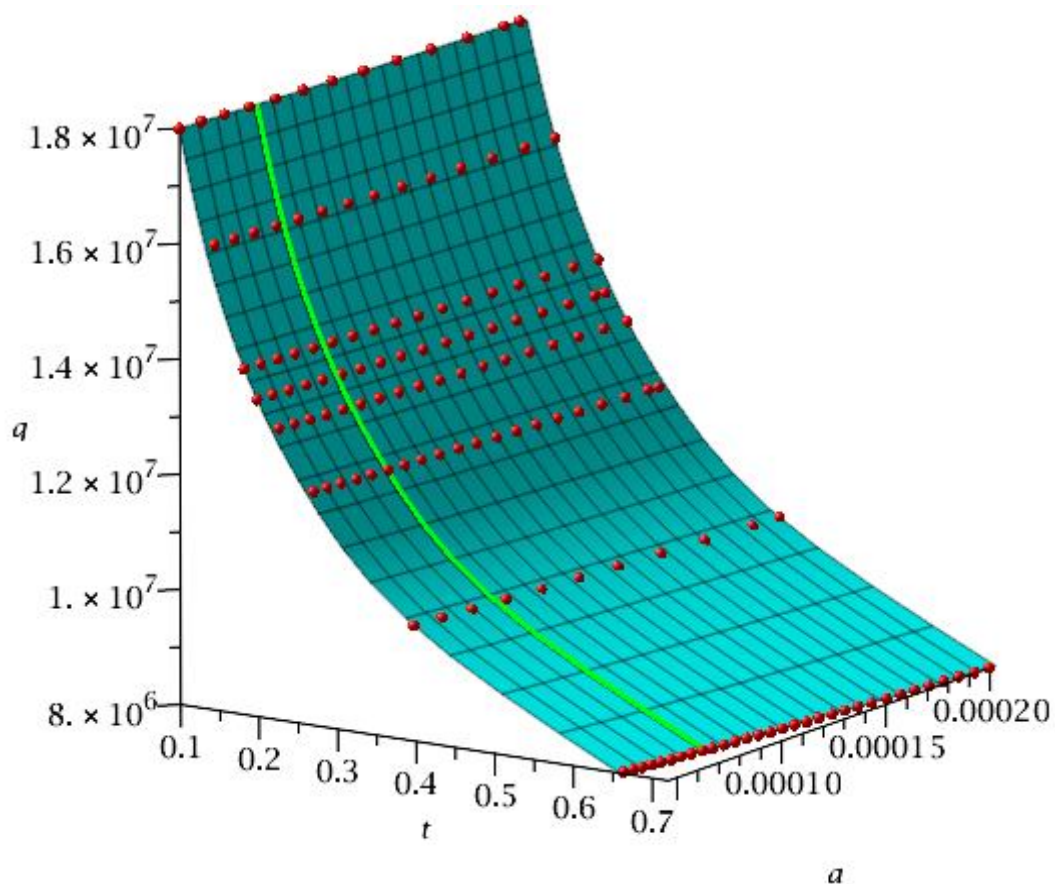


Рисунок 3.15 – Поверхня режимів термоімпульсного оброблення
($l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм, матеріал – алюміній)

Для визначення технологічних налаштувань термоімпульсного устаткування, як вже наголошувалося раніше, необхідно задати величину початкового тиску суміші і час оброблення. При призначенні режиму термоімпульсного оброблення за заданою величиною кваліметричного показника кромки за отриманою поверхнею режимів необхідно виконати перетин плоскістю $a = [a]$ (рис. 3.15), внаслідок чого отримати криву $\bar{q}^{нов.,час}$ в координатах $q-t$, кожна точка якої визначає величину усередненого за часом питомого теплового потоку і час оброблення, які забезпечують задану величину параметра a кромки (рис. 3.16, а).

У розділі 2 цієї роботи показано, що для будь-якого інсталяційного початкового тиску існує залежність усередненого по поверхні деталі теплового потоку $\bar{q}_{p_0}^{нов.} = f(t)$, побудована в координатах $\bar{q}_{p_0} - t$ (рис. 3.16, б). Ця залежність має бути додатково усереднена за часом $\bar{q}_{p_0}^{нов.,час} = f(t)$, як це показано на рис. 3.16, б.

Співвідношення отриманих кривих (рис. 3.16, в) визначає можливість оброблення досліджуваної деталі. Слід зауважити, що при визначенні режимів оброблення треба брати до уваги обмеженнями як за часом дії так за інтенсивністю теплових потоків.

Щодо обмежень часу оброблення, то, з одного боку, відповідно до технічних можливостей роботи (спрацьовування) випускного клапану термоімпульсного устаткування мінімальний час оброблення на сьогодні становить $t_{\min} = 0,01$ с. З іншого боку максимальний час оброблення t_{\max} визначається міцністними критеріями оброблювальної деталі, такими можуть бути різнотовщинність конструкції деталі (3.8), неоднорідність структури матеріалу, наявність зміцненого шару, тощо, де які з них розглянуті у подальшому.

Отже, якщо графіки $\bar{q}^{нов.,час}$ й $\bar{q}_{p_0}^{нов.,час}$ мають ділянки спільних значень, то для розглянутого інсталяційного початкового тиску у відповідному діапазоні значень теплових потоків й часу оброблення (t_1 ; t_2) може бути проведено оброблення деталі з необхідним значенням параметра кромки a .

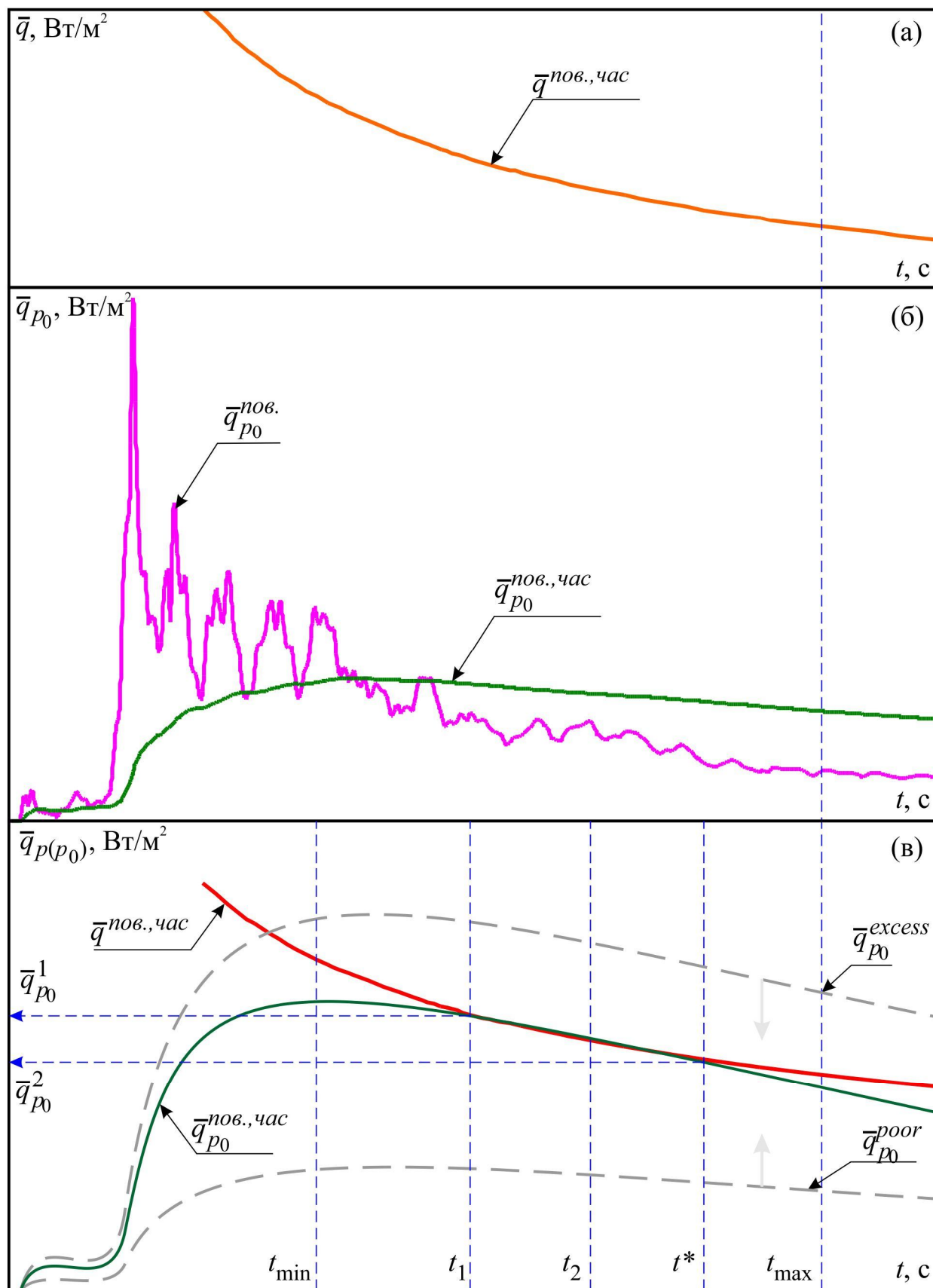


Рисунок 3.16 – Підхід щодо визначення режимів термоімпульсного оброблення із забезпеченням необхідного показника якості кромки a

Якщо графіки $\bar{q}^{нов.,час}$ й $\bar{q}_{p_0}^{нов.,час}$ не мають ділянок спільних значень початковий тиск суміші в камері слід корегувати. А саме, у випадку коли для інсталяційного початкового тиску маємо значення $\bar{q}_{p_0}^{poor}$ (рис. 3.16, в), які є меншими за потрібні значення $\bar{q}^{нов.,час}$, то необхідно визначити момент часу t^* в якій досягається мінімальна відстань між кривими теплових потоків $\bar{q}_p^{нов.,час} = \min(\bar{q}^{нов.,час} - \bar{q}_{p_0}^{нов.,час})$, а відповідний інсталяційний початковий тиск суміші в камері враховуючи викладену у розділі 2 цієї роботи залежність (2.17) можна розрахувати як:

$$p = p_0 \left(\bar{q}^{нов.,час}(t^*) / \bar{q}_{p_0}^{poor}(t^*) \right)^2.$$

Якщо для інсталяційного початкового тиску маємо значення $\bar{q}_{p_0}^{excess}$ (рис. 3.16, в) які є більшими за значення $\bar{q}^{нов.,час}$, то аналогічно необхідно визначити момент часу t^* в якій досягається максимальна відстань між кривими теплових потоків $\bar{q}_p^{нов.,час} = \max(\bar{q}^{нов.,час} - \bar{q}_{p_0}^{нов.,час})$, а інсталяційний початковий тиск суміші в камері при якому досягається межа режимів оброблення розраховується за залежністю:

$$p = p_0 \left(\bar{q}^{нов.,час}(t^*) / \bar{q}_{p_0}^{excess}(t^*) \right)^2.$$

Таким чином встановлюється діапазон можливих режимів оброблення (t_{\min} ; t^*), які забезпечують необхідне значення параметра кромки a . Якщо відсутні додаткові вимоги щодо часу оброблення у якості розрахункового початкового тиску суміші доцільно встановити значення, що відповідає середині діапазону часу.

Далі за отриманими значеннями початкового тиску і часу проводиться тестове оброблення деталі. За результатами випробування отриману геометрію кромки порівнюють із необхідною та виконують корекцію режимів. Зрештою, за розробленим підходом кількість необхідних тестів для встановлення налаштування термоімпульсного обладнання скорочується до 1–3, на відміну від методики повнофакторних експериментів [14], які зараз використовуються.

Зазначимо, що діапазон допустимих режимів термоімпульсного оброблення за заданим кваліметричним показником може бути достатньо вузьким і спроби підбору параметрів оброблення на основі натурних експериментів можуть взагалі не принести задовільного результату. Це підтверджує правильність попередньо прийнятого рішення про побудову методики завдання режимів термоімпульсного оброблення кромки на основі числового моделювання.

Величина параметра a при термоімпульсному обробленні не може бути довільною. В разі наявності на кромці задирки вона буде залежати від її товщини. Так, наприклад, в ході числового моделювання при побудові поверхні режимів, наведеної на рис. 3.16, при різних значеннях усередненого за часом питомого теплового потоку величина параметра a у момент досягнення температури в корені задирки величини температури плавлення була практично однаковою і складала 0,0747 мм (при товщині задирки 0,1 мм).

Якщо за вимогами до кромки було б потрібне менше значення a , отримати його при будь-якому значенні початкового тиску суміші було б неможливо. Єдиним варіантом вирішення даної проблеми було б зменшення товщини задирки, що пов'язане з відповідним зміненням режимів механічного оброблення на операціях, безпосередньо передуючих термоімпульсному зачищенню.

Таким чином, завдання забезпечення якості кромки деталей складної форми за умови використання для фінішних операцій термоімпульсного методу вимагає додаткового погодження режимів попереднього розмірного оброблення.

Ця вимога є особливо важливою у випадках, коли на кромках оброблюваної деталі встановлюються різні значення кваліметричного показника. Це завдання може бути вирішено за один цикл термоімпульсного оброблення. При цьому необхідне попереднє узгодження режимів оброблення по різних поверхнях з урахуванням впливу технологічних параметрів на величину задирок, що утворюються.

Подібний висновок спростовує твердження, присутнє в багатьох проспектах фірм-виробників ТЕМ устаткування, в яких вказується, що оброблення кромки продуктами горіння газових сумішей не є вибірковою по відношенню до якості кромки.

Аналіз результатів моделювання термоімпульсного оброблення дають змогу

стверджувати зворотнє: таке оброблення може бути вибірковим, але лише у складі єдиної технологічної системи з технологіями розмірного оброблення.

Ще одним важливим параметром, що характеризує якість кромки, є допустима величина відхилення параметра a від заданого значення. При прийнятому підході до призначення режимів термоімпульсного оброблення, цей параметр повинен визначати вимоги до точності забезпечення компонентного складу і тиску суміші, а також часу оброблення. Для цього доцільно використовувати ті ж моделі, які застосовувалися в цьому розділі при моделюванні оброблення кромки оплавленням.

3.3.2 Вимоги до точності завдання режимів термоімпульсного оброблення

Дані при поверхні режимів, аналогічні наведеним на рис. 3.15, 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 кромки деталі з алюмінію, яка в цьому розділі роботи використовувалася як демонстрація ідеї запропонованої методики призначення режимів термоімпульсного оброблення.

В разі вимог по точності забезпечення компонентного складу за заданою величиною кваліметричного показника кромки $[a]$ для цього побудуємо 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. 3.17).

У розглянутому діапазоні режимів оброблення ця залежність близька до лінійної. Її аналіз показує, що змінення 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 вимога стандарту якості кромки [56], наведені в табл. 1.8 для кромки типу E2 (гострих) можна отримати оцінку необхідної точності дозування суміші, наведену в табл. 3.4.

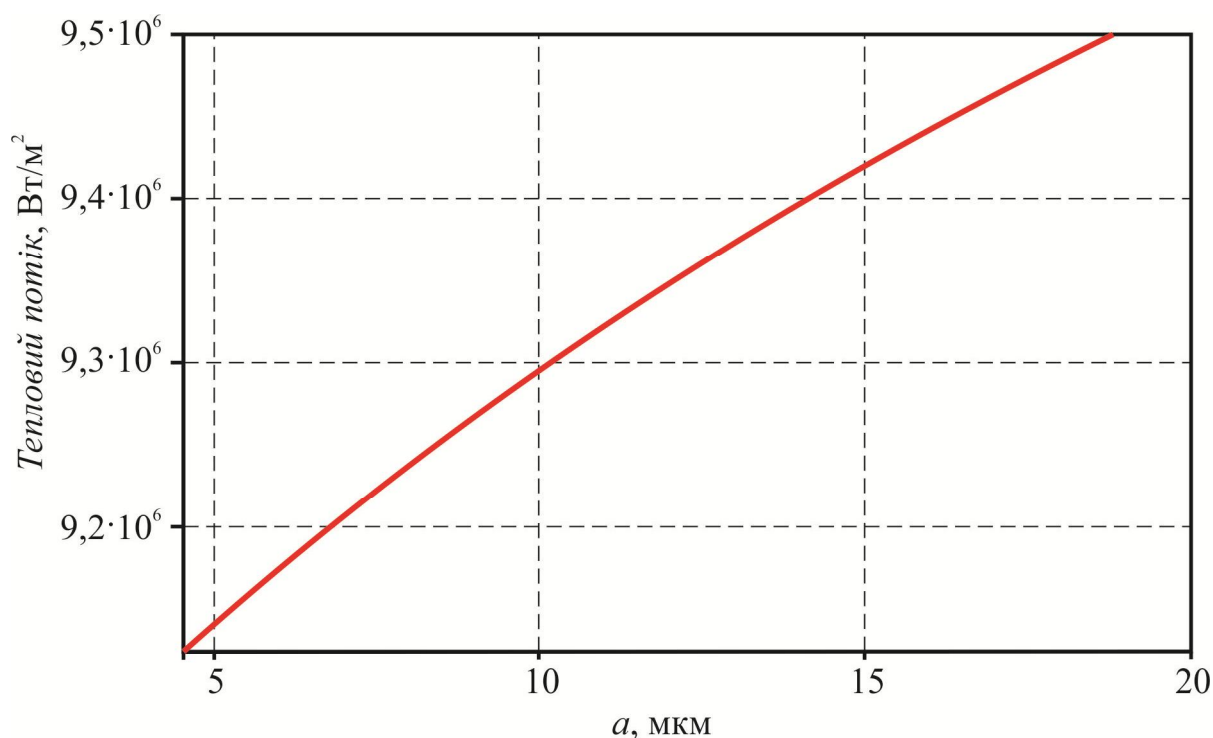


Рисунок 3.17 – Визначення вимог по точності забезпечення величини питомого теплового потоку ($l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм, матеріал – алюміній)

Таблиця 3.4 – Вимоги з точності забезпечення теплового потоку і компонентного складу суміші для кромки типу E2, матеріал – алюміній

Допустимі відхилення форми кромки, мм		Допустимі похибки теплового потоку, %		Допустимі 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

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 аж до 8 %. Отримані в табл. 3.4 значення по необхідній точності дозування компонентів паливної суміші, як буде показано в розд. 4 цієї роботи, 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 допустима похибка теп-

лового потоку і компонентного складу може бути в 2 рази більшою, ніж для кромок типу E2. Оброблення гостріших кромок типів E0 і E1 із стабільною якістю зажадає генерації паливної суміші з точністю порядку 0,01 %, що знаходиться за межами сучасного рівня техніки для промислового устаткування.

В роботі [127] 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.

Зіставлення зроблених оцінок з даними вказаної роботи дають змогу зробити висновок про те, що для отримання стабільної якості оброблення кромок термоімпульсним способом необхідно забезпечувати генерацію паливної суміші з точністю дозування компонент порядку 0,1 % з похибкою дозування 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. 3.18). У наведеному при величині усередненого за часом питомого теплового потоку $q = 1,1 \cdot 10^7$ Вт/м² у діапазоні змінення величини кваліметричного показника кромки 0,1...0,2 мм дотримання вимог до допустимих відхилень форми типу E2 кромки по класу А забезпечується при похибці забезпечення часу оброблення не більш 0,01 с.

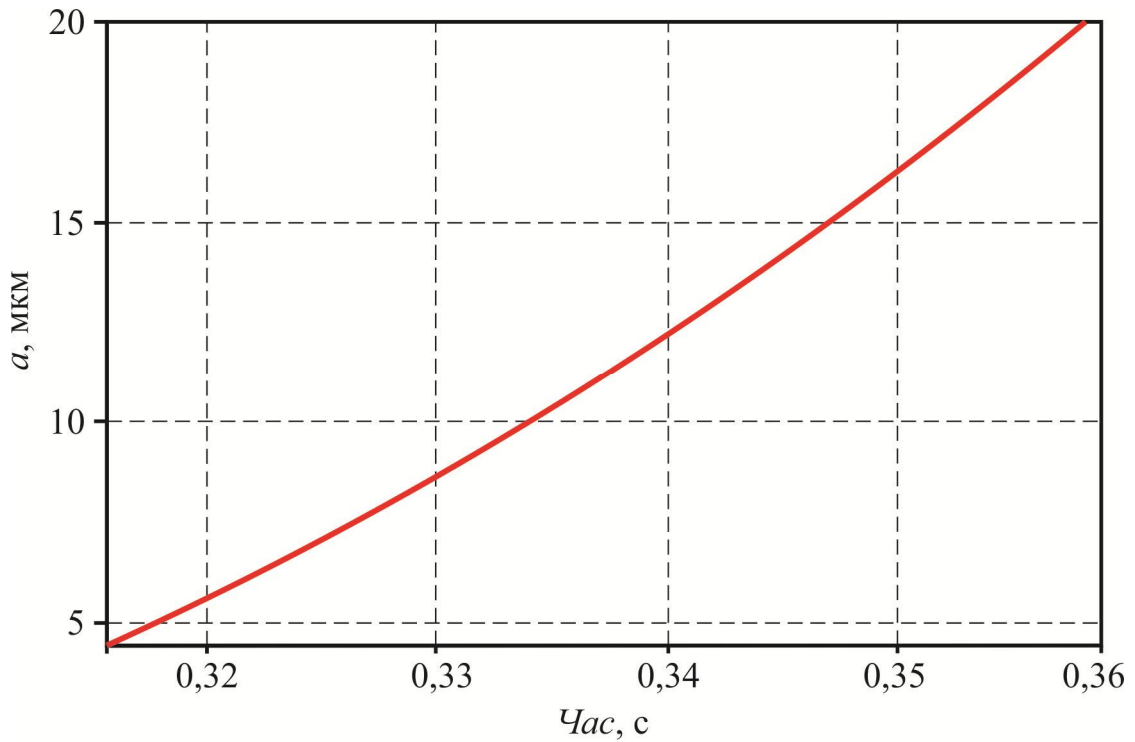


Рисунок 3.18 – Визначення вимог по точності забезпечення часу оброблення
($q = 1,1 \cdot 10^7$ Вт/м², $l = 0,5$ мм, $h = 0,1$ мм, матеріал – алюміній)

Розглянутий випадок відноситься до оброблення матеріалу з високою температуропровідністю (алюміній). Для матеріалів з меншою температуропровідністю при той же похибці часу оброблення межа зони оплавлення зміститься на меншу величину, що автоматично забезпечить виконання вимог до допустимого відхиленню форми кромки по класу А. Виключенням є випадок оброблення міді, для якої температуропровідність в 1,5 разу вище, ніж для алюмінію.

Для забезпечення можливості оброблення на термоімпульсному устаткуванні всіх груп матеріалів із отриманням кромки по класу точності А система керування термоімпульсною установкою повинна забезпечувати похибку часу оброблення на рівні 0,006 с. Величина часу оброблення згідно даних [127] при цьому складає від $1 \dots 8 \cdot 10^{-3}$ с для високоточного оброблення і до $1 \dots 5 \cdot 10^{-1}$ с для грубої.

МІЦНІСНІ ОБМЕЖЕННЯ РЕЖИМІВ ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ

В процесі оброблення деталей продуктами горіння газових сумішей можуть виникати проблеми із міцністю оброблюваних матеріалів, що призводять до викривлення геометрії деталей і навіть до появи тріщин на їх поверхнях. Такі особливості вживання термоенергетичного методу (ТЕМ) відзначено в монографії Gillespie [18]. Очевидно, що такі проблеми можуть бути викликані тим, що при ТЕМ обробленні із-за особливостей конструкції устаткування час контакту продуктів згорання з оброблюваними деталями, принаймні, на порядок перевершує показники, характерні для термоімпульсного устаткування. Це може приводити до перегріву поверхневого шару оброблюваних деталей і виникнення досить великих термічних напружень, які можуть стати причиною появи поверхневих тріщин. Подобного роду дослідження відносно термоімпульсного оброблення в попередніх дослідженнях не розглядалися.

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. Крім того, інтенсивності напружень, викликаних термічним полем, може бути достатнім для розвитку тріщини від неоднорідності структури матеріалу деталі, наприклад від пори. Такі проблеми, зокрема, можуть з'являтися при обробленні деталей, заготовки яких були отримані різними методами литва.

4.1 Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного зачищення за умови відсутності залишкових деформацій

Найбільш вірогідною причиною, що викликає появу тріщин при ТЕМ обробленні загартованих деталей, може бути 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 лінійного теплового розширення матеріалу.

Найбільш поширеною формою прецизійних деталей гідравлічної і паливної системи літальних апаратів, що піддаються термохімічному обробленню є циліндрова (золотники, плунжери та ін.), тому в роботі [67] задача про розрахунок термічних напружень в скінченному циліндрі під дією теплового потоку (рис. 4.1), рівномірно розподіленого по його поверхні вирішувалася в наступній постановці.

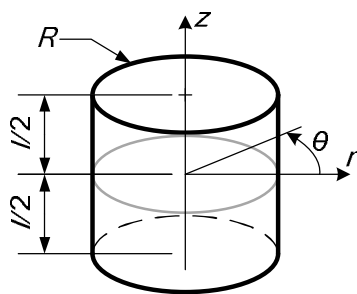


Рисунок 4.1 – Розміри досліджуваного циліндра і розташування системи координат [67]

Напруження розраховувалися для розподілу температури в циліндровій системі координат

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (4.1)$$

з початковими і граничними умовами

$$\left. \begin{aligned} T|_{t=0} &= T_0 = const; \\ -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\substack{r=R \\ z=\pm l/2}} &= q \end{aligned} \right\}, \quad (4.2)$$

де $a = \lambda/\rho c$ – коефіцієнт теплопровідності; n – зовнішня нормаль.

Аналітичне рішення задачі (4.1), (4.2) відоме [157]

$$\begin{aligned} T = T_0 + \frac{2q}{\lambda} \left[at \left(\frac{1}{R} + \frac{1}{l} \right) + \frac{2l}{\pi^2} \sum_{n=2,4,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2} \cos \left(n\pi \left(\frac{z}{l} + \frac{1}{2} \right) \right) \right] \cdot \left(1 - e^{-\frac{an^2\pi^2 t}{l^2}} \right) + \\ + R \sum_{m=1}^{\infty} \frac{1}{J_0(v_m) v_m^2} J_0 \left(\frac{v_m r}{R} \right) \cdot \left(1 - e^{-\frac{av_m^2 t}{R^2}} \right), \end{aligned} \quad (4.3)$$

де v_m – корені рівняння; J_0, J_1 – функції Бесселя першого роду нульового і першого порядку.

Для розв'язання задачі визначення напружено-деформованого стану нерівномірно прогрітого циліндра був використаний варіаційний принцип Кастільяно (принцип додаткової віртуальної роботи) в термінах функції напружень [79]

$$\delta A = \int_V [\varepsilon_r \delta \sigma_r + \varepsilon_\theta \delta \sigma_\theta + \varepsilon_z \delta \sigma_z + \varepsilon_{rz} \delta \sigma_{rz}] = 0, \quad (4.4)$$

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 [67] були отримані вирази для компонент термічного напруження. Надалі було проведено порівняння отриманих результатів з даними числового моделювання методом скінченних елементів (МСЕ). Як і в роботі [107] при МСЕ моделюванні враховувалась зміна властивостей матеріалу при нагріванні. На рис. 4.2, 4.3 наведено результати розрахунку напружень числовим моделюванням і за аналітичною залежністю, яку отримано в лінійній постановці.

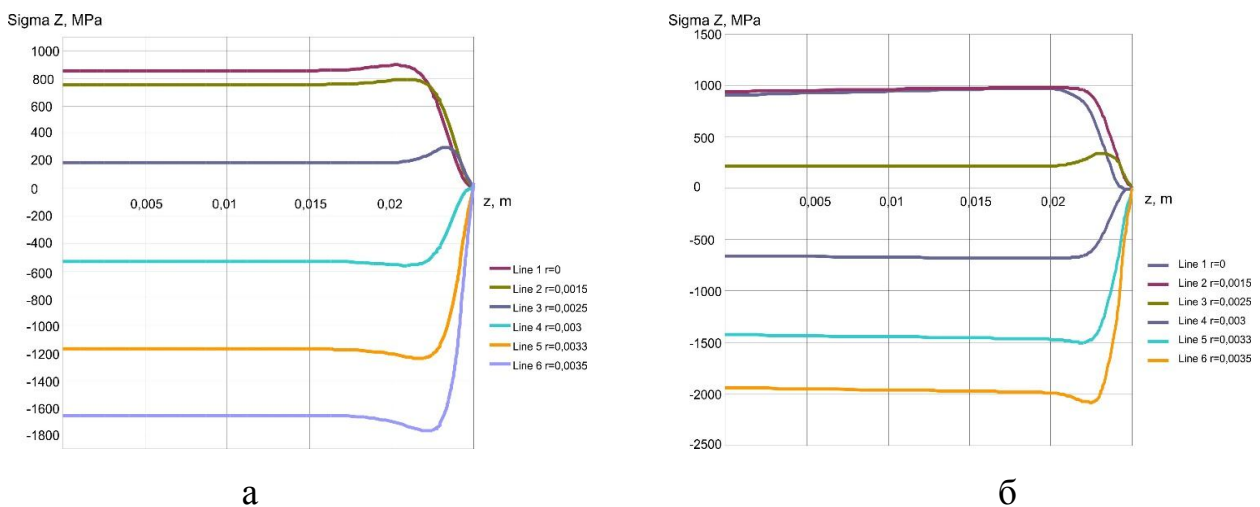


Рисунок 4.2 – Осьове напруження σ_z за лініями $r = const$:

а – моделювання МСЕ; б – аналітичне рішення [67]

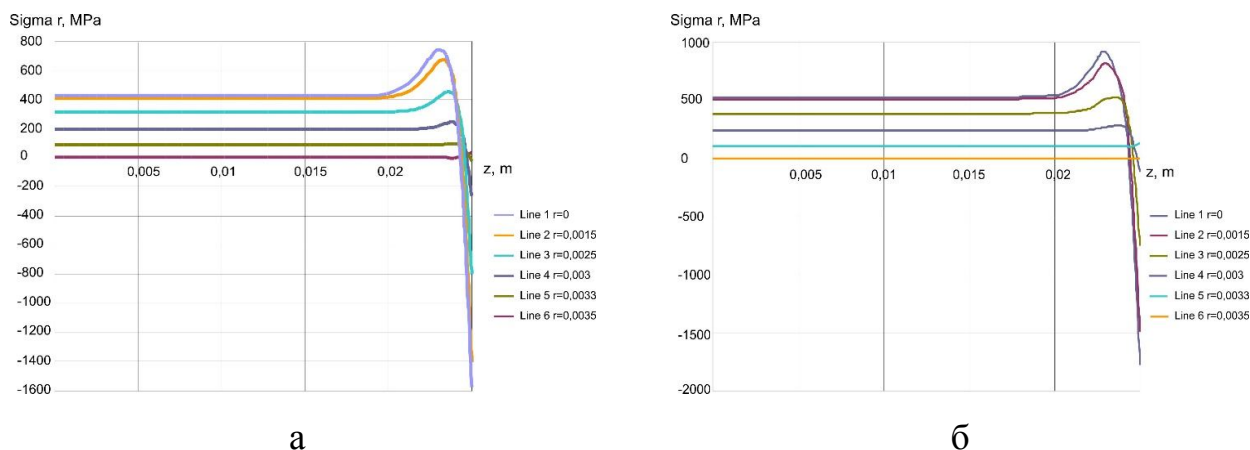


Рисунок 4.3 – Радіальне напруження σ_r за лініями $r = const$:

а – моделювання МСЕ; б – аналітичне рішення [67]

Похибка визначення напруження за аналітичними залежностями не перевищила 9 %, що якісно збігається з результатами роботи [107]. 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.

Для нескінченного циліндра, на поверхні якого діє постійний питомий тепловий потік аналітичне рішення для розподілу температури виглядає таким чином [106]

$$T = T_0 + \frac{qR}{\lambda} \left(\frac{2at}{R^2} - \frac{1}{4} + \frac{r^2}{2R^2} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-\frac{av_n^2 t}{R^2}}}{v_n^2 J_0(v_n)} J_0\left(\frac{v_n r}{R}\right) \right). \quad (4.5)$$

Якщо ввести безрозмірні величини:

$$- \bar{r} = \frac{r}{R}, \quad 0 \leq \bar{r} \leq 1 \text{ – координата;}$$

$$- \bar{t} = \frac{at}{R^2}, \quad \bar{t} > 0 \text{ – час;}$$

$$- \bar{T} = \frac{(T - T_0)\lambda}{qR} \text{ – змінення температури,}$$

то формула (4.5) запишеться у вигляді

$$\bar{T} = \frac{\bar{r}^2}{2} + 2\bar{t} - \frac{1}{4} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-v_n^2 \bar{t}}}{v_n^2 J_0(v_n)} J_0(v_n \bar{r}). \quad (4.6)$$

Максимальна безрозмірна температура, що виникає на поверхні, може бути розрахована за формулою

$$\bar{T}_{\max} = \frac{1}{4} + 2\bar{t} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-v_n^2 \bar{t}}}{v_n^2}. \quad (4.7)$$

Графік цієї залежності наведено на рис. 4.4. У діапазоні $0 \leq \bar{t} \leq 0,25$ залежність (4.7) нелінійна, позначаються доданки, що знаходяться під знаком суми, а при $\bar{t} > 0,25$ роль цих доданків неістотна, і їх можна не враховувати. Тому приблизно залежність (4.7) можна представити в наступному вигляді

$$\bar{T}_{\max} = \begin{cases} 1,0583\sqrt{\bar{t}} + 0,85034 \bar{t}, & 0 \leq \bar{t} \leq 0,25, \\ 0,25 + 2\bar{t}, & \bar{t} > 0,25. \end{cases} \quad (4.8)$$

На рис. 4.4 роль цих доданків неістотна і їх можна не враховувати. Тому приблизно залежність (4.7) можна надати у наступному вигляді (4.8). Можна бачити, що вони збігаються з точністю до товщини лінії у вибраному масштабі.

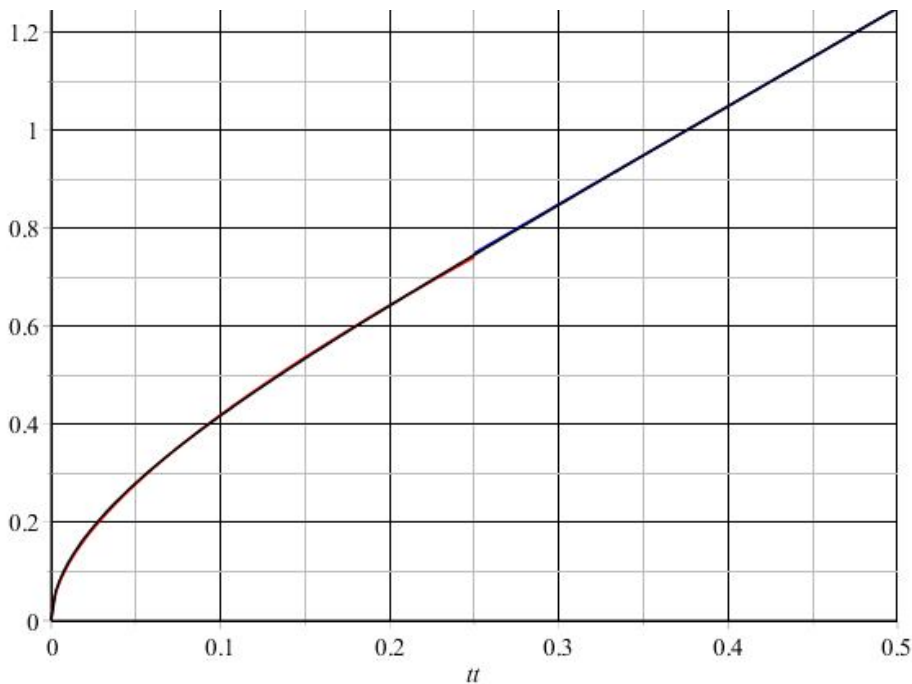


Рисунок 4.4 – Графік залежності безрозмірної максимальної температури \bar{T}_{\max} від безрозмірного часу \bar{t}

Для здобуття розподілу напруження необхідно спільно вирішити рівняння рівноваги

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0, \quad (4.9)$$

і рівняння сумісності деформацій $r \frac{d\varepsilon_\theta}{dr} + \varepsilon_\theta - \varepsilon_r = 0$, записане за допомогою закону

Гука в напруженнях

$$r \frac{d}{dr} (\sigma_\theta - \nu \sigma_r + E\alpha T) - (\nu + 1)(\sigma_r - \sigma_\theta) = 0. \quad (4.10)$$

Вирішуючи спільно (4.9) й (4.10) отримаємо для радіального напруження

$$\sigma_r = \frac{\alpha E}{2} \left[\frac{1}{r^2} \int r^2 \frac{dT}{dr} dr - T \right] + \frac{C_1}{r^2} + C_2. \quad (4.11)$$

Тут C_1 і C_2 – постійні інтегрування, які визначаються з граничних умов. Знаючи радіальне напруження, окружне можна визначити з рівняння рівноваги (4.9)

$$\sigma_\theta = r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r.$$

Умови, з яких визначаються постійні інтеграції C_1 й C_2 , для суцільного циліндра такі: $C_1 = 0$ – з тієї причини, що рішення повинне залишатися кінцевим при $r = 0$; C_2 визначається з умови рівності нулю радіального напруження на поверхні циліндра $\sigma_r|_{r=R} = 0$.

Після підстановки в (4.11) функції температури (4.6), інтегрування і визначення постійних отримаємо наступні вирази для компонент напруження в разі нагріву нескінченного однорідного циліндра рівномірно розподіленим тепловим потоком

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{Eq\alpha}{\lambda} \left[\frac{R^2 - r^2}{8R} + \frac{2R^2}{r} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_1\left(\frac{\nu_n r}{R}\right)}{\nu_n^3 e^{\frac{a\nu_n^2 t}{R^2}} J_0(\nu_n)} \right] \\ \sigma_\theta &= \frac{Eq\alpha}{\lambda} \left[\frac{R^2 - 3r^2}{8R} - \frac{2R^2}{r} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_1\left(\frac{\nu_n r}{R}\right) - \nu_n J_0\left(\frac{\nu_n r}{R}\right)}{\nu_n^3 e^{\frac{a\nu_n^2 t}{R^2}} J_0(\nu_n)} \right] \end{aligned} \right\}. \quad (4.12)$$

Якщо до вже введених безрозмірних величин додати $\bar{\alpha} = \alpha q R / \lambda$ – безрозмірний коефіцієнт теплового розширення; $\bar{\sigma} = \sigma \lambda / (E \alpha q R) = \sigma / E \bar{\alpha}$ – безрозмірне напруження, то безрозмірні величини радіального і окружного напруження, викликані нагрівом постійним питомим тепловим потоком можна записати в наступному вигляді

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_r &= \frac{1 - \bar{r}^2}{8} + \frac{2}{\bar{r}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_1(v_n \bar{r})}{v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)} \\ \bar{\sigma}_\theta &= \frac{1 - 3\bar{r}^2}{8} - \frac{2}{\bar{r}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_1(v_n \bar{r}) - v_n J_0(v_n \bar{r})}{v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)} \end{aligned} \right\} \quad (4.13)$$

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 оброблення задовольняв умові (4.13), 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 кривизнами. Слідуючи [178] позначимо максимальний за модулем радіус головної кривизни $R'_{кр}$, мінімальний $R''_{кр}$, відповідні ним центри кривизни – та $O'_{кр}$ та $O''_{кр}$ (рис. 4.5). Радіус кривизни вважається позитивним, якщо її центр лежить на внутрішній нормалі до поверхні.

На рис. 4.5 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 щільності 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 [178].

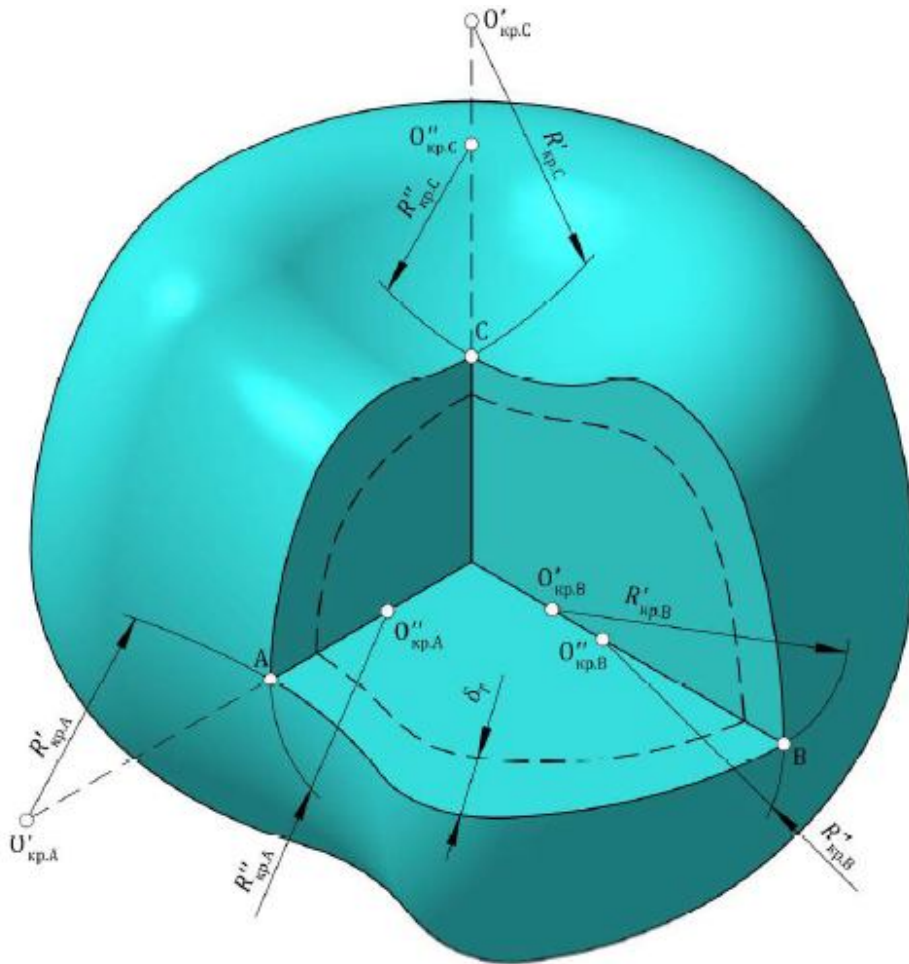


Рисунок 4.5 – Геометрія термічного шару тіла складної форми [178]

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 $R'_{кр} \geq R''_{кр} \square R^*$;
- необмежений циліндр або простір з циліндровим каналом, якщо $R'_{кр} \square R''_{кр} > R^*$;
- 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 $R''_{кр.А}$ [178]. Для сферичної системи координат ситуація є дещо

складнішою, оскільки радіуси головних кривизн можуть мати протилежні знаки (точка А на рис. 4.5), що не дає змоги 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 [178]

$$R_{\text{кр}} = 2 \left(\frac{1}{R'_{\text{кр}}} + \frac{1}{R''_{\text{кр}}} \right)^{-1}.$$

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 піддану ТХО, обмежуватимемося рішеннями для циліндрових областей. Для цього необхідно розглянути випадок, коли коефіцієнт лінійного теплового розширення змінюється за глибиною поверхневого шару. Для спрощення викладення розглядатимемо задачу для циліндра, що складається з двох безперервно сполучених областей (рис. 4.6) та мають різні коефіцієнти теплового розширення $\alpha^1 = \alpha$ і $\alpha^2 = k\alpha$.

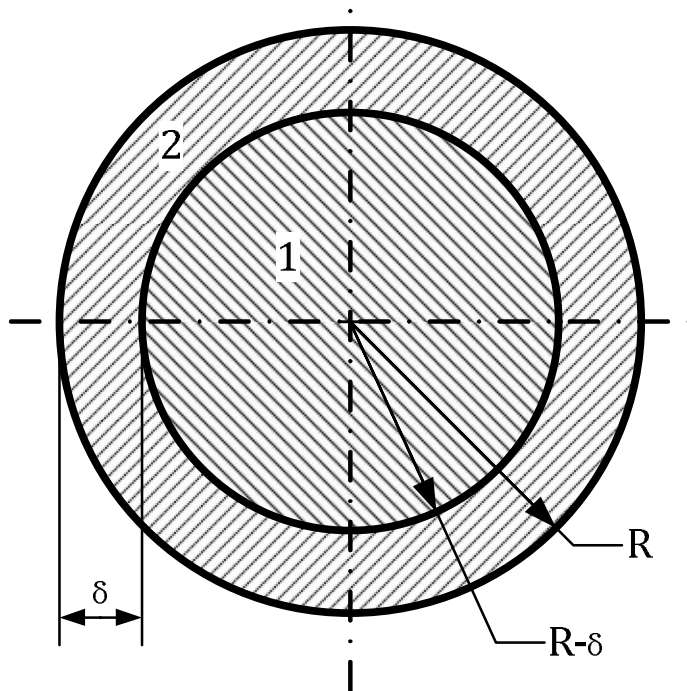


Рисунок 4.6 – Розрахункова область для визначення термонапруження із змінною величиною коефіцієнта лінійного теплового розширення

В такому випадку в (4.11) константи інтегрування C_1^1 , C_2^1 для внутрішнього циліндра та C_1^2 , C_2^2 для зовнішнього визначаються з наступних граничних умов:

- для внутрішнього циліндра $C_1^1 = 0$;
- для зовнішнього циліндра C_2^2 визначається з умови рівності нулю радіально-го напруження на поверхні циліндра $\sigma_r^2|_{r=R} = 0$.
- на лінії стиковки циліндрів радіальне напруження в обох циліндрах однакове $\sigma_r^1|_{r=R-\delta} = \sigma_r^2|_{r=R-\delta}$, а також рівні радіальні переміщення $u_r^1|_{r=R-\delta} = u_r^2|_{r=R-\delta}$, що еквівалентно рівності радіальних деформацій $\varepsilon_r^1|_{r=R-\delta} = \varepsilon_r^2|_{r=R-\delta}$, визначуваних за законом Гука.

Ці дві умови можуть бути використані для визначення констант C_2^1 і C_1^2 . В цьому випадку розмірне і безрозмірне напруження у внутрішньому і зовнішньому циліндрах можна визначити за залежностями [121]

$$\sigma_r^1 = \frac{q\alpha E}{\lambda} \left\{ \frac{(k-1)\delta(2R-\delta) \left((R-\delta)^2 + 8at + 4 \frac{\lambda RT_0}{q} \right) + R^2 (R^2 - r^2)}{8R^3} - \right. \\ \left. -2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{r(k-1)(R-\delta) J_1 \left(\frac{v_n (R-\delta)}{R} \right) - R^2 J_1 \left(\frac{v_n r}{R} \right)}{r v_n^3 e^{\frac{av_n^2 t}{R^2}} J_0(v_n)} \right\}, \quad (4.14)$$

$$-2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{-r(k-1)(R-\delta) J_1 \left(\frac{v_n (R-\delta)}{R} \right) + R^2 J_1 \left(\frac{v_n r}{R} \right) - r R v_n J_1 \left(\frac{v_n r}{R} \right)}{r v_n^3 e^{\frac{av_n^2 t}{R^2}} J_0(v_n)} \right\}, \quad (4.15)$$

$$\sigma_r^2 = \frac{q\alpha E}{\lambda} \left\{ \frac{(R^2 - r^2) \left((k-1)(R-\delta)^2 \left(-(2R-\delta)\delta + 8at + 4 \frac{\lambda RT_0}{q} \right) + r^2 k R^2 \right)}{8R^3 r^2} \right.$$

$$-2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\left(R^2 - r^2 \right) (k-1) (R-\delta) J_1 \left(\frac{v_n (R-\delta)}{R} \right) - k r R^2 J_1 \left(\frac{v_n r}{R} \right)}{r v_n^3 e^{a v_n^2 t / R^2} J_0(v_n)} \left. \right\}, \quad (4.16)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{\theta}^2 = & \frac{q \alpha E}{\lambda} \left\{ \frac{1}{8 R^3 r^2} \left((k-1) (R-\delta)^2 (R^2 + r^2) \times \right. \right. \\ & \times \left. \left((2R-\delta) \delta - 8at - 4 \frac{\lambda R T_0}{q} \right) + k R^2 (R^2 - 3r^2) \right) - \\ & \left. -2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{-(k-1) (R-\delta) (R^2 + r^2) J_1 \left(\frac{v_n (R-\delta)}{R} \right) + k J_1 v_n r^2 (R - r v_n)}{r v_n^3 e^{a v_n^2 t / R^2} J_0(v_n)} \right\}, \quad (4.17) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_r^1 = & \frac{1}{8} \left(1 - \bar{r}^2 - \bar{\delta} (\bar{\delta} - 2) (k-1) \left((1 - \bar{\delta})^2 + 8\bar{t} + 4\bar{T}_0 \right) \right) + \\ & + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\bar{r} (k-1) (1 - \bar{\delta}) J_1(v_n (1 - \bar{\delta})) + J_1(v_n \bar{r})}{\bar{r} v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}, \quad (4.18) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{\theta}^1 = & \frac{1}{8} \left(1 - 3\bar{r}^2 - \bar{\delta} (\bar{\delta} - 2) (k-1) \left((1 - \bar{\delta})^2 + 8\bar{t} + 4\bar{T}_0 \right) \right) + \\ & + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\bar{r} (k-1) (1 - \bar{\delta}) J_1(v_n (1 - \bar{\delta})) + v_n \bar{r} J_0(v_n \bar{r}) + J_1(v_n \bar{r})}{\bar{r} v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}, \quad (4.19) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_r^2 = & \frac{1}{8 \bar{r}^2} \left(1 - \bar{r}^2 \right) \left((k-1) (1 - \bar{\delta})^2 \left((1 - \bar{\delta})^2 + 8\bar{t} + 4\bar{T}_0 \right) + k \bar{r}^2 \right) - \\ & - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\left(1 - \bar{r}^2 \right) (k-1) (1 - \bar{\delta}) J_1(v_n (1 - \bar{\delta})) - k \bar{r} J_1(v_n \bar{r})}{\bar{r}^2 v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}, \quad (4.20) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{\theta}^2 = & \frac{1}{8 \bar{r}^2} \left((k-1) (1 + \bar{r}^2) (1 - \bar{\delta})^2 \left(1 - (1 - \bar{\delta})^2 - 8\bar{t} + 4\bar{T}_0 \right) - k \bar{r}^2 (3\bar{r}^2 - 1) \right) + \\ & + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\left(1 + \bar{r}^2 \right) (k-1) (1 - \bar{\delta}) J_1(v_n (1 - \bar{\delta})) - k \bar{r} J_1(v_n \bar{r}) - v_n \bar{r} J_0(v_n \bar{r})}{\bar{r}^2 v_n^3 e^{v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}. \quad (4.21) \end{aligned}$$

У циліндрі з різними коефіцієнтами теплового розширення напруження можуть виникати навіть без додатка теплового потоку, а лише при зміні температури всього циліндра. У формулах (4.14)–(4.19) вважається, що при нульовій температурі напруження відсутні. При рівномірному нагріві до температури T_0 напруження визначатимуться за формулами

$$\sigma_r^1 = \sigma_\theta^1 = \frac{E\alpha T_0 (k-1)\delta(2R-\delta)}{2R^2}, \quad \sigma_r^2 = \frac{E\alpha T_0 (k-1)(R-\delta)^2 (R^2 - r^2)}{2r^2 R^2},$$

$$\sigma_\theta^2 = \frac{E\alpha T_0 (k-1)(R-\delta)^2 (R^2 + r^2)}{2r^2 R^2}. \quad (4.22)$$

Якщо їх величина істотна, то їх необхідно додати до напружень, які викликані тепловим розширенням від теплового потоку, що прикладається. Типова картина розподілу цього напруження наведена на рис. 4.7. 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.

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. Таким чином ігнорувати цей чинник при розрахунках НДС при термоімпульсному обробленні не можна.

Графіки, наведені на рис. 4.7 побудовані при наступних значеннях величин $R = 0,035$ м, $\lambda = 24,3$ Вт/мК, $c = 483$ Дж/кгК, $\rho = 7750$ кг/м³, $a = 6,49 \cdot 10^{-6}$ ВтК/м², $E = 2,04 \cdot 10^{11}$ Па, $\alpha = 0,0000134$ 1/К, $k = 2$ при питомому тепловому потоці $q = 2 \cdot 10^7$ Вт/м² з 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 недопустима за умовами оброблення, слід зменшувати час оброблення, збільшуючи тепловий потік.

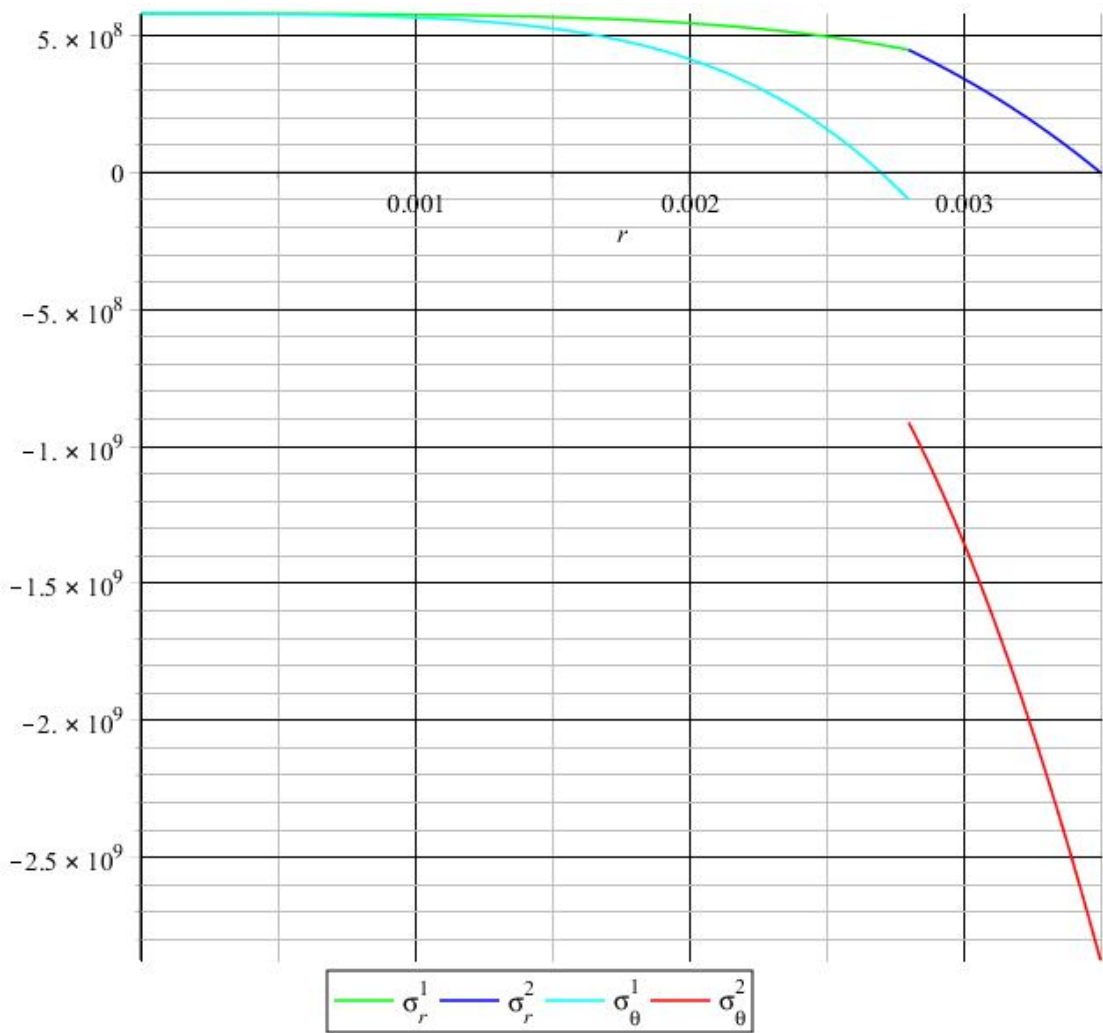


Рисунок 4.7 – Типовий розподіл компонент напружень для безконечного циліндра з величиною α , що ступінчасте змінюється

Максимальними при нагріві циліндра рівномірно розподіленим тепловим потоком є широтні напруження на поверхні. Для однорідного циліндра вони визначаються виразами

$$\sigma_{\max} = -\frac{RE\alpha q}{4\lambda} \left(1 - 8 \sum_{n=1}^N \frac{e^{-\frac{av_n^2 t}{R^2}}}{v_n^2} \right),$$

$$\bar{\sigma}_{\max} = -\frac{1}{4} + 2 \sum_{n=1}^N \frac{e^{-v_n^2 \bar{t}}}{v_n^2}. \quad (4.23)$$

Для циліндра з коефіцієнтом теплового розширення, що ступінчасте змінюється

$$\begin{aligned} \sigma_{\max} = & \frac{q\alpha E}{\lambda} \left\{ \frac{1}{4R^3} \left((k-1)(R-\delta)^2 \left((2R-\delta)\delta - 8at - 4\frac{\lambda RT_0}{q} \right) - kR^4 \right) + \right. \\ & \left. + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{kRv_n J_0(v_n) + 2(k-1)(R-\delta) J_1\left(v_n \left(1 - \frac{\delta}{R}\right)\right)}{v_n^3 e^{\frac{av_n^2 t}{R^2}} J_0(v_n)} \right\}, \\ \bar{\sigma}_{\max} = & \frac{1}{4} \left((k-1)(1-\bar{\delta})^2 \left(\left(1 - (1-\bar{\delta})^2\right) - 8\bar{t} - 4\bar{T}_0 \right) - k \right) + \\ & + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{k v_n J_0(v_n) + 2(k-1)(1-\bar{\delta}) J_1(v_n(1-\bar{\delta}))}{v_n^3 e^{-v_n^2 \bar{t}} J_0(v_n)}. \end{aligned} \quad (4.24)$$

Вираз (4.23) можна апроксимувати залежністю

$$\bar{\sigma}_{\max} = \begin{cases} -1,1265\sqrt{\bar{t}} + 1,455\bar{t} - 0,7542\bar{t}^2, & \bar{t} < 0,3, \\ -0,25, & \bar{t} \geq 0,3. \end{cases} \quad (4.25)$$

Похибка такої апроксимації не перевищує 0,8 % у всьому діапазоні зміни безрозмірного часу.

Простішу апроксимацію можна представити так

$$\bar{\sigma}_{\max} = \begin{cases} -1,0868\sqrt{\bar{t}} + 1,22\bar{t}, & \bar{t} < 0,22, \\ -0,25, & \bar{t} \geq 0,22; \end{cases} \quad (4.26)$$

але тут похибка може досягати 3 %.

Графіки зміни точного і наближених значень напружень від часу представлені на рис. 4.8.

У разі, коли циліндр має змінний коефіцієнт теплового розширення максимальне напруження (4.24) 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. Як видно з рис. 4.9 це призводить до неістотного завищення напруження, а формула (4.24) набирає вигляду

$$\bar{\sigma}_{\max} = \left(2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-v_n^2 \bar{t}}}{v_n^2} - \bar{T}_0 - 2\bar{t} - \frac{1}{4} \right) k + \bar{T}_0 + 2\bar{t}. \quad (4.27)$$

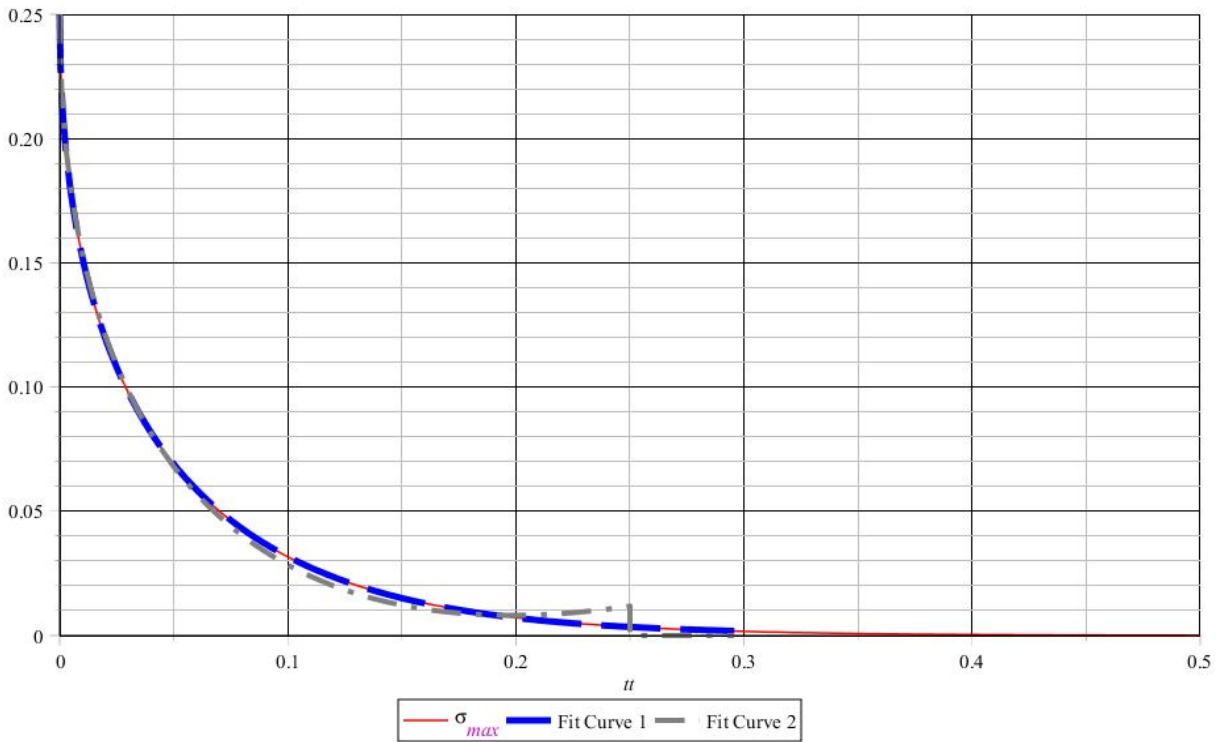


Рисунок 4.8 – Змінення точного (4.23) і наближених (4.25), (4.26) значень безрозмірного напруження за часом

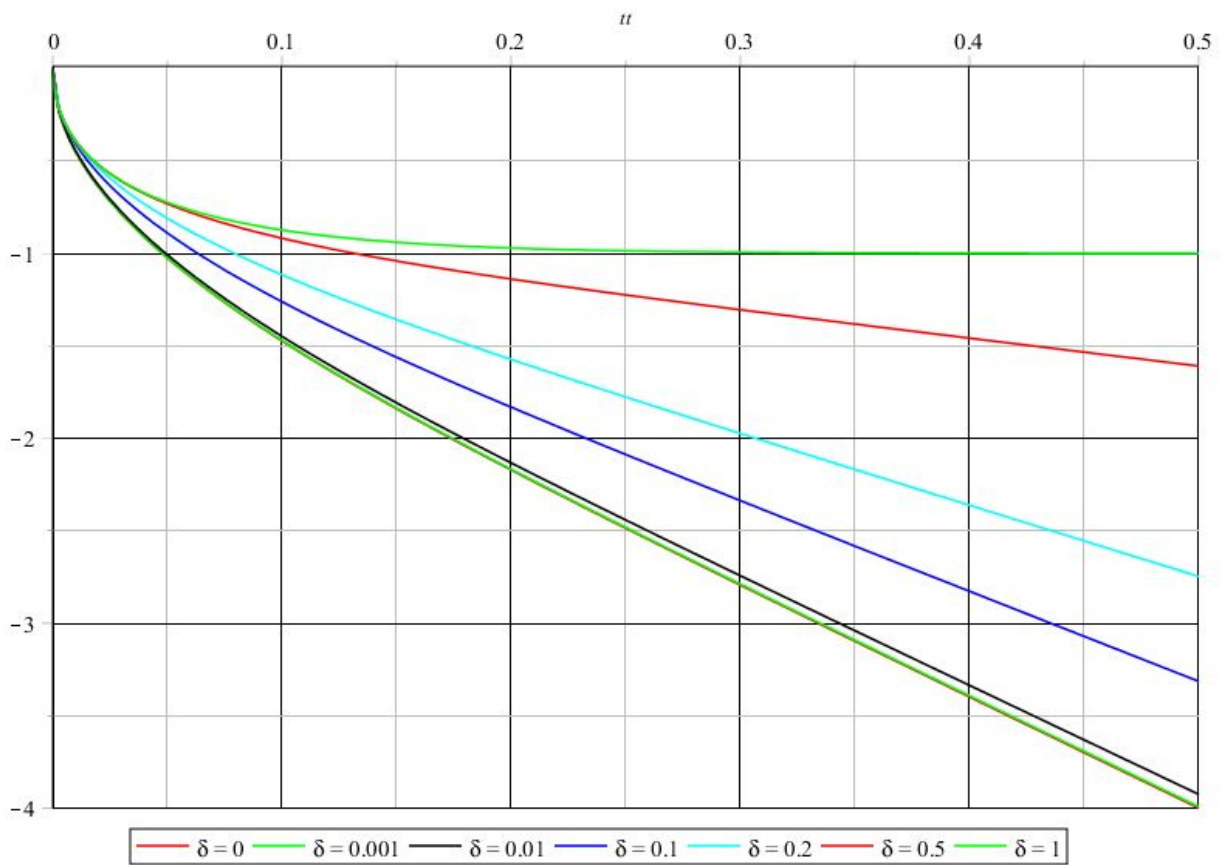


Рисунок 4.9 – Змінення значень напружень від товщини зовнішнього шару

Приблизно цю формулу можна представити у вигляді:

$$\bar{\sigma}_{\max} = \begin{cases} \left((-\bar{T}_0 - 0,54461\bar{t} - 0,75425\bar{t}^2 - 1,1265\sqrt{\bar{t}})k + \bar{T}_0 + 2\bar{t}, & \bar{t} < 0,3, \\ -(\bar{T}_0 + 2\bar{t})(k-1) - 0,25k, & \bar{t} \geq 0,3, \end{cases} \quad (4.28)$$

або більш простому

$$\bar{\sigma}_{\max} = \begin{cases} \left((-\bar{T}_0 - 0,77903\bar{t} - 1,0868\sqrt{\bar{t}})k + \bar{T}_0 + 2\bar{t}, & \bar{t} < 0,22, \\ -(\bar{T}_0 + 2\bar{t})(k-1) - 0,25k, & \bar{t} \geq 0,22. \end{cases} \quad (4.29)$$

У всьому діапазоні зміни безрозмірного часу \bar{t} і параметра k похибка апроксимації за залежністю (4.28) не перевищує 0.8 %, а у випадку (5.29) може досягати 3 %. Графіки зміни точного і наближених значень напруження від часу для різних k представлені на рис. 4.10.

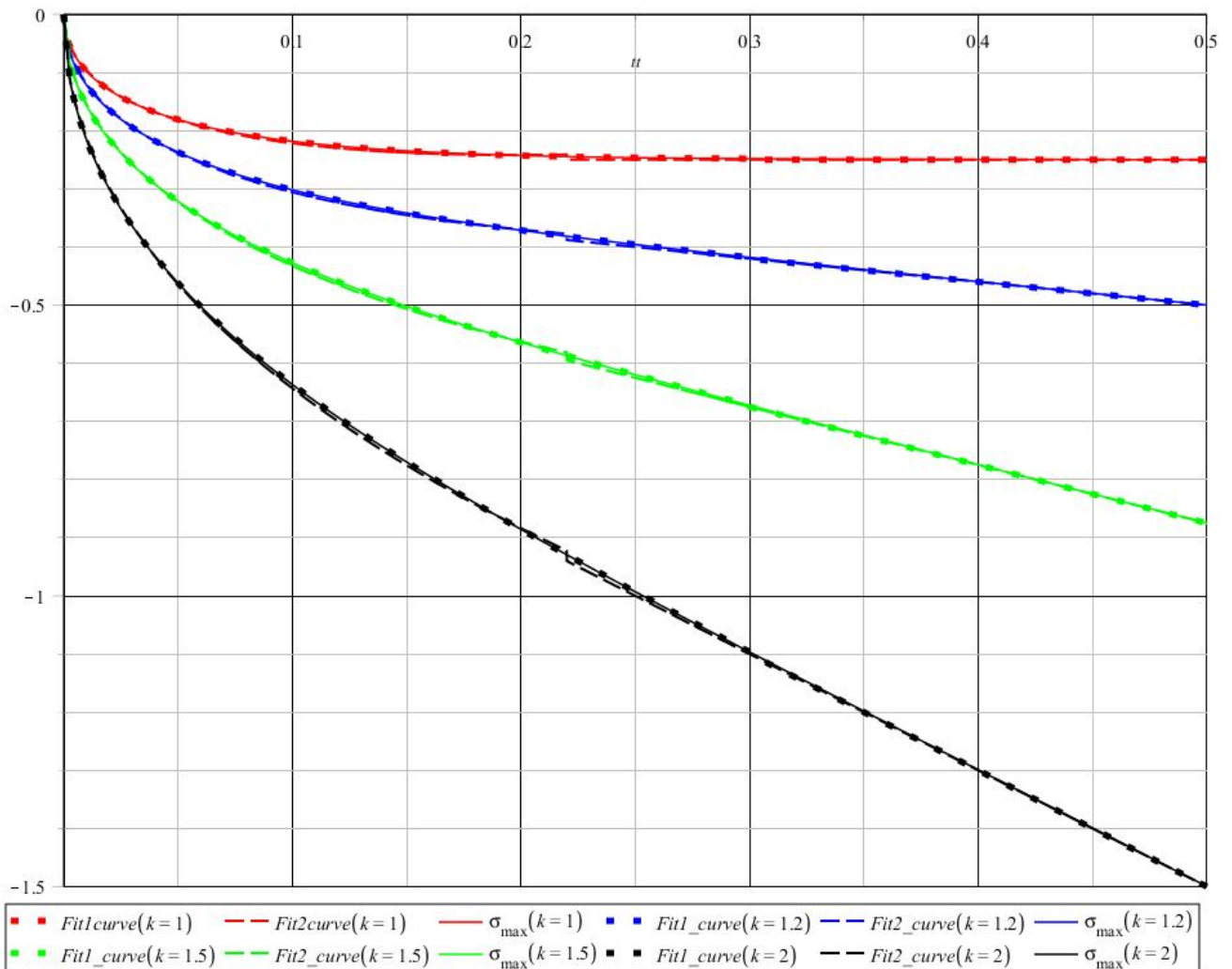


Рисунок 4.10 – Змінення точного (4.27) і наближених (4.28), (4.29) значень напружень за часом

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_m^∂ за моделлю Джонсона-Кука.

Тоді час оброблення для суцільного циліндра можна визначити як

$$\bar{t} < 0,39616 + 0,81902\bar{\sigma}_m^\partial - \sqrt{0,615694 + 0,64893\bar{\sigma}_m^\partial}. \quad (4.30)$$

А для циліндра з тонким зовнішнім шаром, що має відмінний коефіцієнт теплового розширення за залежністю

$$t < \frac{R^2}{a} \left\{ \begin{array}{l} \frac{-1,0868k + \sqrt{(-3,1161k + 8) \left(\frac{(k-1)T_0}{qr} + \frac{\sigma_m^\partial \lambda}{E\alpha q R} \right) + 1,1812k^2}}{-1,5581k + 4}, \\ -\left(\frac{T_0}{qr} + 0,44 \right) (k-1) - \frac{k}{4} < \frac{\sigma_m^\partial \lambda}{E\alpha q R} \leq 0, \\ -\frac{T_0}{2qr} - \frac{1}{8(k-1)} \left(k + 4 \frac{\sigma_m^\partial \lambda}{E\alpha q R} \right), \quad -\left(\frac{T_0}{qr} + 0,44 \right) (k-1) - \frac{k}{4} \geq \frac{\sigma_m^\partial \lambda}{E\alpha q R}. \end{array} \right. \quad (4.31)$$

Вирази (4.30), (4.31) можуть бути використані як обмеження у випадку якщо технічними вимогами встановлюється відсутність залишкових деформацій в поверхневому шарі після термоімпульсного оброблення. Вони отримані для випадку, коли оброблювані деталі мають циліндрову форму. Для деталей типу золотників для уточнення ефектів збільшення напружень в кромках замість σ_m^∂ в (4.30), (4.31) слід підставляти величину $\sigma_m^\partial / k_\sigma$, 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.

4.2 Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного зачищення за умови відсутності поверхневих руйнувань

Результати попереднього розділу можуть бути використані для формулювання міцнісних обмежень у випадку, якщо згідно з технічними умовами виникнення залишкових деформацій в поверхневому шарі недопустиме. Така умова є досить жорсткою і може висуватися в разі оброблення деталей, для яких важливою є вимога забезпечення розмірної стабільності в ході експлуатації. У більшості випадків обмеження режимів оброблення пов'язані з відсутністю мікротріщин у поверхневому шарі.

У дисертаційній роботі А. Я. Колодко [110] проведено аналіз уявлень про механізм руйнування твердих тіл при поверхневому нагріві. Вивчення відомих досліджень показало, що висновки їх авторів про причини руйнування при нерівномірному поверхневому нагріві істотно розрізняються і можуть бути зведені до трьох гіпотез:

- руйнування починається з поверхні, що нагрівається, згідно з теоріями міцності Кулона-Мора, по нормальному стискувачому або максимальному дотичному напруженні;
- руйнування починається всередині тіла за рахунок дії нормального розтягнення;
- руйнування починається за рахунок розтягнення, а на завершальному етапі відбувається втрата стійкості стиснутого поверхневого шару.

Дані експериментів, на яких базувалися дані гіпотези були суперечливими і в тій чи іншій мірі давали змогу знайти аргументи на користь правильності кожній з них. Така різноманітність результатів свідчить про те, що характер руйнування при поверхневому нагріві пов'язаний з характеристиками матеріалу, що нагрівається.

Останнім часом з'явилися роботи, в яких показано, що до таких характеристик мають бути віднесені не лише табличні значення механічних властивостей, але і специфічні характеристики поверхневого шару деталі, що нагрівається. Так, наприклад, в роботі [151] із застосуванням новітніх досліджень за допомогою атомно-силової, скануючої тунельної мікроскопії показано, що поверхневий шар твердого тіла повинен класифікуватися як особливий стан речовини.

Автори роботи вказують, що характерними особливостями кристалічної структури поверхневого шару істотно відрізняються від основного металу. Ослаблення в поверхневому шарі міжатомної взаємодії призводить до того, що його зсувна стійкість виявляється нижчою, ніж в основного металу, що приводить до інтенсивного розвитку пластичної течії. Несумісність деформації поверхневого і внутрішніх шарів обумовлює виникнення при їх сполученні ефекту гофрування, який проходить три стадії розвитку.

У початковій стадії в тонкому поверхневому шарі виникає стохастичне розподілене гофрування на мікрмасштабному рівні. На другій стадії формується стаціонарне гофрування, а на завершальній поверхневий шар згинається як ціле подібно до втрати стійкості при одноосному стискуванні. У зоні максимального вигину поверхневого шару виникає макроконцентратор напруження, який призводить до руйнування.

В роботі [9] були зроблені розрахунки напружень для випадку термічної дії на інтерфейсі поверхневого основного шару кристалу. Розрахунки вироблялися для одновимірної межі розділу. Результати розрахунків показали, що в поверхневому шарі виникає змінність зон стискання і розтягування, а період їх зміни залежить від товщини поверхневого шару.

Проте вказані підходи не враховують того, що при термоімпульсному обробленні в поверхневому шарі виникає складний напружено-деформований стан. У таких випадках для визначення можливості руйнування металу як критерій руйнування доцільно використовувати функцію – міру використання ресурсу пластичності [109]. Цей підхід був використаний в роботі О. В. Шипуль [189].

Аналітичне визначення міри використання ресурсу пластичності при певній схемі напруженого стану матеріалу як відношення значення накопиченої деформації в точці об'єму, що деформується, до значення граничної деформації, яка передуює руйнуванню заготовки у відповідний момент часу є рішенням задачі аналізу граничного формозмінення.

Відповідно до теорії В. Л. Колмогорова здатність тіла витримувати необхідне формозмінення без руйнування оцінюється за допомогою параметра

$$\Psi(\Omega) = \frac{\varepsilon_i(\Omega, t, \Pi_\sigma)}{\varepsilon_p(\Pi_\sigma)}, \quad (4.32)$$

де $\varepsilon_i = \int_0^t d\varepsilon_i$ – накопичена в точці інтенсивність пластичної деформації; ε_p – гранична деформація, яку здатний витримати матеріал; t – час процесу; Ω – об'єм металу, що деформується; Π_σ – показник схеми напруженого стану.

Для оцінки можливості поверхневого руйнування при термоімпульсному обробленні з урахуванням технологічної спадковості необхідно застосовувати теорію деформованості [170], що базується на припущенні про існування єдиної при певній температурі і для різних напружених станів діаграми пластичності сплаву – залежності граничної характеристики матеріалу заготовки ε_p , від показника схеми напружено-деформованого стану. Як показник схеми напружено-деформованого стану в кожній точці тіла з області Ω прийнята величина $\Pi_\sigma(\Omega)$, визначувана відношенням

$$\Pi_\sigma(\Omega) = \frac{I_1(T_\sigma(\Omega))}{\sqrt{3I_2(D_\sigma(\Omega))}} = \frac{\sigma_1(\Omega) + \sigma_2(\Omega) + \sigma_3(\Omega)}{\sigma_i(\Omega)},$$

тут $I_1(T_\sigma)$ – перший інваріант тензора напружень, що є гідростатичним тиском, що робить істотний вплив на пластичність; $I_2(D_\sigma)$ – другий інваріант девіатора напружень, що враховує інтенсивність дотичного напруження, що визначає пластичний перебіг матеріалу.

Умова руйнування в кожній точці тіла може бути представлене у вигляді рівності $\varepsilon_i(\Omega, t, \Pi_\sigma) = \varepsilon_p(\Pi_\sigma)$, або з урахуванням співвідношення (4.32) у вигляді

$$\Psi(\Omega) = 1. \quad (4.33)$$

Для використання умови (4.33) для оцінки можливості поверхневого руйнування при термоімпульсному обробленні необхідно мати дані про міру використання ресурсу пластичності на попередніх технологічних операціях виготовлення деталі. Так, наприклад, при виготовленні вже згадуваних золотників характерними операціями, передуючими фінішному термоімпульсному обробленню кромek є: гартування, відпускання, оброблення холодом і шліфування.

При цьому стан поверхневого шару деталі визначають наступні види напружень: термічне напруження, що виникає при термообробленні; напруження, що викликається фазово-структурними перетвореннями в поверхневому шарі; напруження в результаті наклепу поверхневого шару [125].

Величини напружень, що виникають в результаті такого оброблення можуть бути вельми істотними і викликати, у тому числі, появу поверхневих тріщин після виконання операцій шліфування. При виготовленні заготовок для корпусів особливо відповідальних деталей літальних апаратів (ЛА) методами об'ємного штампування стан металу також може бути достатньо близьким до граничного. На рис. 4.11 приведені шляхи деформації точок з найбільшими значеннями $\Psi(\Omega)$, отриманими в [189] при порівнянні різних варіантів виготовлення фланця з алюмінієвого сплаву. З аналізу подібного роду даних виходить, що спроба максимального використання ресурсу пластичності матеріалу при виготовленні заготовок методом об'ємного штампування може призвести до ситуації, коли поверхневі шари знаходяться в стані близькому до умови руйнування (4.33).

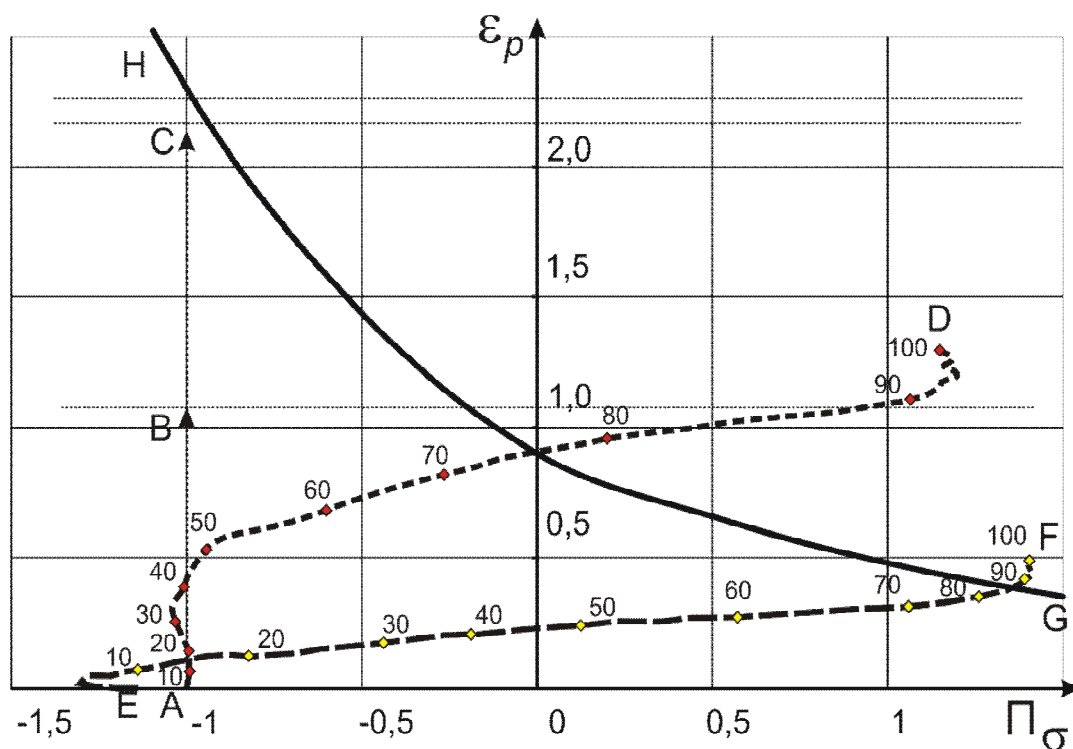


Рисунок 4.11 – Діаграма пластичності сплаву АК4-1 (HG) і шляхи деформації точок з областей руйнування поковок фланець, отриманих поперечним (AD) і комбінованим (EF) видавлюванням

Подальше механічне оброблення (фрезерування, свердління і тому подібне) призводить до додаткових пластичних деформацій поверхневого шару. Напруження і деформації, що виникають при механообробленні можуть бути розраховані за численними напівемпіричними методиками, що враховують параметри процесів різання, вживані інструменти і інші параметри технологічного процесу [103, 125 та інш.].

Таким чином, для того, щоб використовувати умову вичерпання ресурсу пластичності при призначенні режимів термоімпульсного оброблення необхідно для кожного попереднього етапу технологічного процесу:

- визначити напружений стан металу (головні напруження і інтенсивність напружень);
- обчислити показник схеми напруженого стану (Π_{σ});
- визначити інтенсивність деформацій $\varepsilon_i(\Omega, t, \Pi_{\sigma})$;
- по наявній діаграмі пластичності матеріалу деталі визначити міру використання ресурсу пластичності $\Psi(\Omega)_{\max}$.

На кожному з подальших етапів виготовлення деталі, пов'язаною з пластичною деформацією поверхневого шару повинен розраховуватися шлях деформації точки, для якої на попередньому етапі досягнуте значення $\Psi(\Omega)_{\max}$. Тоді розрахунок міцнісних обмежень для термоімпульсного оброблення виконуватиметься для точок поверхневого шару з максимальним значенням використання ресурсу пластичності за весь шлях виготовлення деталі.

В цьому випадку повинні оцінюватися виключно пластичні складові напружень і деформацій. Це можливо лише при використанні числового моделювання в середовищі пакетів МСЕ з урахуванням впливу швидкості деформації і температури на механічні характеристики матеріалу деталі. Гранично допустимі режими в цьому випадку визначається точкою перетину траєкторії деформації частки металу в небезпечній зоні з діаграмою граничної пластичності сплаву в системі координат $(\varepsilon - \Pi_{\sigma})$ (крива GH рис. 4.11).

4.3 Міцнісні обмеження режимів термоімпульсного оброблення деталей з дефектами структури

Фасонні виливки з алюмінієвих, магнієвих і титанових сплавів завдяки своїм масовим характеристикам 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 [138]. 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, міцності, відносне подовження виливків, і в залежності від необхідних механічних властивостей може розглядатися як дефект або допустима несутцільність [138]. Стандартами, що діють в авіаційній промисловості, встановлено п'ять балів пористості для алюмінієвих сплавів [148, 149]. Оцінка пористості виливків (тобто кількість і розміри пор) проводиться в умовних балах при вивченні рентгенівських плівок, експонованих за допомогою рентгенівського просвічування при накладенні на них вирізаних з деталі-представника темплетів.

Аналогічні дефекти структури характерні для деталей, спечених з порошків і для такого напряму прецизійного виробництва, що бурхливо розвивається, як адитивні технології. 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 % [150].

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

$$\max(K_I, K_{II}, K_{III}) = K_c, \quad (4.34)$$

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

$$J < J_{Ic}, \quad (4.35)$$

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 (4.35) – експериментально визначається гранична величина J -інтеграла, яка називається пружно-пластичною в'язкістю руйнування.

Формулювання (4.35) 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.

Формулювання (4.35) забезпечує виконання умови, при якій тріщина не ініціюється. Таким чином, її слід використовувати у випадках, коли технічними вимога-

ми виключається утворення мікротріщин на поверхні деталі.

Як приклад вживання описаного підходу в роботі [87], проведено оцінку дотримання умов міцності (4.34), (4.35) для корпусу авіаційного агрегату з алюмінієвого сплаву АЛ9. Розрахунки виконувалися для величин питомого теплового потоку і часу оброблення, характерних для термоімпульсного устаткування.

Рис. 4.12–4.17 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.

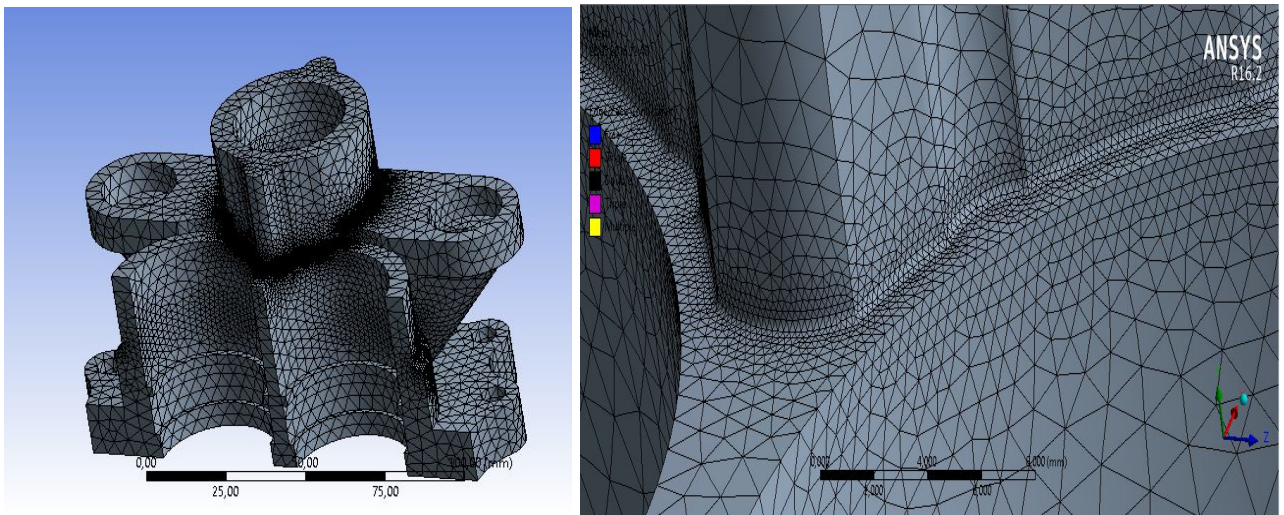


Рисунок 4.12 – Побудова розрахункової сітки скінченних елементів

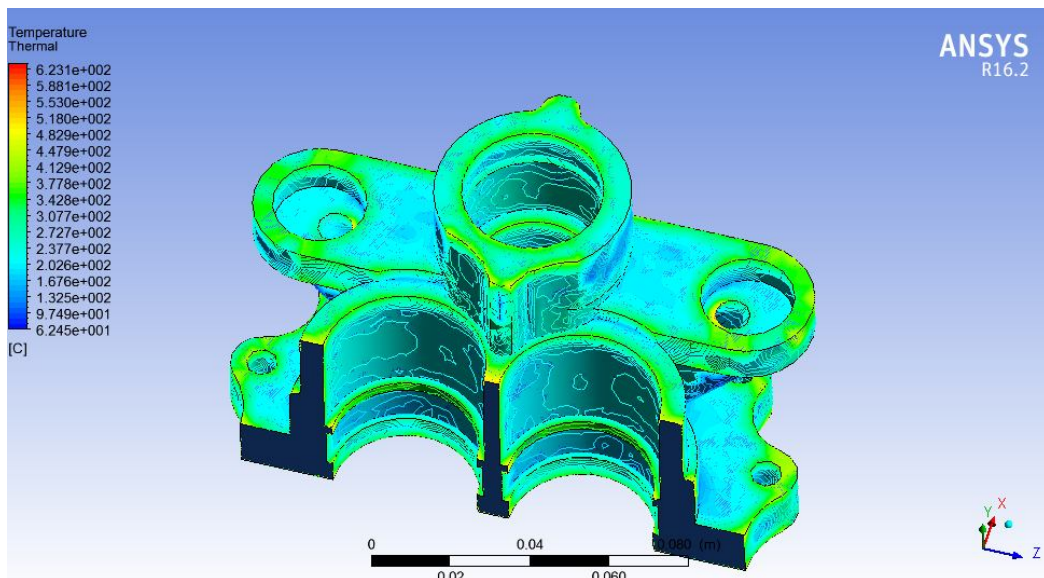


Рисунок 4.13 – Розподіл температур у момент закінчення нагріву

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 (4.34), (4.35).

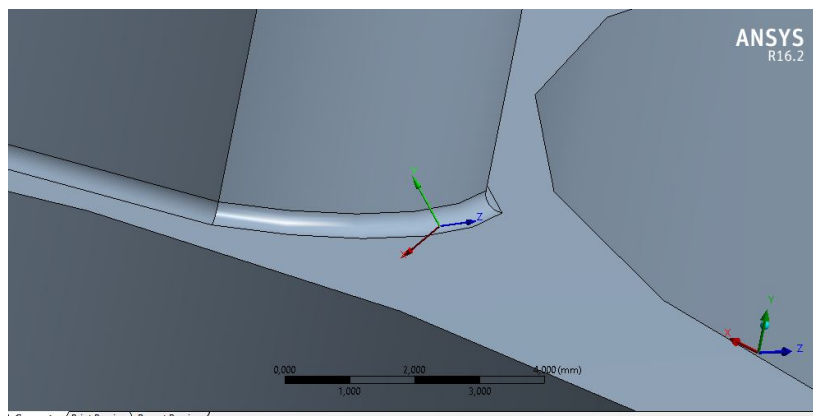


Рисунок 4.14 – Локальна система координат для побудови поверхневого дефекту

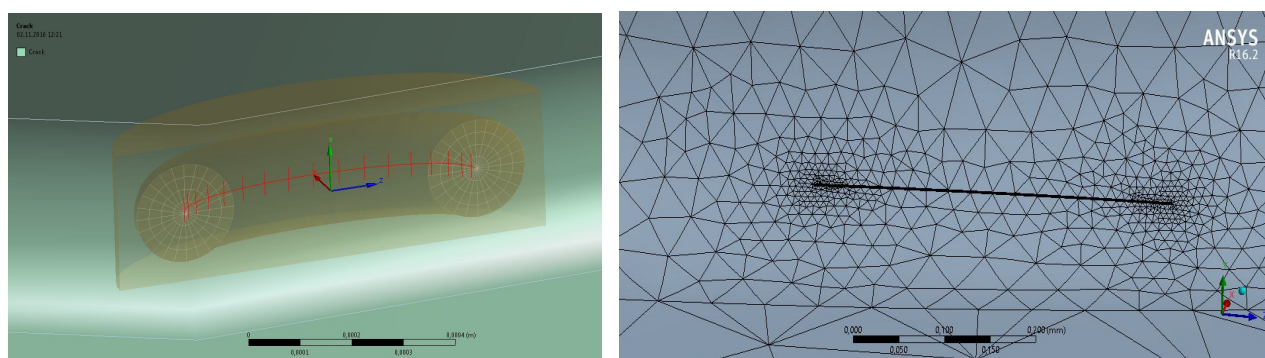


Рисунок 4.15 – Побудова розрахункової сітки в зоні структурного дефекту

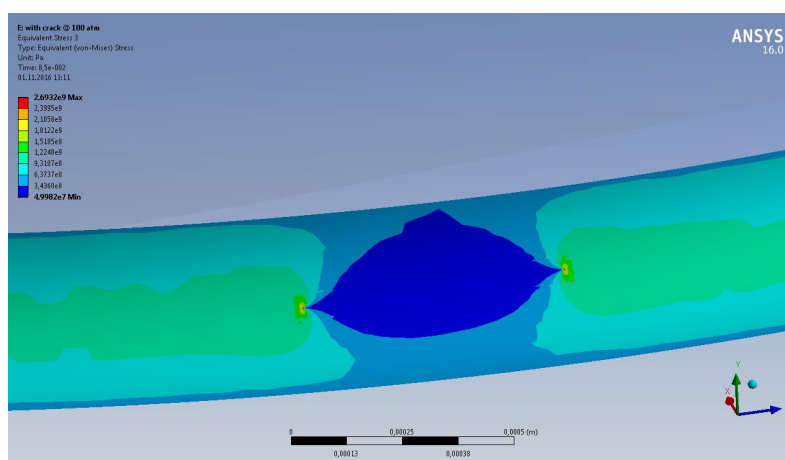


Рисунок 4.16 – Поле еквівалентного напруження в зоні розташування поверхневого дефекту

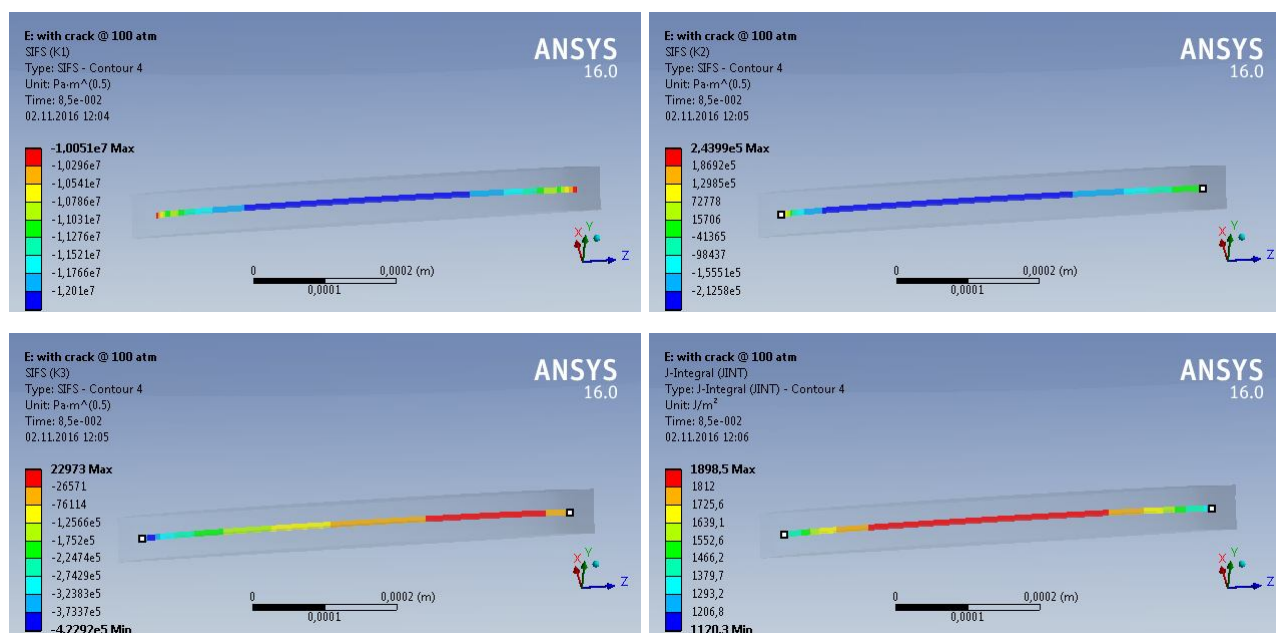


Рисунок 4.17 – Розподіл коефіцієнтів інтенсивності напружень K_I , K_{II} , K_{III} і J -інтеграла уздовж контуру поверхневого дефекту

Перерахунок напруженого стану для деталі з введеною тріщиною показує, що її наявність в шарі матеріалу приводить до істотного зростання еквівалентних напружень і їх концентрації у вершинах тріщини (рис. 4.16). Пікові значення еквівалентних напружень локалізовані в радіусі 0,03 мм. Як випливає з результатів проведеного моделювання максимальне значення коефіцієнта інтенсивності K_I досягається у вершині тріщини і складає $1,201 \cdot 10^7$ Па·м^{1/2}.

Критичний коефіцієнт інтенсивності напружень алюмінієвого ливарного сплаву АЛ9 для випадку нормального відриву дорівнює $(1,2 \dots 2,0) \cdot 10^7$ Па·м^{1/2}. Тобто максимальне значення коефіцієнта інтенсивності напружень для дослідженої деталі з поверхневим дефектом перевищило нижню оцінку критичного значення коефіцієнта інтенсивності напружень матеріалу. 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 натурного експерименту по обробленні корпусу. На рис. 4.18 наведено фотографії корпусної деталі агрегату після видалення задирок на підприємстві-виробнику. 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 4.18 – Корпус агрегату після ТЕМ оброблення

4.4 Алгоритм призначення режимів термоімпульсного оброблення з урахуванням міцнісних обмежень

З врахуванням отриманих результатів укрупнений алгоритм призначення технологічних параметрів термоімпульсного оброблення можна представити в наступному вигляді (рис. 4.19). Вихідними даними для розрахунку режимів є декілька джерел інформації [155]:

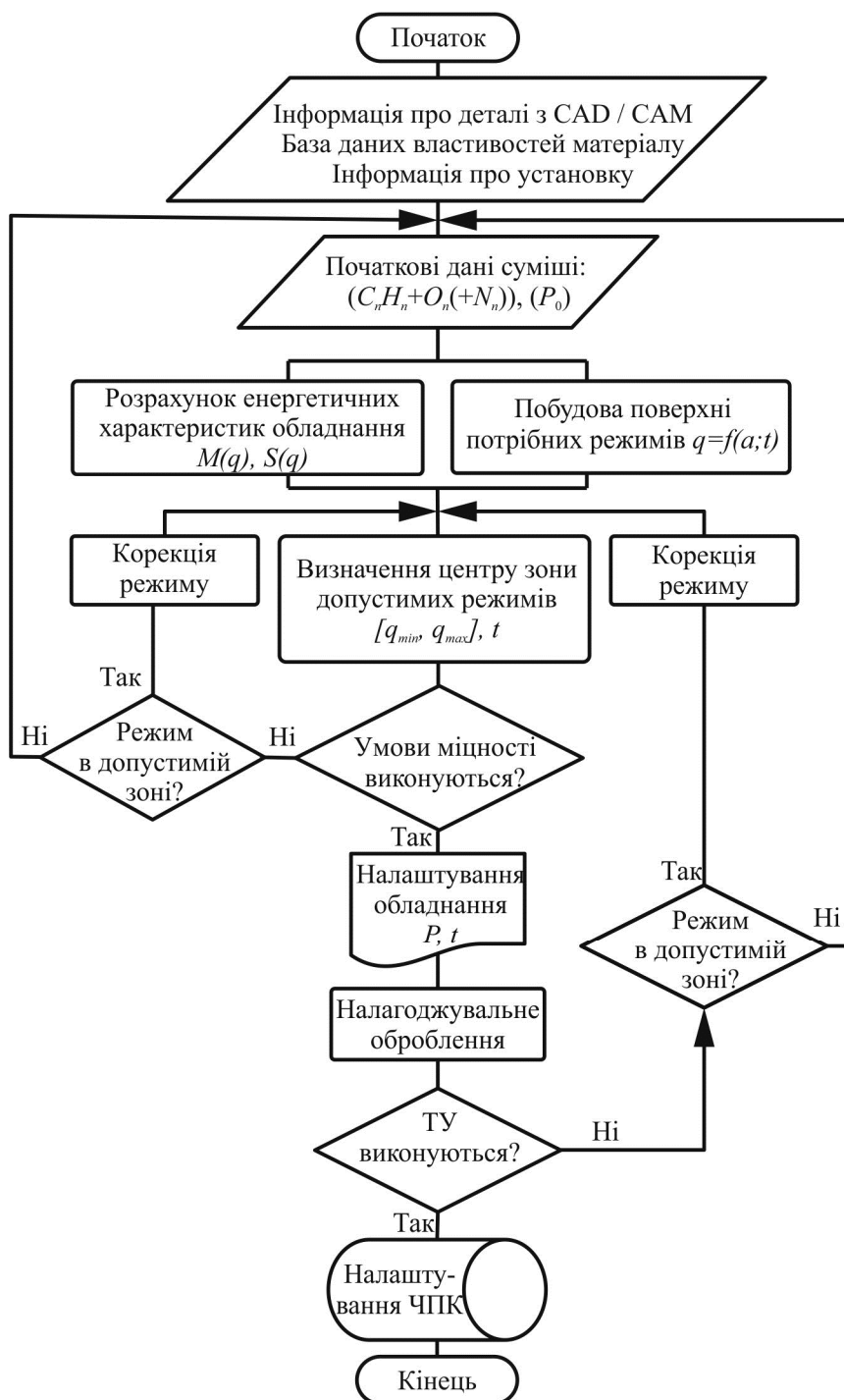


Рисунок 4.19 – Укрупнена блок-схема автоматизованого призначення режимів термоімпульсного оброблення

- 1) інформація про деталь з системи CAD і креслень
 - об'єм деталі V_{∂} , площа поверхні S_{∂} , 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);

2) інформація про деталь з системи САМ

- довжина, товщина і радіус кореня задирки l_3, h_3, r_3 ;
- пластичне напруження на попередніх технологічних операціях $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$;
- інтенсивність пластичних деформацій на попередніх технологічних операціях $\varepsilon_i(\Omega, t, \Pi_\sigma)$;

3) інформація про устаткування і оснащення з системи САД

- об'єм камери і оснащення V_∂, V_o площа поверхні камери і оснащення S_∂, 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 $\varepsilon_p(\Pi_\sigma), K_c, J_{Ic}$.

З використанням даної інформації розраховуються енергетичні характеристики устаткування для довільно обраного в робочому діапазоні початкового тиску суміші; визначається діапазон робочих режимів, в якому може бути забезпечене значення кваліметричного показника кромки.

Для режиму, відповідного середині певного діапазону виробляється перевірка за міцнісними обмеженнями згідно технічним вимогам на оброблення. У випадку, якщо умова міцності не виконується, робиться корекція режимів усередині робочого діапазону. При виконанні міцнісних обмежень проводиться налагоджувальне оброблення деталі. Якщо кваліметричні характеристики кромки після оброблення відповідають технічним умовам, режим заноситься в пам'ять системи ЧПК термоімпульсного устаткування. В іншому випадку робиться додаткова корекція по початковому тиску суміші і часу оброблення. При виході параметрів за межі встановленого робочого діапазону робиться корекція складу паливної суміші. Таким чином, згідно із запропонованим алгоритмом налаштування режимів є автоматизованим і потребує

проведення мінімального об'єму налагоджувальних експериментів для остаточного налаштування ЧПК термоімпульсної установки. Така побудова алгоритму пов'язана з наявною невизначеністю характеристик матеріалу деталі, пов'язаною з їх випадковим відхиленням від довідкових величин, які застосовуються для побудови поверхні режимів (рис. 4.20).

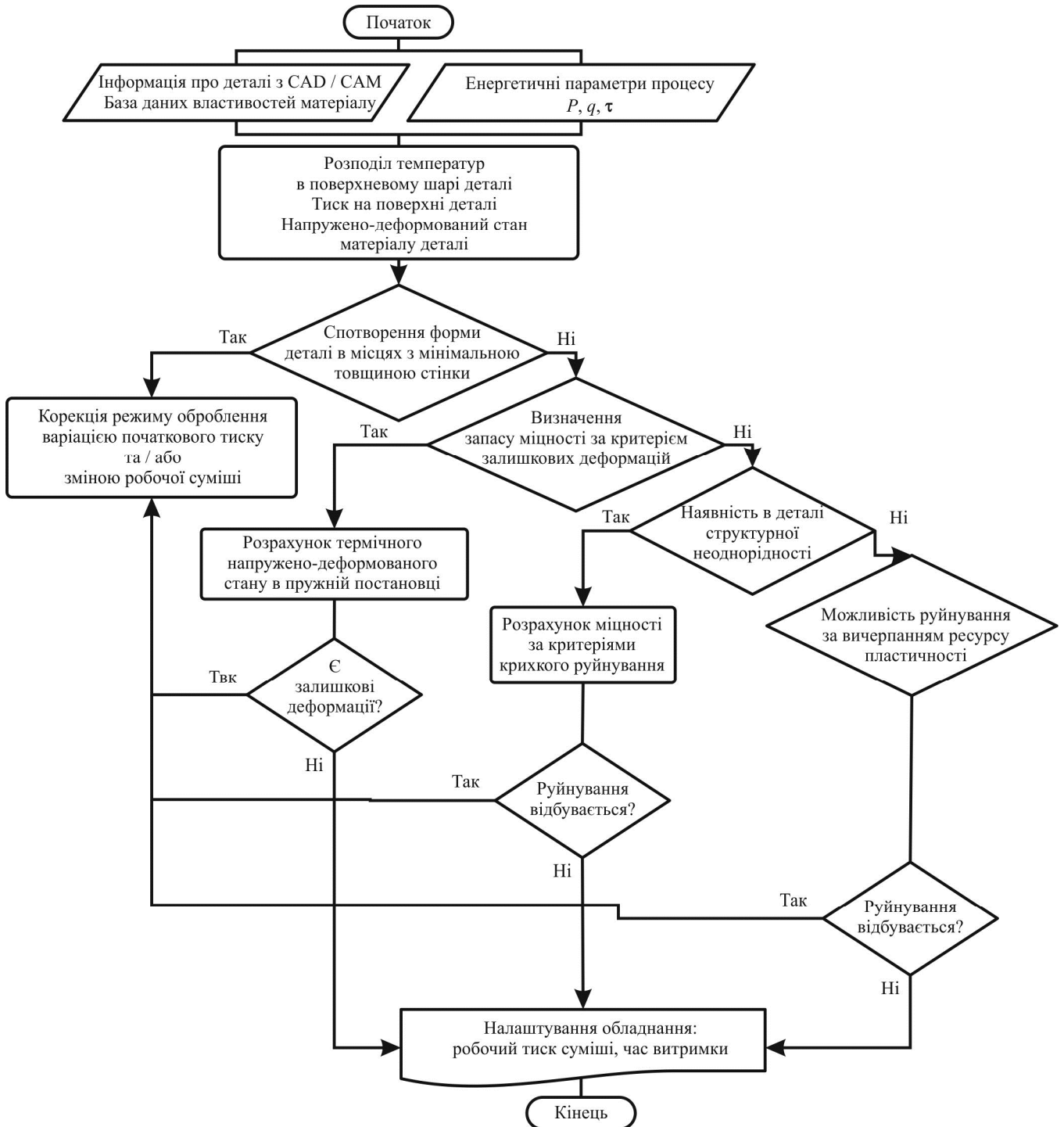


Рисунок 4.20 – Блок-схема розрахунку міцнісних обмежень режимів термоімпульсного оброблення

При оцінюванні міцнісних обмежень режимів термоімпульсного оброблення (рис. 4.20) враховується можливість зміни форми деталі в місцях з мінімальною товщиною стінки (проводиться за стандартними методиками, які не розглядалися в цій роботі); по критерію відсутності залишкових деформацій в поверхневому шарі (підрозд. 4.1); руйнуванню при вичерпанні ресурсу пластичності з врахуванням технологічної спадковості (підрозд. 4.2); і по критеріях руйнування за наявності структурних неоднорідностей (підрозд. 4.3).

При виконанні всіх умов режими передаються для налаштування устаткування. При цьому стабільність якості оброблення повинна забезпечуватися системами автоматизованого термоімпульсного устаткування.

Завдання забезпечення прецизійності термоімпульсного оброблення включає два компоненти – точність завдання режиму оброблення і високу його повторюваність при циклічній роботі. Окрім обґрунтованого призначення технологічних параметрів оброблення для вирішення цього завдання необхідно забезпечити високу точність їх реалізації 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. Розглянемо шляхи вирішення даної задачі відповідно до порядку їх роботи в циклі термоімпульсного оброблення

РОЗРОБКА ГЕНЕРАТОРА ПАЛИВНОЇ СУМІШІ ДЛЯ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ

5.1 Принципи сумішоутворення при прецизійному термоімпульсному обробленні

5.1.1 Сучасні методи генерації високоточних сумішей газів

На цей час техніка утворення газових сумішей з високоточним співвідношенням компонент розроблена досить добре. Такі суміші широко використовуються в технологічних процесах із захисною атмосферою, в хімічних виробництвах, при виробництві напівпровідників, нанесенні покриттів, в медицині, при градуюванні аналітичних приладів. Кожна з цих областей має особливості, що визначають доцільність використання того або іншого з відомих методів генерації газової суміші.

В роботі [144] сформульовано наступні напрямки вдосконалення системи сумішоутворення для термоімпульсного устаткування:

- забезпечення точності дозування компонент і гомогенності паливної суміші;
- забезпечення універсальності відносно виду палива;
- автоматична корекція роботи системи при змінненні зовнішніх умов (як правило, температури);
- підвищення точності вимірювання управляючих параметрів;
- забезпечення безпеки роботи системи сумішоутворення.

Розглянемо можливість використання сучасних методів генерації газових сумішей стосовно термоімпульсного оброблення з врахуванням сформульованих вище вимог. Всі сучасні способи генерації газових сумішей пов'язані з формуванням суміші на основі газів високої чистоти, що знаходяться в посудинах з підвищеним тиском. Детальний опис різних сучасних способів утворення газових сумішей наведено в серії стандартів ISO 6141-6147 [26, 27, 28, 29, 30, 31, 32, 34, 35, 38, 88, 89]. Вони діляться на дві основні групи – статичні і динамічні методи сумішоутворення (рис. 5.1).

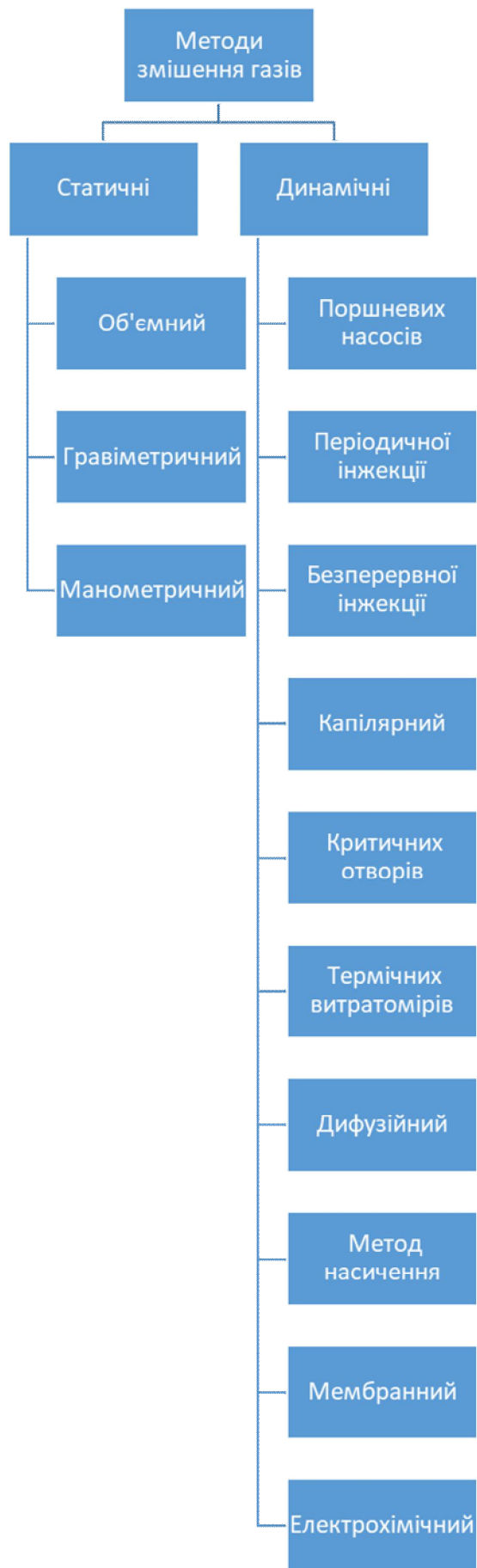


Рисунок 5.1 – Методи генерації газових сумішей [154]

У статичних методах сумішоутворення відбувається в посудинах, в які послідовно подаються компоненти газової суміші. Подача може вироблятися як безперервно, до досягнення заданого значення контрольованого параметра, так і дробовими порціями з безперервним контролем виконання заданої умови припинення подачі компоненти суміші. При генерації особливо точних сумішей подача газу виробляється в заздалегідь вакуумовану посудину.

Основною трудностю утворення сумішей газів з високою точністю дозування компонент є те, що при їх подачі в посудині змішувача змінюється як тиск, так і температура газу. При необхідності дотримання масової або молярної концентрації з високою точністю це істотно ускладнює контроль процесу сумішоутворення.

У гравіметричному методі контроль наповнення компонентами ведеться шляхом зважування балона з сумішшю, що дає змогу здійснювати сумішоутворення при змінній температурі суміші [88]. Гомогенність суміші досягається її примусовим перемішуванням. Великі часові витрати і неможливість підготовки суміші безпосередньо в робочій камері роблять неможливим використання даного методу при підготовці паливної суміші для термоімпульсного оброблення.

З тих же причин для цього не може бути застосований об'ємний метод, в якому суміш готується шляхом подачі порцій газу з мірних об'ємів у вакуумовану камеру [89]. Спосіб вимагає часу для вирівнювання температури газу після кожної подачі, що не забезпечує потрібну для термоімпульсного устаткування швидкість генерації паливної суміші.

Манометричний спосіб є найбільш поширеним представником статичних методів генерації газових сумішей. В цьому випадку компоненти газової суміші в ємність для сумішоутворення можуть подаватися безперервно або порціями. Порядок подачі порцій газу-компонента може бути довільним. Контроль сумішоутворення здійснюється по парціальному тиску кожного з компонентів суміші [88].

При генеруванні високоточних сумішей подача газу ведеться у вакуумовану посудину і здійснюється зі швидкістю, достатньою для вирівнювання температури газу в ній з температурою довкілля, тобто висока точність дозування компонент також досягається за рахунок збільшення часу наповнення. Гомогенність суміші дося-

гається примусовим перемішуванням.

Через відносну простоту контролю наповнення манометричний метод широко застосовується для утворення паливних газових сумішей для машин імпульсного різання і брикетування, які розроблялися у Харківському авіаційному інституті з 60-х років [102, 175, 177]. Такий же спосіб сумішоутворення застосовується в першому поколінні вітчизняних машин для термоімпульсного оброблення [127].

У таких системах утворення суміші в робочій камері відбувається за порівняно короткий час (5...10 с). Запізнювання закриття і ривки при спрацьовуванні керованих клапанів системи сумішоутворення вносять істотну похибку до компонентного складу і в енергію заряду [175].

Крім того при роботі камер термоімпульсних машин з високою циклічністю температура внутрішніх стінок камери встановлюється на рівні вище 100 °С [128]. Це призводить до того, що паливна суміш нагрівається в процесі наповнення в ході теплообміну із стінками камери, що призводить до додаткового підвищення її тиску. При манометричному контролі це призводить до того, що від циклу до циклу відбувається зменшення маси заряду до 15–20 %.

В роботах Ю.О. Сисоєва було запропоновано вдосконалені манометричні способи генерації сумішей високого тиску. Зокрема, пропонувалося замінити вакуумування циклічним продуванням ємності основним газом і використовувати керовані пропорційні клапани для виключення похибок, пов'язаних із спрацьовуванням відсічних клапанів при досягненні заданого тиску. Зокрема, в роботі [179] показано, що таким чином можна досягти точності дозування компонент, що не перевищує 0,1 %.

Такий результат був досягнутий при використанні промислових пропорційних клапанів, які мають обмежені розміри прохідних перетинів при робочому тиску до 1,5 МПа. У випадку, описаному в роботі [181], це призвело до того, що суміш з тиском 1,0 МПа у посудині об'ємом 10 л генерувалася протягом 3 хвилин. Крім того, запропонований спосіб не може бути реалізований для камер із змінною температурою стінок, що є притаманним для випадку термоімпульсного оброблення.

Динамічні методи забезпечують утворення сумішей в потоці газу. При утворенні високоточних сумішей такі методи є набагато продуктивнішими, ніж статичні.

Це є однією з причин швидкого розвитку техніки динамічного змішення газів із застосуванням різних фізичних принципів [26, 27, 28, 29, 30, 31, 32, 34, 35, 38] (рис.5.1).

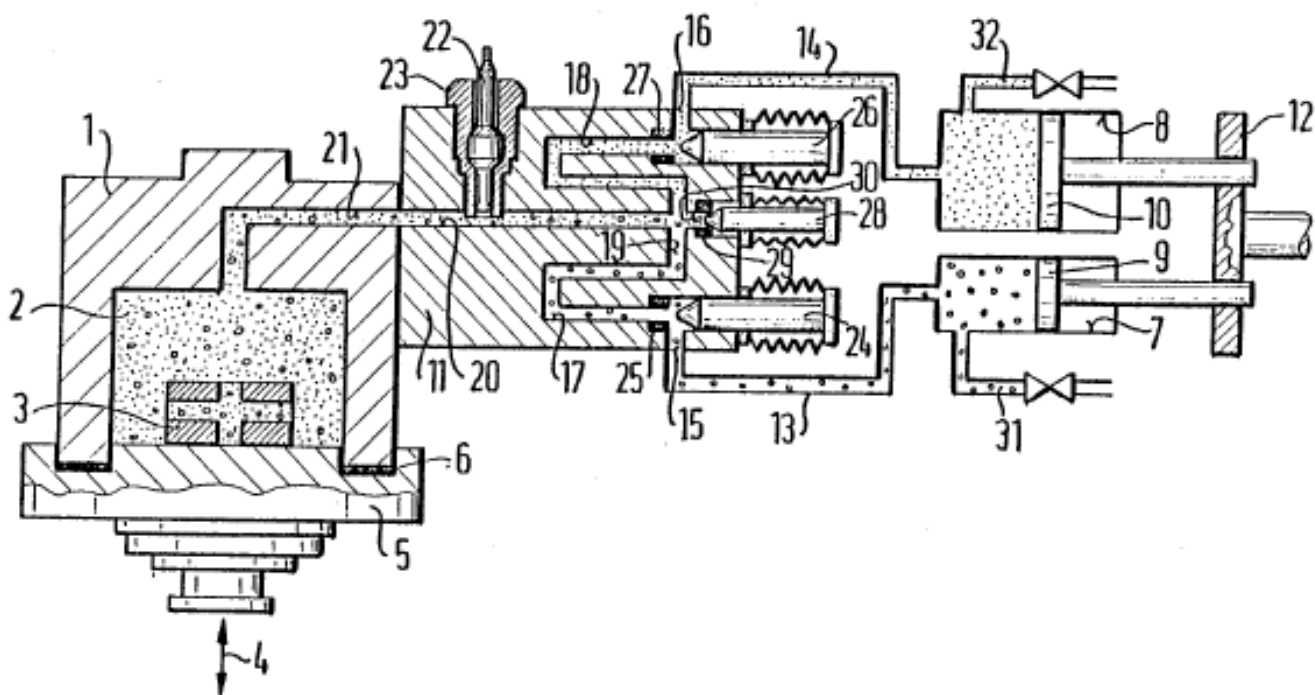
Стосовно до завдань сумішоутворення в камерах термоімпульсних машин з числа тих, що розглядаються слід виключити способи генерації сумішей, орієнтовані на випадки генерації сумішей зі надмалою концентрацією будь-якого з компонентів, нестабільних компонентів, у тому числі, таких, що утворюються в результаті реакцій і сублімації з рідкої фази, а також способи утворення надточних сумішей, що вимагають для цього довгого часу.

Після такого відбору, як можливі варіанти для використання в системах сумішоутворення термоімпульсного устаткування можна розглядати чотири способи динамічного сумішоутворення: поршневих насосів, інжекції, критичних отворів і термічних витратомірів (рис. 5.1).

При використанні поршневих (об'ємних) насосів дозування компонент суміші виробляється високоточними за об'ємом камерами [28]. Подача кожного компонента виробляється або безперервно, (в цьому випадку поршні, що подають компоненти в тракт змішування рухаються з однаковою швидкістю), або порціями (в цьому випадку швидкість руху поршня кожного насоса може незалежно регулюватися).

У першому випадку компонентний склад визначається співвідношенням площин поршнів мірних циліндрів, в другому – частотою подачі порцій компонента. При високій точності забезпечення рівності тиску і температури газів на вході в насоси спосіб забезпечує точність компонентного складу суміші з невизначеністю до 0,5 %.

Така система сумішоутворення застосовується в термоенергетичних установках фірми BOSCH. Схема блоку змішування паливної суміші, що застосовувався на установках фірми, наведено на рис. 5.2 [47]. Прийняті в ньому принципи змішування палива практично повністю збереглися в подальших модифікаціях устаткування фірми BOSCH і фірм, які продовжили розвиток цієї техніки після придбання в BOSCH ліцензій (Extrude Hone, ATL і ін.). Очевидно, що такий пристрій системи сумішоутворення важко визнати універсальним з точки зору вживаного палива – при зміні типу палива для забезпечення стехіометрії складу суміші необхідно міняти циліндри-дозатори.



1 – корпус камери; 2 – робоча камера; 3 – оброблювана деталь; 4 – хід замикання; 5 – робочий стіл; 6 – ущільнення; 7, 8 – циліндри-дозатори палива і окислювача; 13, 14, 15, 16, 17, 18 – магістралі палива і окислювача; 19, 20, 21 – магістралі подачі суміші; 22, 23 – вузол запальника; 24, 25 – клапан замикання палива; 26, 27 – клапан замикання кисню; 28, 29 – запобіжний клапан; 31, 32 – магістралі палива і кисню

Рисунок 5.2 – Схема блоку-змішувача фірми BOSCH

У методах інжекції [29, 30] компоненти з мірного циліндра впорскуються в потік основного газу, витрата якого контролюється, наприклад, за допомогою витратомірів. Такі способи також потребують контролювання температури, в разі забезпечення якого при каскадному розбавленні фоновому газу можливе здобуття сумішей високої (до мільйонних часток) точності. Такі суміші потрібні, в основному, для різних хімічних, плазмових та ін. процесів. Для завдань термоімпульсного оброблення така точність є надлишковою.

Використання витратомірів, що дають змогу з високою мірою точності задавати масову витрату, також є перспективним способом генерації паливних сумішей для термоімпульсного оброблення. Спосіб базується на використанні термічних витратомірів, що калібруються за типом газу [38]. Так, наприклад, фірмою Kennametal Inc. (США) запропонована система генерації суміші для ТЕМ устаткування регулю-

вання тиску на основі цифрових контролерів (рис. 5.3) [17]. На рис. 5.3 збережена нумерація елементів схеми згідно з текстом патенту. Рішення дає змогу забезпечити точність дозування маси компонент суміші в циліндрах дозаторів за рахунок вживання керованого регулювальника витрати (138, 140). Масові долі компонент суміші задаються контроллером або оператором установки.

У цьому сенсі система є більш універсальною, ніж описані вище, оскільки не вимагає заміни циліндрів-дозаторів для зміни компонентного складу суміші. Використання в такого роду системі коріолісових витратомірів дає змогу позбавитися від необхідності калібрування за типом газу.

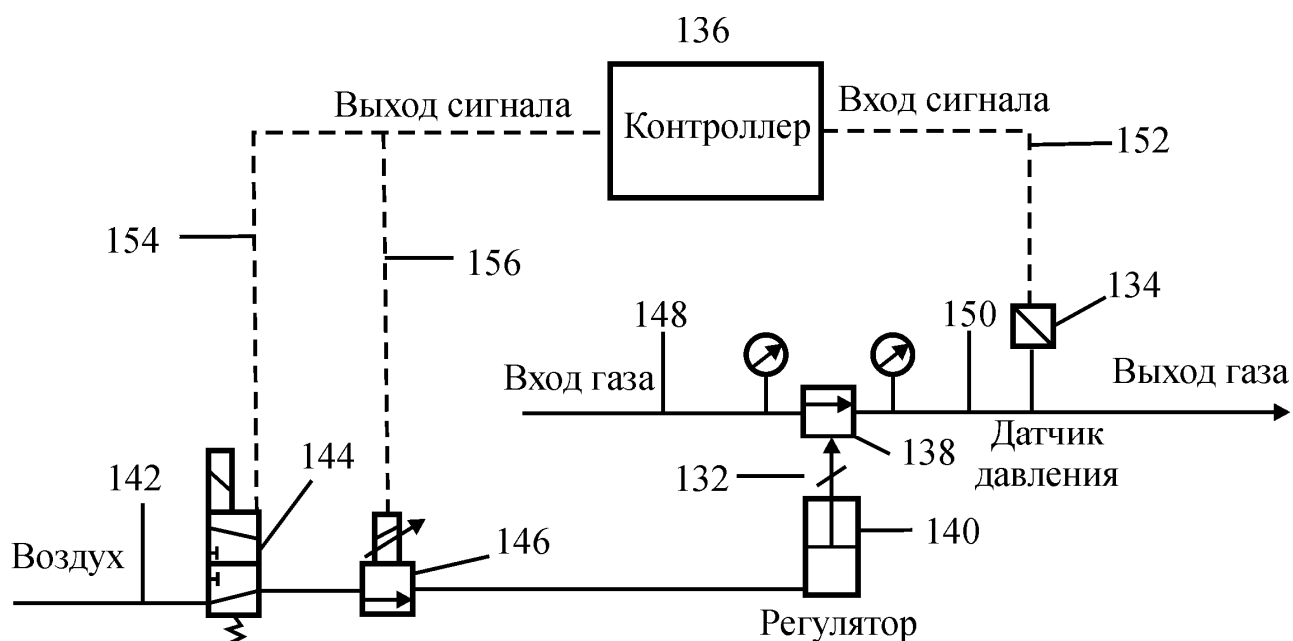


Рисунок 5.3 – Схема системи регулювання витрати компонент суміші для ТЕМ устаткування [17]

Нарешті, при використанні способу критичних отворів витрата компонента однозначно визначається тиском перед і за соплом і температурою газу [32]. Особливо просто спосіб реалізується при надкритичному витіканні, коли об'ємна витрата газу стабілізується автоматично і визначається місцевою швидкістю звуку.

Кожен з перерахованих способів, маючи притаманні йому недоліки, може бути застосований для сумішоутворення в термоімпульсному устаткуванні. Для вибору одного з них або їх комбінації слідє, перш за все, визначитися із способом формування суміші – статичним, в камері термоімпульсної установки або з попереднім

перемішуванням при динамічному змішуванні компонент поза камерою.

5.1.2 Вибір способу утворення паливної суміші для термоімпульсного оброблення

Основною відмінністю сумішоутворення при термоімпульсному обробленні є наявність в робочій камері деталей, які можуть мати досить складну форму. Особливо складним процес сумішоутворення стає при розташуванні в камері деталей з внутрішніми порожнинами і каналами складної форми, таких, наприклад, як корпусні деталі агрегатів літальних апаратів. В цьому випадку, окрім забезпечення точності дозування компонент, виникає завдання забезпечення рівномірності складу паливної суміші, не характерна для інших завдань генерації сумішей газів.

В роботі [169] проаналізовано вплив способу наповнення камери термоімпульсної машини (последовного і спільного) на рівномірність компонентного складу паливної суміші в робочому об'ємі. Для цього в роботі проводилося числове моделювання сумішоутворення в камері із розташованою в ній типовою корпусною деталлю, характерною для агрегатів ЛА (рис. 5.4). При оцінюванні міри однорідності паливної суміші основна увага приділялася внутрішньому об'єму оброблюваного корпусу. Для цього при побудові розрахункової сітки він виділявся як окрема підобласть (рис. 5.5).

Для дослідження процесів сумішоутворення використовувалася описана в розд. 2 модель течії багатокомпонентного газу. Для аналізу розшарування суміші на етапі витримки рівняння записувалися з урахуванням дії сили тяжіння. Для оцінювання міри однорідності суміші будувалася функція розподілу для масової концентрації метану в камері, тобто гістограма, що показує відносний об'єм внутрішньої області агрегату, в якому масова концентрація метану знаходиться в відповідному діапазоні.

Промодельовано два способи наповнення робочої камери: последовний (подача метану – подача повітря – витримка) та спільний (подача готової суміші із стехіометричним співвідношенням компонентів – витримка). Час витримки для обох випадків складав 0,1 с. На рис. 5.6 наведено результати моделювання сумішоутворення для випадку последовного наповнення.

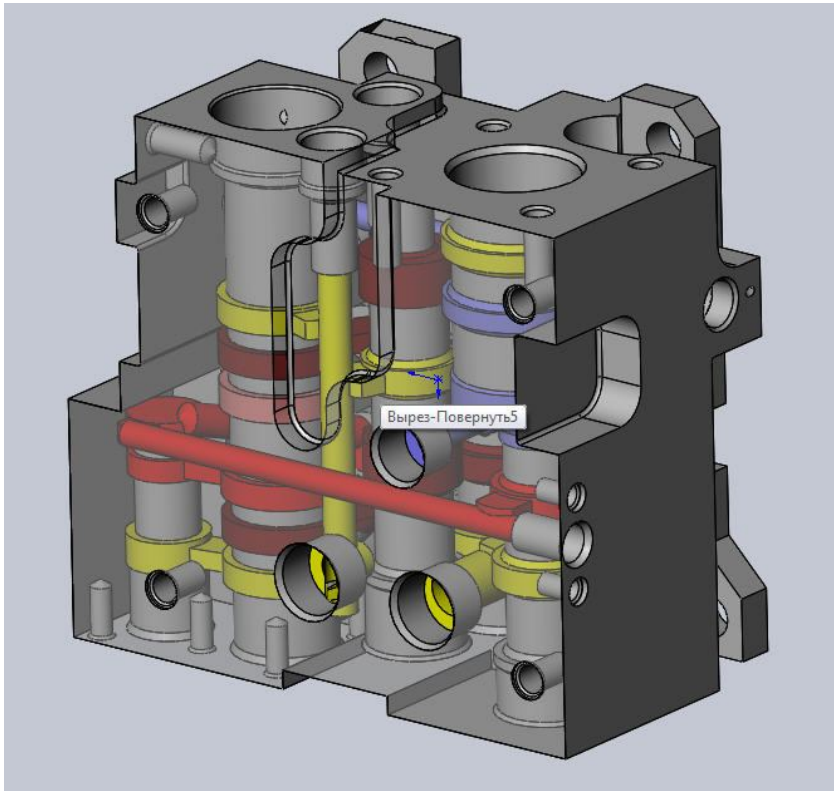
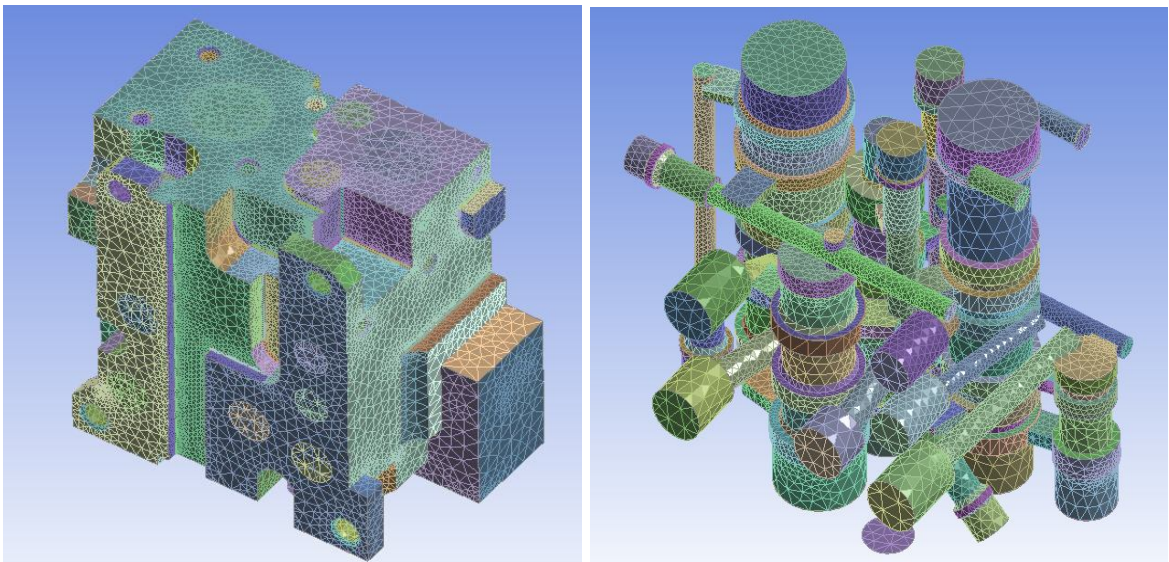


Рисунок 5.4 – Твердотіла модель корпусу агрегату двигуна ЛА

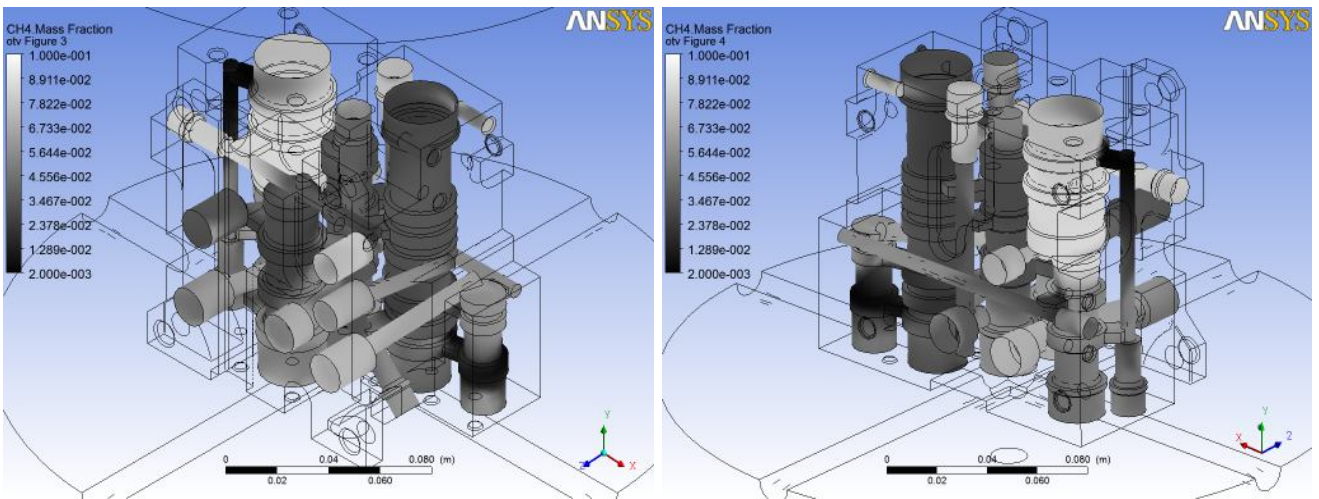


а

б

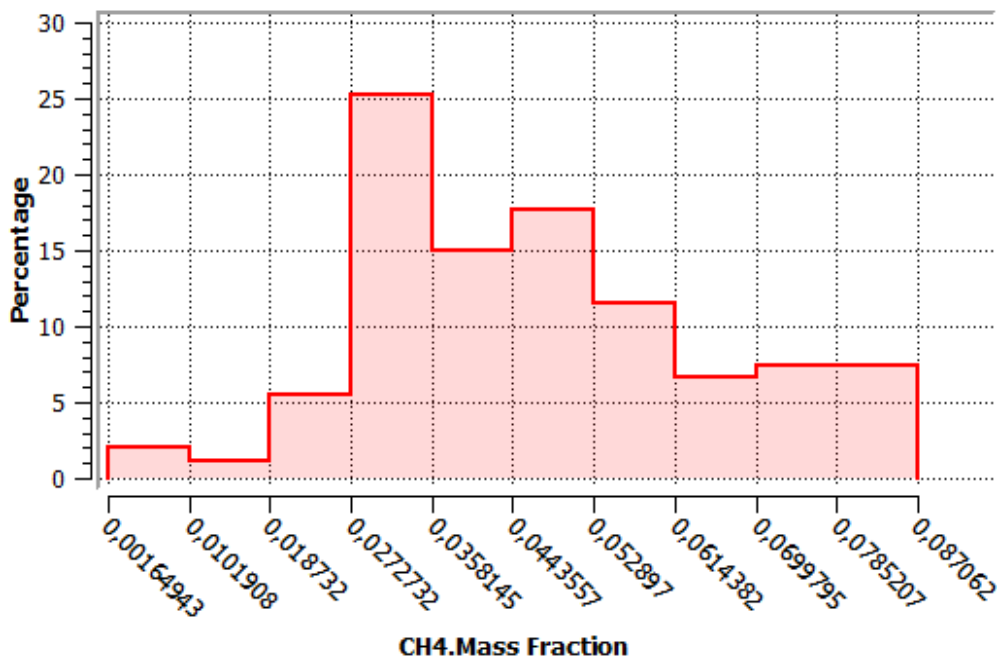
а) – корпус агрегату ЛА; б) – внутрішній об'єм корпусу

Рисунок 5.5 – Розрахункова сітка скінченних елементів [169]



а

б



в

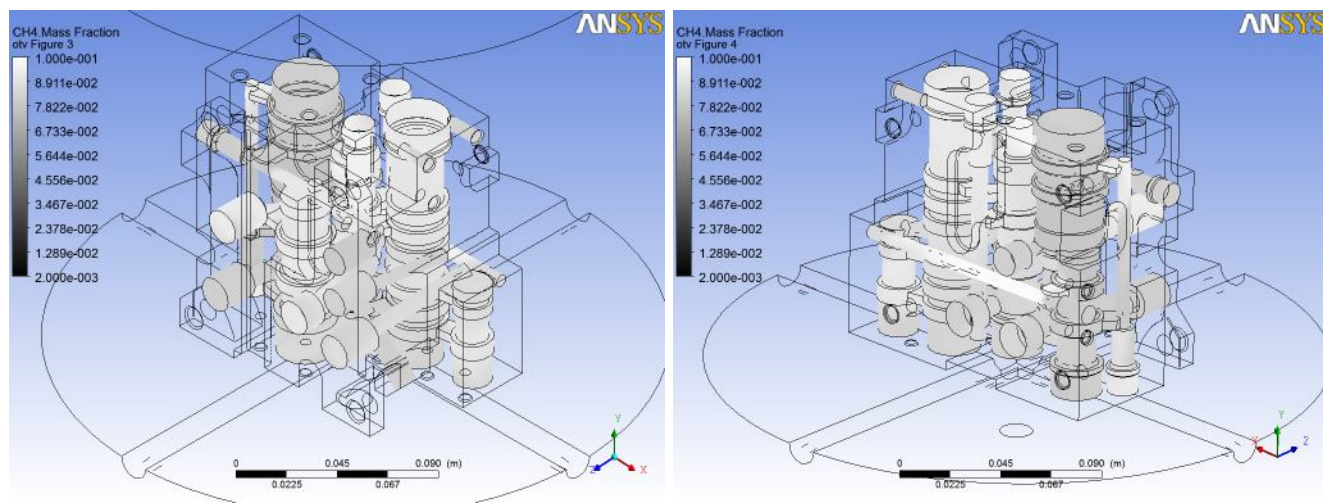
а), б) – розподіл масової концентрації у внутрішніх порожнинах;

в) – функція розподілу масової концентрації

Рисунок 5.6 – Ступінь однорідності суміші при послідовному наповненні [169]

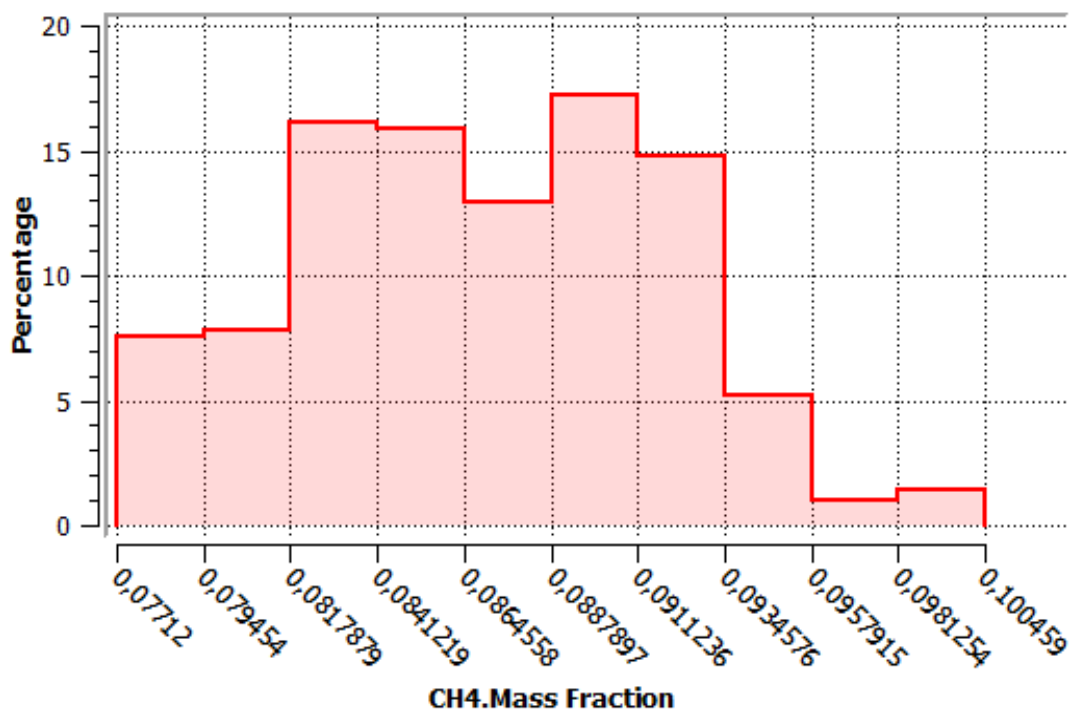
Згідно з результатами моделювання при послідовній подачі компонент в камеру на момент закінчення наповнення і витримки у внутрішніх каналах корпусу спостерігається значний розкид значень масової концентрації метану (від 0,2 до 9 %). До 5 % внутрішнього об'єму заповнено сумішшю з концентрацією метану меншою нижньої межі займання. Наявність зон з недостатньою концентрацією метану після запалення суміші може привести до того, що деякі ділянки поверхні внутрішніх ка-

налів корпусу не підпадуть під дію термічного імпульсу, що не дасть змоги гарантувати якісне оброблення. При спільному наповненні картина розподілу масової концентрації метану у внутрішніх порожнинах корпусу інша (рис. 5.7). Склад суміші практично однорідний – розкид значень масової концентрації метану знаходиться в діапазоні 7,7–10 %, що відповідає межах займання метано-повітряної суміші.



а

б



в

а), б) – розподіл масової концентрації у внутрішніх порожнинах;

в) – функція розподілу масової концентрації

Рисунок 5.7 – Ступінь однорідності суміші при спільному наповненні [169]

В роботі [142] в ході числового моделювання вивчався розподіл масової концентрації метану і його вплив на температурний режим в камері згорання в процесі горіння суміші. Дослідження підтвердили, що при послідовному наповненні камери компонентами суміші її склад у край нерівномірний. Найбільші відмінності від стехіометричного складу при послідовному наповненні спостерігаються поблизу оброблюваної деталі, особливо в областях біля конструктивних елементів складної форми, в глухих отворах (рис. 5.8).

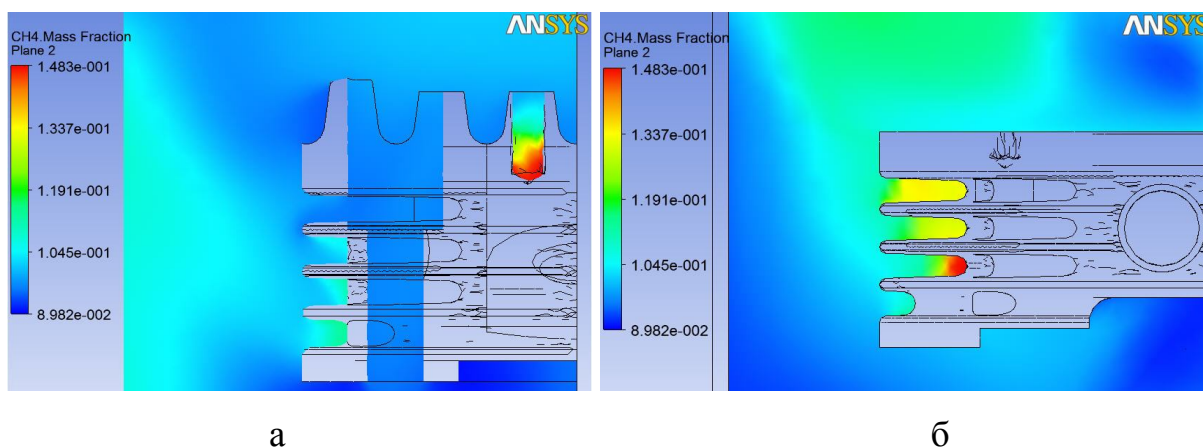
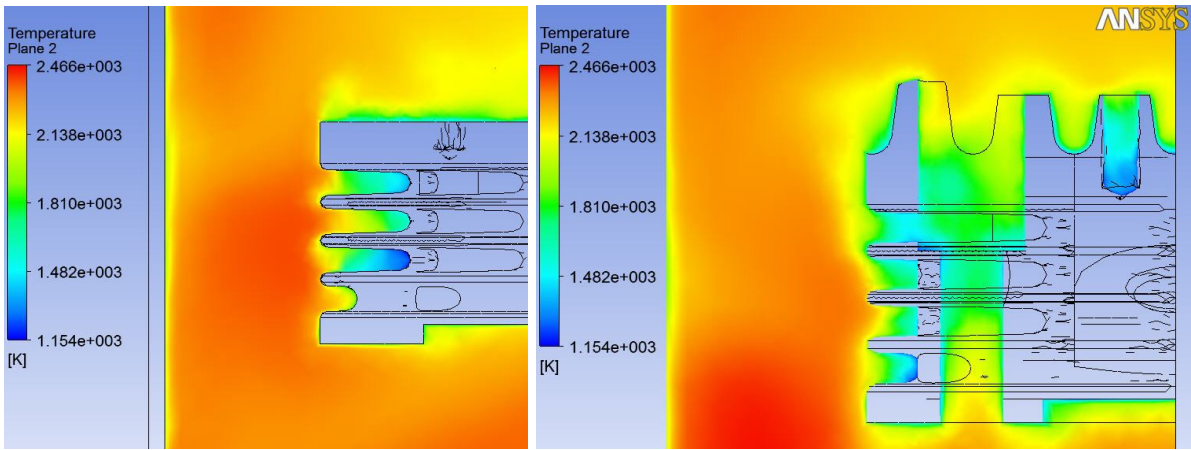


Рисунок 5.8 – Масова концентрація метану поблизу конструктивних елементів деталі складної форми [142]

Результати моделювання підтвердили, що неоднорідність суміші надає істотний вплив на температуру продуктів згорання і, як наслідок цього, на теплопередачу в тіло оброблюваної деталі.

На рис. 5.9 наведено розподіли температур поблизу конструктивних елементів оброблюваної деталі у момент закінчення горіння. Як витікає з даних моделювання, значення температури продуктів згорання в таких областях знаходяться в межах 1100...2400 °С. Такий розкид температур призводить до того, що теплові потоки і якість термоімпульсного оброблення на різних ділянках кромки деталі складної форми істотно відрізняються (рис. 5.10).

В роботі [74] було проведено кореляційний аналіз вибірок значень теплового потоку і масової концентрації метану для модельної деталі. Він показав значну залежність цих параметрів (коефіцієнт кореляції Пірсона 0,8266 із стандартною помилкою 0,0004).



а

б

Рисунок 5.9 – Розподіл температур поблизу конструктивних елементів деталі складної форми [142]

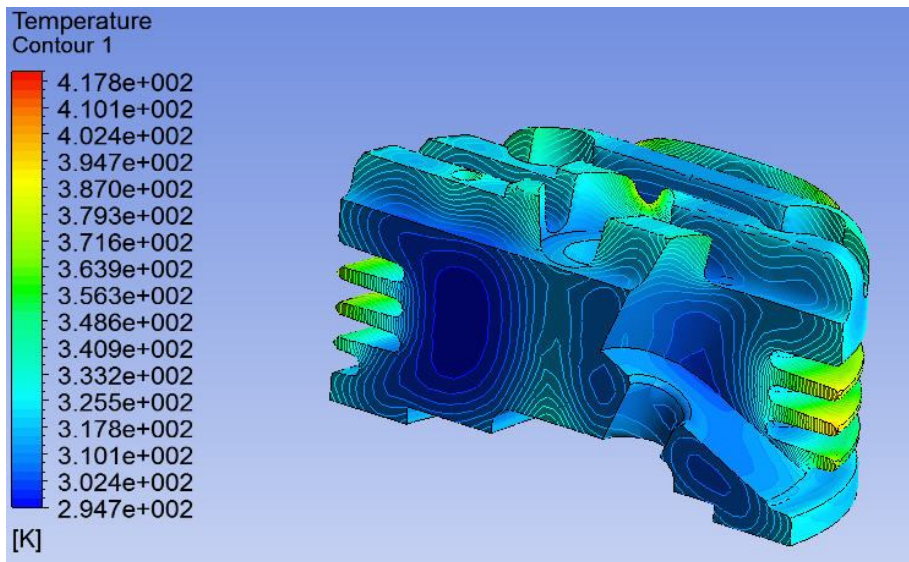


Рисунок 5.10 – Розподіл температур за товщиною оброблюваної деталі [142]

Крім того, в роботі [74] було показано, що найбільшу рівномірність складу суміші дає змогу забезпечити призначення часу витримки суміші на основі вирішення задачі перемішування і дифузії компонент суміші. Для метано-повітряної суміші, наприклад, було показано, що найбільша рівномірність складу досягається при спільній подачі компонент суміші при часі витримки перед запаленням в діапазоні 0,8...1 с. Таким чином, з точки зору забезпечення рівномірності складу, при термоімпульсному обробленні переважно використовувати спільну подачу компонент суміші при їх динамічному змішуванні.

З урахуванням сучасного рівня розвитку генераторів газових сумішей й отри-

маного результату щодо виду подачі робочої суміші розглянемо можливість створення прецизійної системи сумішоутворення для термоімпульсного устаткування.

5.1.3 Принцип роботи системи динамічного сумішоутворення для прецизійного термоімпульсного оброблення

Як вже наголошувалося, до теперішнього часу відомо кілька робіт, в яких ставилося завдання забезпечення точності заряду паливної суміші для термоімпульсного оброблення. У всіх з них це завдання зводилося до забезпечення постійності маси паливної суміші. Такий підхід використовувався виходячи з розуміння того, що для циклічно працюючого устаткування температура стінок робочої камери є змінною в часі. Це призводить до того, що температура паливної суміші збільшується в ході наповнення камери із-за теплообміну із стінками, внаслідок чого відбувається додаткове збільшення тиску суміші, викликане її нагрівом. Тому контроль наповнення по тиску в камері може приводити до істотного (до 15...20 %) зниження маси заряду. Такий підхід є не цілком точним. Насправді прецизійність оброблення визначається постійністю її результатів, що вимагає узгодження величини діючих теплових потоків і часу їх тривалості.

Стабілізація маси заряду може забезпечити постійність густини паливної суміші, і внаслідок цього, як було показано в розд. 2, коефіцієнта тепловіддачі при конвективному теплообміні між продуктами згорання і оброблюваними деталями. Проте величина конвективного теплового потоку окрім коефіцієнта тепловіддачі визначається ще різницею температур продуктів згорання і поверхні деталі. А величина цього перепаду залежить, у тому числі, від початкової температури паливної суміші. Тому при сумішоутворенні для завдань прецизійного термоімпульсного оброблення необхідно забезпечити як задану точність дозування паливної суміші, її компонентного складу і гомогенності, так і контролювати початкову температуру суміші. Розглянемо створення такого роду системи шляхом комбінації можливостей відомих методів генерації газових сумішей.

Перш за все, відмітимо, що точність значень тих або інших параметрів найкраще досягається у разі, коли вона забезпечується фізичними законами, а не підт-

римується в ході адаптивного керування на основі безперервних вимірів. Тому максимально використовуватимемо даний підхід при розробці принципу дії прецизійної системи сумішоутворення термоімпульсного устаткування.

Вибір між методами підготовки газових сумішей повинен бути заснований на діапазоні концентрації (0,1...0,5 %), наявності потрібного устаткування, необхідної похибки й універсальності щодо застосовуваних газів, повинна бути незалежна від зовнішніх умов, часі наповнення 10...15 с. Крім того має бути забезпечена безпека роботи системи сумішоутворення.

Аналіз перерахованих методів сумішоутворення показує можливість їх застосування, беручи до уваги властиві їм недоліки, у термоімпульсному устаткуванні (табл. 5.1). Однак, для прецизійного термоімпульсного оброблення найбільш підходящими методами генерації суміші, з погляду мінімізації похибки складу компонентів суміші, є об'ємні (поршневі) насоси й метод критичних отворів.

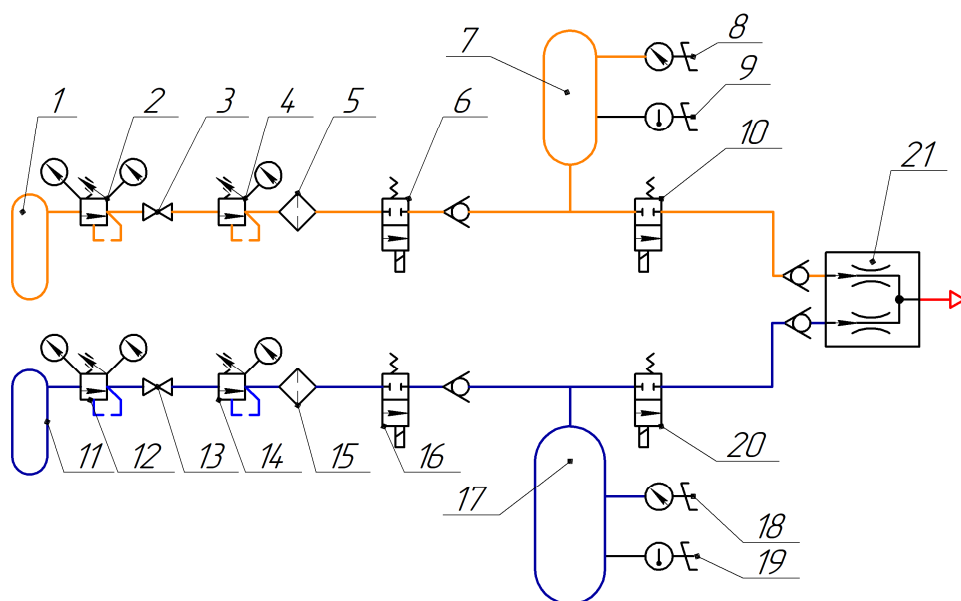
Таблиця 5.1 – Можливості різних методів

Метод підготовки	Діапазон об'ємної частки (Газ В)	Відносна похибка, %
Об'ємні насоси	від 10^{-4} до 1	0,5
Безперервна інжекція	від 10^{-5} до 10^{-2}	5,0
Капілярний	від 10^{-5} до 1	1,0
Критичних отворів	від 10^{-4} до 1	0,5
Термічних витратомірів	від 10^{-9} до 1	1,0

Застосування методу критичних отворів особливо просто реалізується при надкритичному витіканні, коли об'ємна витрата газу стабілізується автоматично й визначається місцевою швидкістю звуку у жиклері. Крім того, метод критичних отворів забезпечує універсальність щодо застосовуваних газів з можливістю досить оперативної зміни складу суміші.

Для реалізації цього методу при розробленні системи сумішоутворення автоматизованого термоімпульсного комплексу було використано підхід, запропонова-

ний у роботі [22], при якому замість сталості масової витрати забезпечується сталість співвідношення витрат компонент суміші. Найбільше просто це досягається введенням у лінії подачі газів проміжних ємностей різного об'єму (рис. 5.11).



- 1, 11 – балони з газом; 2, 4, 12, 14 – редуктор; 3, 15 – вентиль; 5, 15 – фільтр;
 6, 10, 16, 20 – електромагнітний клапан; 7, 17 – проміжні ємності;
 8, 18 – датчик тиску; 9, 19 датчик температури; 21 – критичні отвори

Рисунок 5.11 – Схема пристрою для генерації паливної суміші
 для прецизійного термоімпульсного оброблення

При такому рішенні після заповнення ємностей до заданого рівня тиску подача газів у них припиняється. Надалі генерація суміші відбувається після відкриття клапанів 10 і 20 у змішувачі із критичними отворами 21. Гази при цьому вільно минають із ємностей без застосування яких-небудь регулюючих пристроїв.

У цьому випадку необхідний рівень точності дозування компонент паливної суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення може бути забезпечений за рахунок правильного вибору площ критичних отворів, об'ємів ємностей і початкового тиску у них.

Подібні задачі докладно розглядалися в роботах, присвячених розрахункам характеристик імпульсних аеродинамічних труб. При цьому для задач про перетікання газу використовуються наступні припущення [94]:

- про квазістаціонарність перетікання, тобто параметри газів вважаються

змінними в часі, але однаковими в об'ємі кожної з ємностей;

- про адіабатичність перетікання;
- про можливість застосування моделі ідеального газу.

За умови забезпечення надкритичного перепаду тиску між ємностями, які містять компоненти паливної суміші, й робочою камерою, вирази для призначення площ критичних отворів, об'ємів і початкового тиску проміжних ємностей можуть бути отримані на основі рівнянь термодинамічного аналізу систем зі змінною масою робочого тіла [133].

Для визначення параметрів газів у проміжних ємностях використаємо перший закон термодинаміки

$$dQ = dU + dL. \quad (5.1)$$

Для ємності постійного об'єму $dL = 0$, а при адіабатичному витіканні втрати тепла пов'язані тільки з його винесенням разом з газом, що витікає, тобто

$$dQ = -G i dt,$$

де G – масова витрата газу; i – ентальпія.

З іншого боку, зміна внутрішньої енергії газу з урахуванням рівняння стану може бути записане як

$$dU = d(C_V m T) = C_V \frac{V}{R} \cdot dP = \frac{V}{k-1} \cdot dP, \quad (5.2)$$

де V – об'єм ємності; k – показник адіабати відповідного компонента паливної суміші.

З (5.1) і (5.2) витікає, що

$$dP = -((k-1)/V) \cdot G \cdot C_p \cdot T \cdot dt. \quad (5.3)$$

При надкритичному перепаді тисків миттєве значення масової витрати через критичний отвір визначається виразом [94]

$$G = \frac{\mu F P}{\sqrt{RT}} \psi, \quad (5.4)$$

де $\psi = \sqrt{k(2/k+1)^{\frac{k+1}{k-1}}}$; μ – коефіцієнт витрати (при $\mu = 1$ витікання газу є ідеальним); F – площа поперечного перерізу критичного отвору.

Поточні значення температури в ємності в (5.3), (5.4) визначаються як

$$T = T_0 \left(P/P_0 \right)^{\frac{k-1}{k}}, \quad (5.5)$$

де T_0, P_0 – початкова температура й тиск у ємності.

Інтегруючи (5.3) з урахуванням виразів (5.4) і (5.5) одержимо

$$P = P_0 \left(1 + Bt \right)^{\frac{-2k}{k-1}}, \quad (5.6)$$

$$\text{де } B = \frac{(k-1)F\sqrt{RT_0}}{2V} \psi.$$

Без втрати загальності розглянемо випадок двокомпонентної паливної суміші. Будемо виходити з того, що в якості умови задане співвідношення масових концентрацій компонент суміші

$$c_1/c_2 = \beta. \quad (5.7)$$

Задаючи значення площі критичного отвору, об'єму проміжної ємності й початкового тиску в ній для одного з компонентів (наприклад, F_2, V_2, P_{02}) і встановлюючи співвідношення площ критичних отворів устанавимо виходячи з умов у початковий момент часу $G_1/G_2 = \beta, P_1 = P_2 = P_{02}, T_1 = T_2 = T_0$ з (5.4) одержимо

$$F_1 = \beta \cdot F_2 \frac{\mu_2 \sqrt{M_2} \psi_2}{\mu_1 \sqrt{M_1} \psi_1}, \quad (5.8)$$

де M_1, M_2 – молярні маси газів, що утворюють суміш.

Тому що показники адіабати газів, що становлять паливні суміші для термоімпульсного оброблення різні (у якості окиснювача використовуються двоатомні гази, а палива – багатоатомні), при вільному витіканні забезпечити рівність тисків і температур у ємностях не вдасться.

Однак підставляючи для обох компонентів вирази (5.6) і (5.8) у формулу (5.5) для поточної температури одержимо, що співвідношення $T_1 = T_2$ виконується тотожно при рівності початкових температур $T_{10} = T_{20} = T_0$ і співвідношенні об'ємів ємностей, яке визначається виразом

$$V_1 = \beta \cdot V_2 \frac{\mu_2 M_2 k_1 - 1}{\mu_1 M_1 k_2 - 1}. \quad (5.9)$$

При цьому тиск в ємностях газів, а виходячи з (5.4) і масові витрати компонент у ході наповнення будуть мінятися по різному. Однак точності забезпечення заданої масової концентрації газів у суміші можна добитися за рахунок завдання початкових тисків у ємностях, виходячи з виразу

$$\int_0^{\tau} G_1 dt / \int_0^{\tau} G_2 dt = \beta, \quad (5.10)$$

де τ – час наповнення камери паливною сумішшю.

Після підстановки в (5.10) виразів (5.4), (5.5), (5.6) і (5.8) воно зводиться до вигляду

$$\frac{P_{01}}{P_{02}} = \frac{\int_0^{\tau} (1 + B_2 t)^{-\frac{k_2+1}{k_2-1}} dt}{\int_0^{\tau} (1 + B_1 t)^{-\frac{k_1+1}{k_1-1}} dt}. \quad (5.11)$$

При термоімпульсному обробленні величина теплових потоків, що діють на оброблювані деталі, визначається конвективним теплообміном [66]. Тому для стабілізації теплових потоків при виконанні послідовних циклів оброблення однакових виробів потрібно забезпечити як сталість коефіцієнта тепловіддачі, що залежить від густини суміші, так і початкового перепаду температур між продуктами згоряння й поверхнею деталей.

Виходячи з першої умови, час наповнення камери сумішшю визначається як час, за який для одного з компонентів маса, подана в камеру, стає рівною заданою. Виходячи із прийнятих допущень, це приводить до наступної залежності

$$m_2 = \int_0^{\tau} G_2 dt, \quad (5.12)$$

яка, після підстановки в неї виразів (5.5), (5.6) і інтегрування, дає для визначення величини τ в (5.11) вираз

$$\tau = \frac{1}{B_2} \left(\left(\frac{A_2}{A_2 - C_2} \right)^{\frac{k_2-1}{2}} - 1 \right), \quad (5.13)$$

де $A_2 = \mu_2 F_2 \psi_2 P_{02} (k_2 - 1)$ й $C_2 = 2m_2 B_2 \sqrt{R_2 T_0}$.

Для визначення закону зміни тиску будемо використовувати умову рівності ентальпій струменів, що випливають із ємностей і струменів, що втікають у робочу камеру, що призводить до наступної залежності зміни тиску в камері від часу наповнення

$$P_K = P_{01} \frac{V_1}{V_K - V_D} \left[1 - (1 + t \cdot B_1)^{\frac{-2k_1}{k_1 - 1}} \right] + P_{02} \frac{V_2}{V_K - V_D} \left[1 - (1 + t \cdot B_2)^{\frac{-2k_2}{k_2 - 1}} \right] + P_{K0}, \quad (5.14)$$

де V_D – сумарний об'єм деталей і пристроїв у робочій камері; P_{K0} – початковий тиск у камері (звичайно рівне атмосферному).

Для правильної роботи системи генерації суміші необхідне забезпечення надкритичного перепаду тиску між ємностями й камерою протягом усього часу наповнення, який також залежить від показника адіабати газу

$$\left. \begin{aligned} P_1 &> P_K \cdot \left(\frac{2}{k_1 + 1} \right)^{-k_1/(k_1 - 1)} \\ P_2 &> P_K \cdot \left(\frac{2}{k_2 + 1} \right)^{-k_2/(k_2 - 1)} \end{aligned} \right\}. \quad (5.15)$$

Як відзначається в роботі [94], параметри газової суміші в робочій камері не можуть бути визначені по залежностях для адіабатичного або політропічного процесу. Тому для визначення температури в камері необхідно застосувати рівняння становища досконалого газу

$$T_K = \frac{P_K}{\rho_{CM} R_{CM}}, \quad (5.16)$$

де ρ_{CM}, R_{CM} – густина і газова постійна суміші, обумовлені по поточній масовій концентрації компонентів виразами

$$1/\rho_{CM} = c_1/\rho_1 + c_2/\rho_2, \quad (5.17)$$

$$R_{CM} = c_1 R_1 + c_2 R_2. \quad (5.18)$$

Вхідні у вирази (5.6), (5.8) і (5.13) коефіцієнти витрати критичних отворів являють собою відношення реальної масової витрати через отвір до його ідеального

значення й враховують стиснення струменя при витіканні й втрати напору на тертя. Для заданої конфігурації критичних отворів вони можуть бути визначені або на основі відомих методик, що використовують аналітичні розв'язки одномірних моделей течії газу [130, 163], або при моделюванні в CFD пакетах.

Як приклад використання запропонованої методики розглянемо можливості забезпечення точності дозування компонент стехіометричної паливної суміші CH_4-O_2 ($\beta = 4$). У якості вихідних даних для розрахунків прийняті наступні значення:

– для CH_4 : $\rho = 0,7168 \text{ кг/м}^3$, $M = 16,04 \cdot 10^{-3} \text{ кг/Моль}$, $k = 1,32$,

$R = 518,37 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$;

– для O_2 : $\rho = 1,47 \text{ кг/м}^3$, $M = 32,0 \cdot 10^{-3} \text{ кг/Моль}$, $k = 1,4$, $R = 259,8 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$.

Об'єм робочої камери термоімпульсної установки прийнятий рівним $15 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$, робочий тиск і температура суміші в камері 1,0 МПа при 293 К. Початкові значення тиску й температури в ємності метану прийняті рівними 3,5 МПа і 293 К. Діаметр критичного отвору для метану був обраний рівним 1 мм, а об'єм проміжної ємності $10 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$.

Розраховані за залежностями (5.8) і (5.9) значення діаметра критичного отвору й об'єму проміжної ємності для кисню округлялись з урахуванням можливостей виготовлення й склали 1,666 мм і $25,062 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$. Подальші розрахунки проводилися для округлених значень.

Для наведених величин параметрів час наповнення камери термоімпульсної установки до заданого рівня тиску склало 7,62 с. Початковий тиск у ємності для кисню, розраховане за залежністю (5.11) склало 3,446 МПа. На рис. 5.12 наведено графіки зміни тиску в ємностях метану й кисню за часом наповнення камери. Різниця температур у ємностях протягом наповнення не перевершує 0,002 К.

На рис. 5.13 наведений графік залежності тиску в робочій камері за часом наповнення сумішшю, отриманий з використанням виразу (5.14). До моменту закінчення наповнення перепад тиску між ємністю метану й камерою $P/P_K = 2,13$ (при критичному перепаді 1,844), а ємністю кисню й камерою $P/P_K = 2,163$ (при критичному перепаді 1,893). Таким чином, умови (5.15) виконуються.

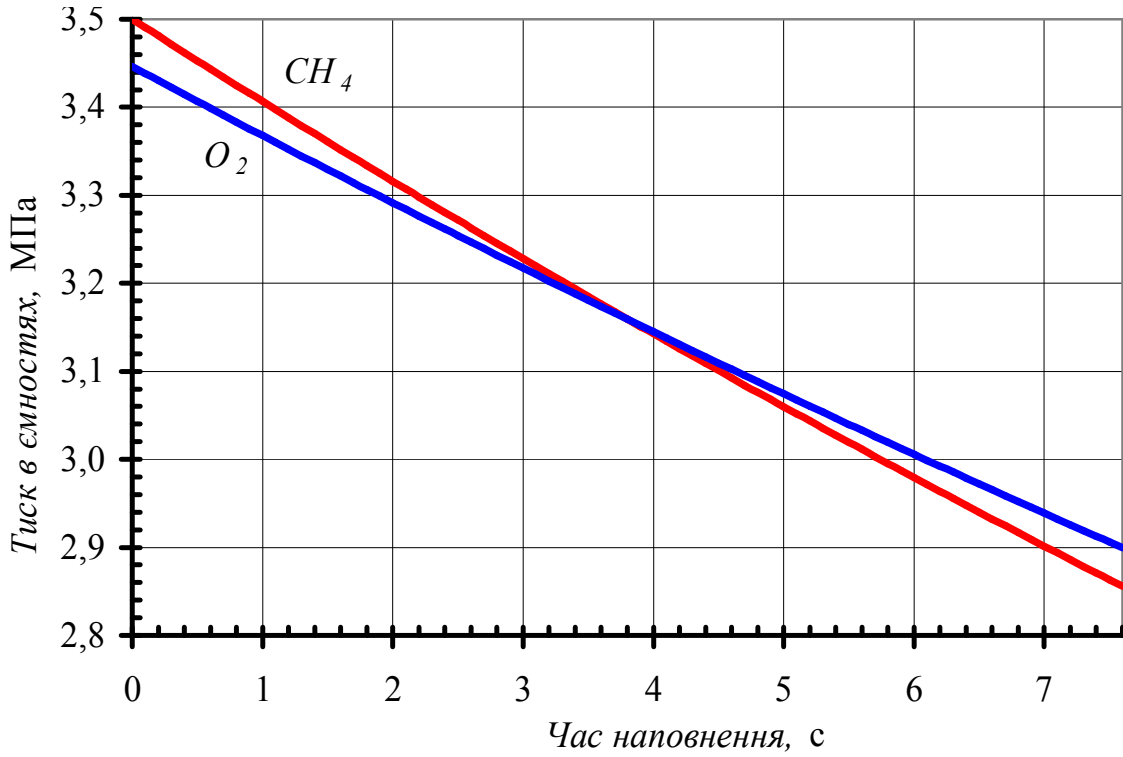


Рисунок 5.12 – Залежності тиску в проміжних ємностях від часу наповнення камери

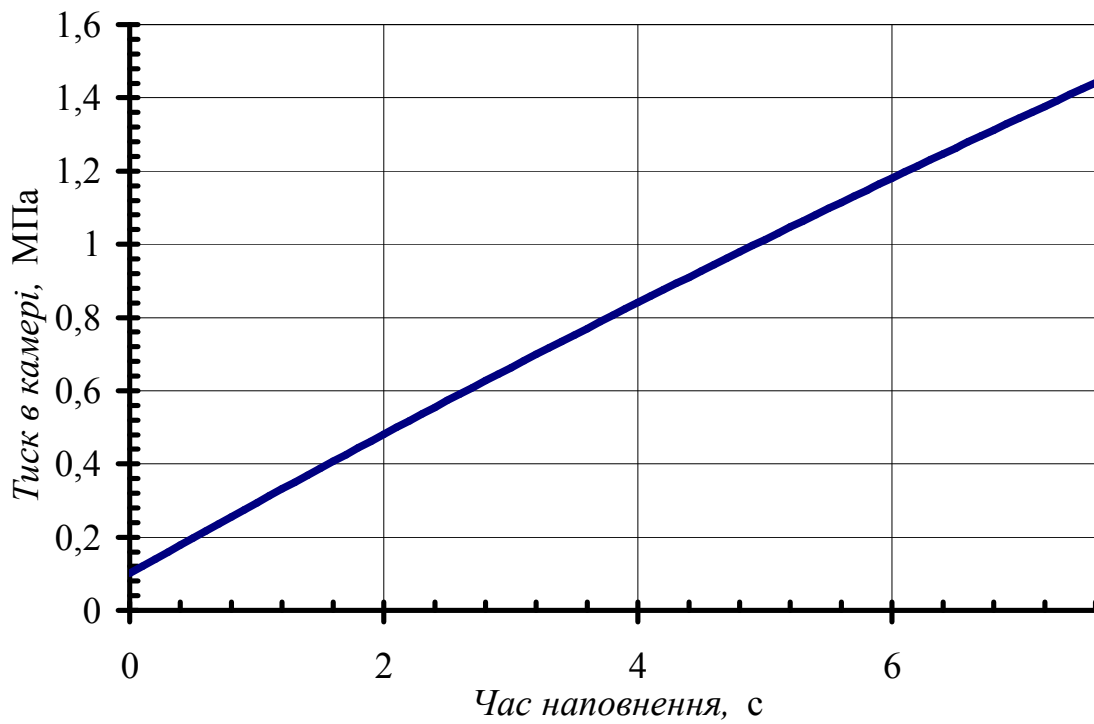


Рисунок 5.13 – Залежність тиску в камері від часу наповнення

На рис. 5.14 наведені графіки зміни миттєвого співвідношення масової витрати компонент паливної суміші $\beta^* = G_{O_2}/G_{CH_4}$ за часом наповнення камери. На цьому ж малюнку показані значення заданого співвідношення масових концентрацій ($\beta = 4$ для стехіометричної суміші) і отриманої після закінчення наповнення величини даного співвідношення β_{cp} . У результаті похибка забезпечення співвідношення масових концентрацій компонент паливної суміші склала менш 0,01 %.

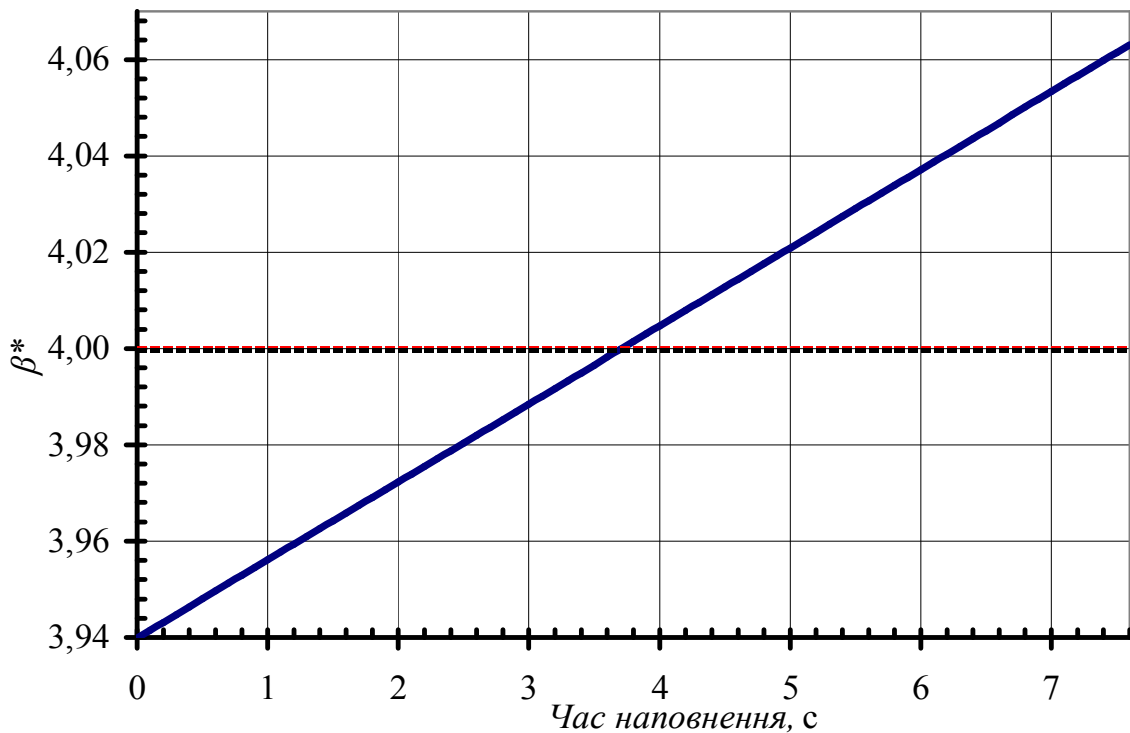


Рисунок 5.14 – Залежність співвідношення масової витрати компонент суміші від часу наповнення камери

На рис. 5.15 наведений графік зміни температури паливної суміші в камері за часом наповнення. За рахунок стиску суміші кінцева температура перевищують початкову більш ніж на 80 °С.

Таким чином, вибір параметрів системи генерації суміші по залежностях (5.4)–(5.18) дає змогу забезпечити необхідну для прецизійного термоімпульсного оброблення точність дозування компонент із використанням запропонованої модифікації методу критичних отворів.

Таким чином, принцип роботи системи сумішоутворення установки для прецизійного термоімпульсного оброблення може виглядати в такий спосіб.

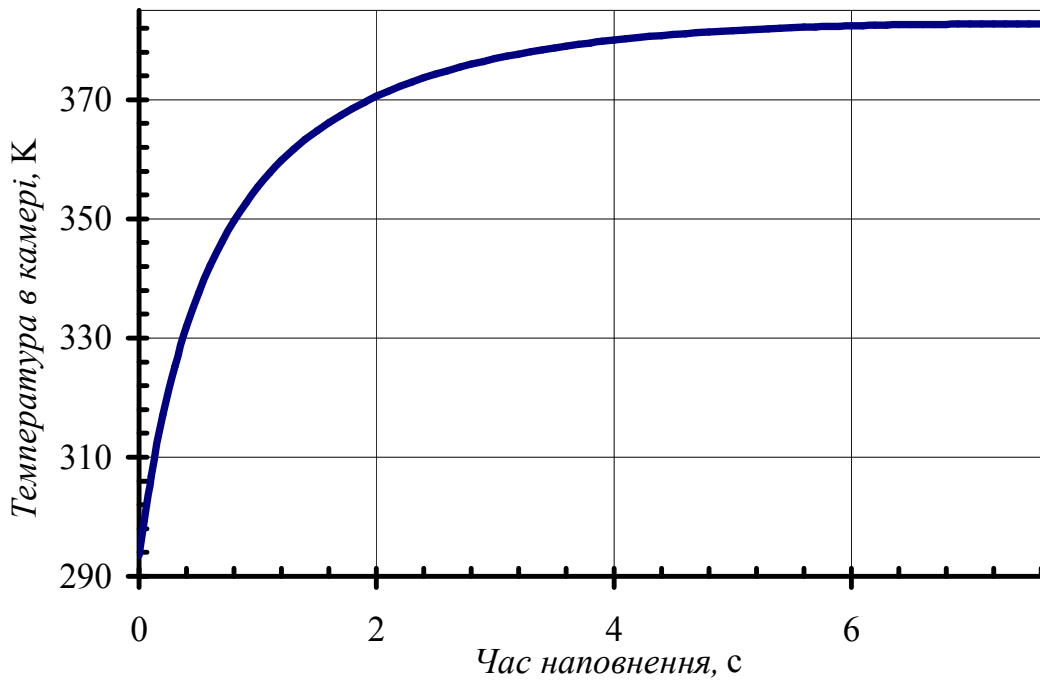


Рисунок 5.15 – Залежність температури в камері від часу наповнення

Точність компонентного складу суміші в системі забезпечується за допомогою керованих клапанів закритичного витікання зі змінним перерізом. Співвідношення площ прохідних перерізів клапанів визначається заданим компонентним складом, обумовленим залежністю (5.8). При цьому стабільність співвідношення масової витрати компонент забезпечується введенням у тракти палива і окиснювача додаткових ємностей, об'єм яких визначається виходячи із залежності (5.9).

Клапани закритичного витікання за допомогою імпульсних клапанів з надмалим часом відкриття з'єднуються зі змішувачем, у якому відбувається перемішування суміші. Для забезпечення гомогенності суміші проектування такого змішувача повинне проводитися за допомогою відомих методик, орієнтованих на застосування CFD пакетів [74].

Точність дозування маси суміші в такій системі може бути забезпечено прямим вимірюванням масової витрати суміші після змішувача за допомогою коріолісового витратоміра.

Такий вибір обумовлений тим, що такого роду пристрої разом із високою точністю вимірювань надійно працюють при наявності вібрації трубопроводу, при зміні температури й тиску робочого середовища, а також мають високу надійність завдяки відсутності частин, що рухаються й зношуються.

Підвищення точності дозування компонент у пропонованій системі сумішоутворення можливе за рахунок урахування індивідуальних похибок виконавчих механізмів у ході регулювання. Для цього необхідно використовувати який-небудь арбітражний метод для контролю маси компонентів газової суміші. У якості найбільш очевидного варіанта такого методу можна запропонувати гравіметричний, який не залежить від температури й складу суміші. Урахування систематичної похибки спрацьовування виконавчих механізмів, може бути зроблено програмним способом в автоматизованій системі керування устаткуванням.

Урахування початкової температури паливної суміші може проводитися за допомогою додаткового вимірювання тиску паливної суміші в ході подачі її в робочу камеру. За допомогою цих даних початкова температура суміші може бути визначена виходячи з рівняння стану

$$T = \frac{P_{см}}{\rho_{см} R_{см}}, \quad (5.19)$$

де $P_{см}$ – обмірюване значення тиску після закінчення наповнення; $R_{см}$ – газова постійна суміші, розрахована за залежністю $R_{см} = \sum_{i=1}^N c_i R_i$; $\rho_{см}$ – густина суміші, розрахована за обмірюваною масою $\rho_{см} = M_{см} / (V_k - V_k)$.

Оскільки метод розрахунків енергетичних характеристик термоімпульсного встаткування, розроблений у розд. 2 цієї роботи, припускає початкове значення температури суміші на рівні 300 К, то отримане згідно з виразом (5.19) значення початкової температури має бути використане для корекції величини усередненого питомого теплового потоку:

$$q^* = q_{розрах} \frac{T_2 + (T - 300)}{T_2}. \quad (5.20)$$

За величиною питомого теплового потоку, отриманого за залежністю (5.20), з урахуванням кваліметричних вимог до кромки, описаних в розд. 3 цієї роботи, має проводитися корекція часу оброблення й автоматичне регулювання системи керування випуском продуктів згоряння.

5.2 Алгоритм керування системою генерації суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення

Укрупнена блок-схема системи генерації суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення наведена на рис. 5.16. Вихідними даними для генерації суміші є відомості про властивості компонентів суміші, що містяться в базі даних системи керування установкою, а також значення коефіцієнтів витрат критичних отворів. Ці значення повинні бути отримані попередньо шляхом калібрування трактів подачі газів за допомогою високоточного масового витратоміра.

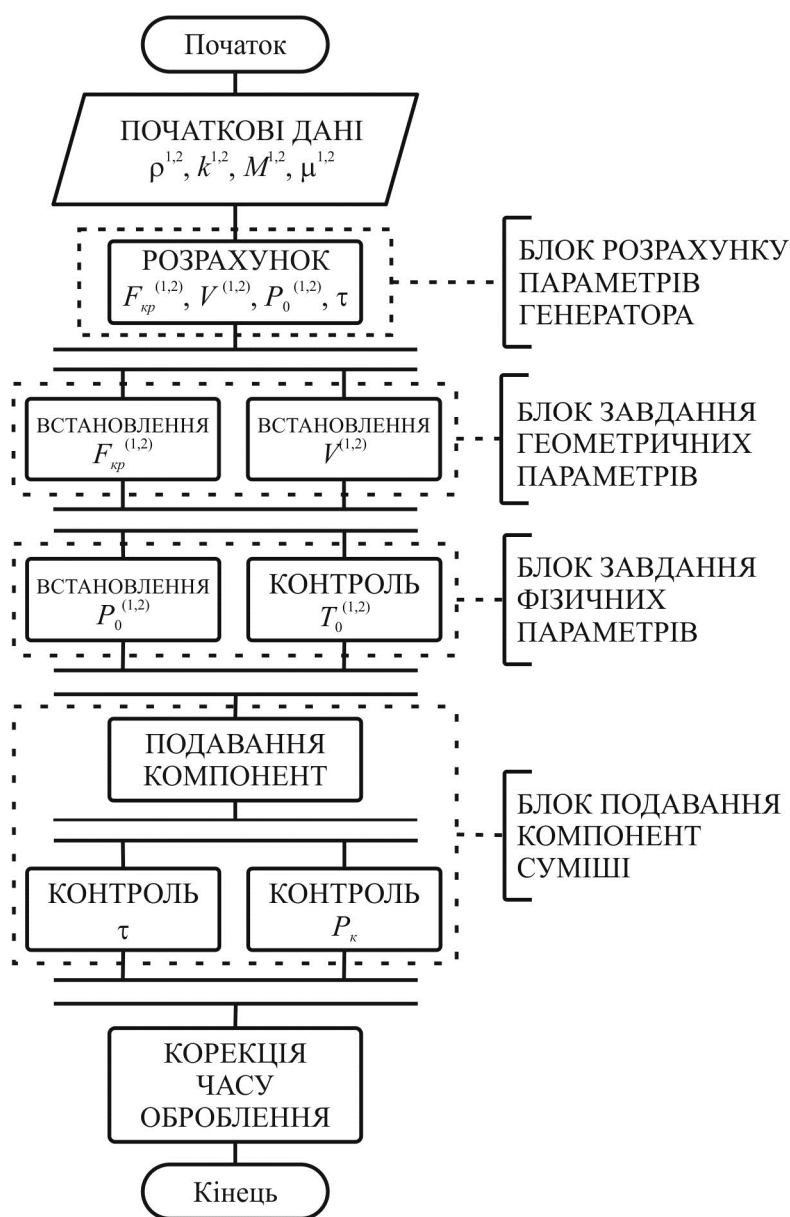


Рисунок 5.16 – Укрупнена блок-схема системи керування генерацією суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення

Генератор суміші може передбачати можливість роботи на різних горючих газах. У цьому випадку, принаймні, один критичний отвір і одна проміжна ємність повинні мати можливість регулювання розмірів.

При встановленні тиску в проміжних ємностях для базового компонента суміші доцільно використовувати пропорційний клапан з регулюванням витрати залежно від тиску в ємності.

Для компонента суміші, що настраюється, в цьому випадку можливе використання диференціального вимірника тиску. Таке рішення дає змогу зменшити похибку установки тиску в ємностях, що безпосередньо впливає на точність компонентного складу паливної суміші.

У блоці подачі компонентів суміші передбачається керування швидкістю відкриття клапанів подачі газів (10 і 20 на рис. 5.8).

Це необхідно тому, що на початку відкриття клапанів критичний перетин виникає саме в них, а не на критичних отворах. Тому швидкість відкриття (і закриття) клапанів повинна бути різною й встановлюватися виходячи з умови забезпечення співвідношення площин, що задаються виразом (5.8).

Крім того, для підвищення точності дозування теплового потоку при термоімпульсному обробленні в блоці подачі компонент передбачається контроль як витрати компонентів суміші, так і її тиску в камері. При відомих значеннях початкового тиску в ємностях для складових суміші контроль витрати з високою точністю може здійснюватися за часом наповнення.

Контроль тиску ж необхідний для визначення початкової температури суміші за значеннями маси заряду й об'єму газу в камері за залежністю (5.19). Як показано раніше, навіть без урахування теплообміну зі стінками температура в камері при наповненні сумішшю може суттєво змінитися.

На рис. 5.17 наведена блок-схема алгоритму розрахунків параметрів генератора суміші з використанням описаної вище методики. При розрахунках проводиться контроль забезпечення надкритичного перепаду тиску протягом усього періоду генерації суміші за залежністю (5.15), а також контроль неперевищення допустимого тиску в ємностях, заданих технічними умовами експлуатації установки.

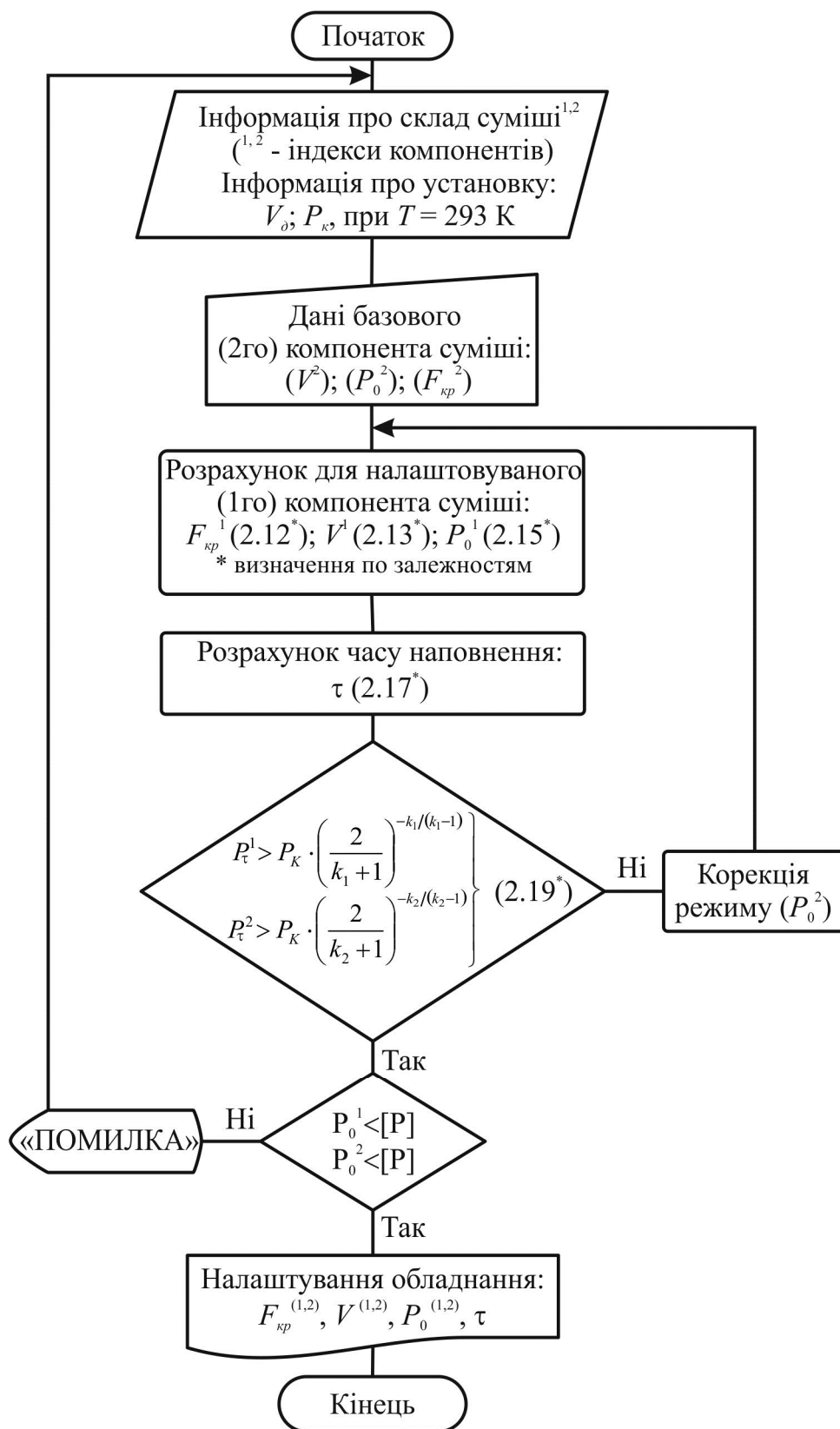


Рисунок 5.17 – Блок-схема алгоритму розрахунків параметрів генератора суміші

Настроювання встаткування, визначені при розрахунках параметрів генератора, надалі використовуються в блоці завдання геометричних параметрів (F_i, V_i), блоці завдання фізичних параметрів (P_{0i}) і блоці подачі компонент (F_i, τ).

5.3 Схема та опис роботи розробленого генератора паливної суміші

Загальна схема розробленої системи дозування енергії представлена на рис. 5.18, яка складається з наступних основних систем: генерації паливної суміші, випуску продуктів згоряння, керування пневматикою. У системі передбачені магістралі кисню (окиснювач), метану (паливного газу), нейтрального газу, повітря.

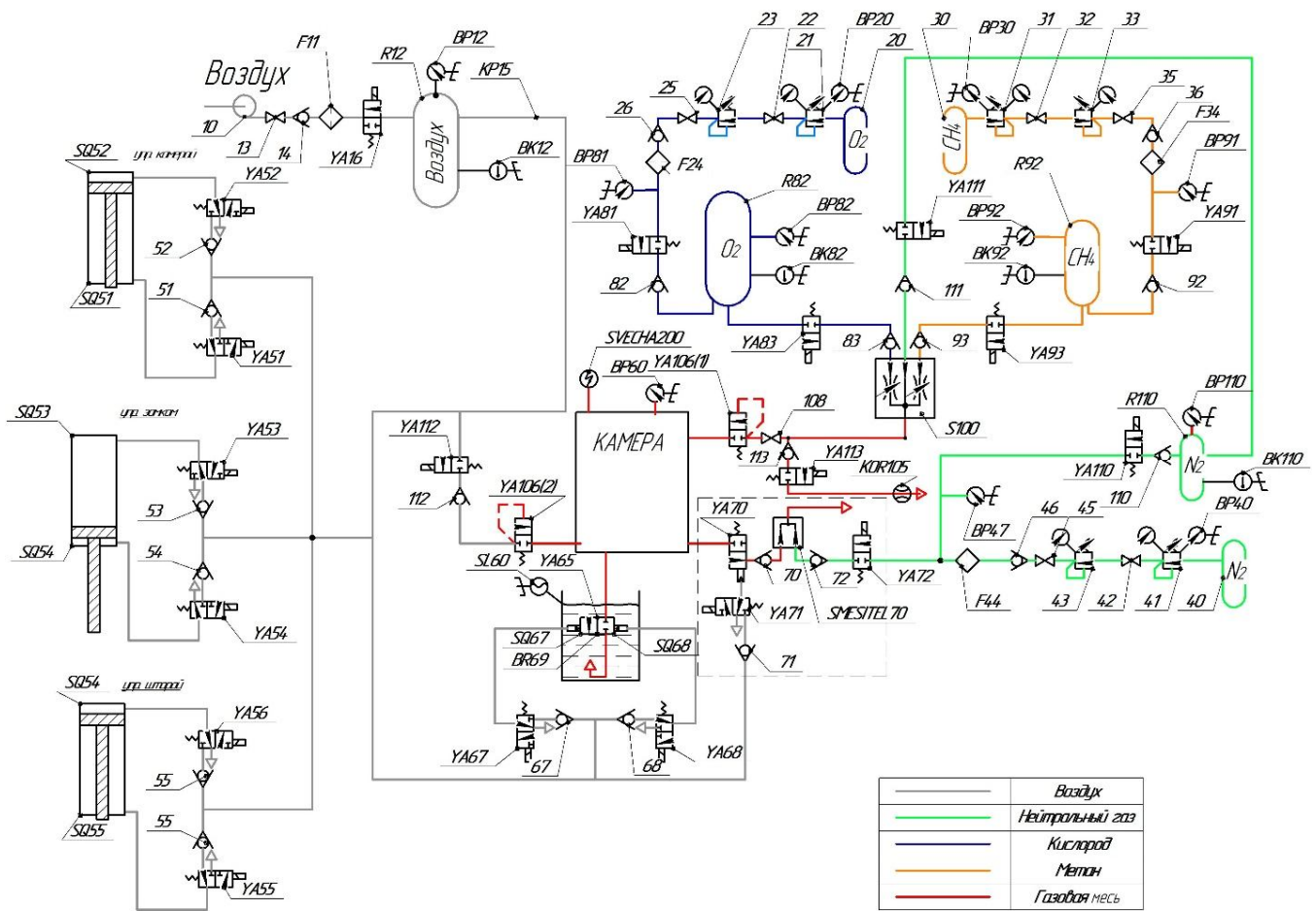


Рисунок 5.18 – Загальна схема систем термоімпульсної установки

Система генерації паливної суміші складається з блоку подачі газів до установки, блоку фільтрів, блоку ресиверів, блоку змішувача, блоку камери.

Блок подачі газів кисню, метану, і нейтрального газу, 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 яке необхідно для здійснення циклу оброблення, встановлені датчики тиску *BP20, BP30, BP40*, розраховані на тиск до 24 МПа.

Моделювання процесу наповнення показало, що при витіканні через критичні отвори за соплом знижується температура газу, що може приводити до осадження вологи й обмерзанню, тому до якості використовуваного газу підвищена вимога до його чистоти й сухості.

У блоці фільтрів (*F24, F34, F44, F11*) використовувана фільтрація забезпечує видалення твердих часток від 1 до 5 мкм, блок фільтра *F11* із волого-масловіддільником, що забезпечує надійність роботи системи в цілому.

Блок ресиверів складається із клапанів *YA81, YA91, YA110, YA16* для наповнення газами ресиверів (кисню *R82*, метану *R92*, нейтрального газу *R110*, повітря *R12*), датчиків тиску *BP82, BP92, BP110, BP12*, датчиків температури *BK82, BK92, BK110, BK12*. Конструкція ресиверів передбачає можливість зміни об'єму, що дає змогу виконувати калібрування й переходити на інші робочі гази з мінімальною втратою робочого газу, тому що продувка проводиться в малому об'ємі. Датчики тиску й температури дають змогу одержати масу газу в ресивері при їхнім наповненні до заданого значення й після наповнення робочої камери, а по їхній різниці розраховуємо масу суміші в робочій камері.

Наповнення ресивера кисню *R82* до заданого значення маси газу виконується відкриттям двоходового електромагнітного клапана *YA81* і його закриттям по досягненню заданого тиску (датчик *BP82*). Аналогічно й для інших газів.

Блок змішувача складається із двоходових електромагнітних клапанів *YA83, YA93, YA111, YA113*, змішувача *SI00*, а також передбачена можливість підключення масового витратоміра *KOR105* для калібрування. Конструкція змішувача складається зі змінних сопів і камери змішування, а також передбачена можливість підключення датчиків температури й тиску для виконання дослідницьких задач. У якості альтернативи змінним запропоновані сопла із центральним тілом, що дасть змогу при переході на інші робочі гази змінювати площу перерізу не відкриваючи змішувач (рис. 5.19). Напо-

внення камери газовою сумішшю виконується одночасним відкриттям клапанів *YA83*, *YA93* з наступним їхнім закриттям (за часом або за показниками датчиків тиску).

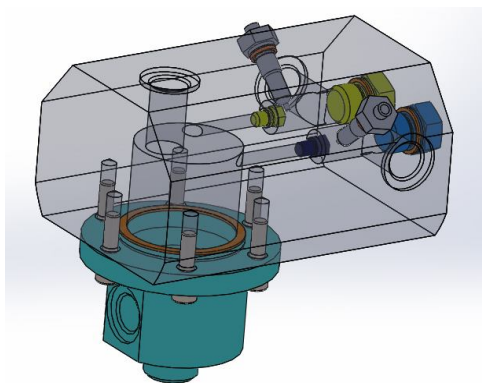


Рисунок 5.19 – Тривимірна модель змішувача

Для запобігання можливої аварійної ситуації, пов'язаної зі знаходженням готової паливної суміші в блоці змішувача (перед робочою камерою) передбачена продувка змішувача й магістралі перед камерою нейтральним газом до початку оброблення. Продувка виконується відкриттям клапана *YA113* (скидання тиску в змішувачі) і відкриттям клапана *YA111* для виконання продувки нейтральним газом (тиск якого повинне бути нижче тиску в робочій камері) після чого клапани закриваються.

Блок камери складається із впускних клапанів (*YA106(1)*, *YA106(2)*), клапана наповнення камери повітрям *YA112*, датчика тиску *BP60*.

Відповідно до запропонованого способу динамічного сумішоутворення керування роботою системи дозування і підготовки паливної суміші проводиться в такій послідовності.

1. Постійні дані для розрахунків.

1.1. Об'єм робочої камери V_k , м³ (задається при програмуванні системи керування).

1.2. Паразитні об'єми трактів окиснювача і палива (ділянки магістралей між клапанами, що відкривають ємності, до робочої камери V_o^n , V_n^n , м³ (визначаються за САД моделлю системи сумішоутворення, підтверджуються експериментально і задаються при програмуванні системи керування).

1.3. Властивості компонент паливної суміші (задаються при програмуванні си-

стеми керування).

Таблиця 5.2 – Властивості компонент суміші при температурі $T = 293,15$ К та початковому тиску $P = 101,325$ кПа

Газ	R , Дж/(кг·К)	k	ρ , кг/м ³	M , кг/Моль
Метан	518,370	1,320	0,7168	$16,040 \cdot 10^{-3}$
Пропан	184,920	1,138	1,8720	$44,097 \cdot 10^{-3}$
Водень	4123,809	1,410	0.0898	$2,016 \cdot 10^{-3}$
Кисень	259,800	1,400	1,4700	$32,000 \cdot 10^{-3}$
Повітря	287,060	1,400	1,2041	$28,980 \cdot 10^{-3}$

Таблиця 5.3 – Стехіометричні масові співвідношення окислювач/паливо (β) для паливних сумішей, застосовуваних для термоімпульсного оброблення

Паливо \ Окислювач	Метан	Пропан	Водень
Кисень	4,00	3,636	7,937
Повітря	17,24	15,672	34,20

1.4. Коефіцієнти витрати жиклерів окиснювача і палива – μ_o , μ_n (визначаються експериментально для кожного жиклера і задаються при програмуванні системи керування).

Коефіцієнти витрати визначаються за залежністю

$$\mu = \frac{G\sqrt{RT}}{FP\psi},$$

де G – експериментально визначена величина масової витрати через жиклер з площею отвору F для газу з газовою постійною R при тиску газу в ємності P і температурі T .

Для контролю масової витрати через жиклери змішувача в системі сумішоутворення дослідно-промислового зразка комплексу встановлено коріолісовий витратомір для безпосереднього моніторингу масової витрати потоку газу при витіканні з проміжних ємностей.

1.5. Площі критичних отворів жиклерів окиснювача і палива F_o , F_n , мм² (задається при програмуванні системи керування).

Площа критичного отвору в жиклері окиснювача попередньо розраховуються за залежністю

$$F_o = \alpha\beta \cdot F_n \frac{\mu_n \sqrt{M_n} \Psi_n}{\mu_o \sqrt{M_o} \Psi_o},$$

де $\alpha = 1,0 \dots 1,1$ – коефіцієнт надлишку окиснювача (зазвичай при термоімпульсному обробленні дорівнює 1).

Площа отвору в жиклері палива вибирається виходячи з того, щоб діаметр цього жиклера був простим (1 мм, 1,5 мм, 2 мм і т.д.). Розрахований діаметр отвору жиклера окиснювача округляється з урахуванням можливостей точності виготовлення. Остаточно при програмуванні системи керування вносяться площі отворів F_o^* , F_n^* , які розраховані за виміряним діаметрами виготовлених жиклерів.

1.6. Об'єми проміжних ємностей окиснювача і палива V_o^n , V_n^n , м³, (задається при програмуванні системи керування і автоматично налаштовується при виборі типу палива). Об'єм проміжної ємності палива встановлюється рівним сумі газового об'єму камери і паразитного об'єму паливної магістралі

$$V_n = V_k - V_o + V_n^n.$$

Об'єм проміжної ємності окиснювача розраховується за залежністю

$$V_o = \alpha\beta \cdot V_n \frac{\mu_n M_n k_o - 1}{\mu_o M_o k_n - 1}.$$

2. Налаштовувані дані для розрахунків системи керування.

2.1. Характеристики паливної суміші.

Тип палива (вибирається оператором):

- метан;
- пропан;
- водень.

Тип окиснювача (вибирається оператором):

- кисень;

– повітря.

Тиск паливної суміші при $T = 293,15 \text{ K}$ – $P_{0см}$, МПа (задається оператором).

2.2. Об'єм оброблюваних деталей і пристосування V_{∂} , м³ (задається оператором, або автоматично передається з системи CAD).

2.3. Час оброблення $t_{обр}$, с (задається оператором).

3. Визначення початкових характеристик газів в проміжних ємностях.

3.1. При первинному наповненні ємностей.

При первинному наповненні ємностей слід врахувати, що всередині обох знаходиться повітря при атмосферному тиску. Наповнення ємностей проводиться після випуску з них повітря. При цьому з ємності окиснювача видалення повітря проводиться тільки в разі, якщо в якості окиснювача в паливній суміші планується вибір кисню. Для видалення повітря з ємностей відкриваються клапани, що з'єднують їх з магістраллю скидання газу в атмосферу. Витіснення повітря з ємностей проводиться шляхом переміщення регулюючого поршня в крайнє положення при якому об'єм ємності є мінімальним. Після закінчення випуску повітря з ємностей при крайньому положенні регулюючих поршнів, при яких об'єми проміжних ємностей є мінімальними проводиться 5-ти кратне наповнення ємностей окиснювачем і/або паливом необхідного виду до тиску 0,5 МПа з наступним випуском газу з них в атмосферу.

При цьому при випуску палива газ розбавляється азотом до безпечної концентрації (табл. 5.4).

Таблиця 5.4 – Вибухобезпечний об'ємний % палива в суміші

Метан	Пропан	Водень
5,0	2,2	4,0

Після закінчення продування ємностей в них подається кисень і паливо з одночасним переміщенням регулюючих поршнів до положення при якому для обраних газів згідно п. 1.6 забезпечуються розрахункові об'єми проміжних ємностей.

3.2. У разі змінення виду палива і окиснювача.

Проводиться послідовний випуск палива або окиснювача, що раніше містило-

ся в проміжних ємностях. Для цього відкриваються клапани, що з'єднують ємності з магістраллю скидання газу в атмосферу. Витіснення газу з ємностей проводиться шляхом переміщення регулюючого поршня в крайнє положення при якому об'єм ємності є мінімальним. При цьому при випуску палива газ розбавляється азотом до безпечної концентрації.

Після закінчення випуску палива і/або окиснювача при крайньому положенні регулюючих поршнів, при яких об'єми проміжних ємностей мінімальні, проводиться 5-ти кратне наповнення ємностей окиснювачем і/або паливом необхідного виду до тиску 0,5 МПа з наступним випуском газу з них. При цьому при випуску палива зберігаються вимоги по його розведенню азотом. Після закінчення продування ємностей в них подається необхідний вид окиснювача і/або палива з одночасним переміщенням регулюючого поршня до положення при якому для обраних газів забезпечуються розрахункові величини об'ємів проміжних ємностей.

3.3. Розрахунок початкових мас компонент в проміжних ємностях:

– початкова маса окиснювача

$$m_0^o = V_o \frac{P_0^o}{R_o T_0^o};$$

– початкова маса палива

$$m_0^n = V_n \frac{P_0^n}{R_n T_0^n}.$$

4. Розрахунок наповнення робочої камери.

4.1. За заданими в п. 3.1 даними розраховуються характеристики суміші.

Масова концентрація компонентів паливної суміші:

– масова концентрація окиснювача

$$c_0 = \frac{\alpha\beta}{\alpha\beta + 1};$$

– масова концентрація палива

$$c_n = \frac{1}{\alpha\beta + 1}.$$

Густина паливної суміші

$$\rho_{см} = \frac{\rho_o \rho_n}{c_o \rho_n + c_n \rho_o}.$$

Газова стала паливної суміші

$$R_{см} = c_o R_o + c_n R_n.$$

Маса паливної суміші і її компонент:

– маса суміші в камері

$$m_{см} = \rho_{см} (V_k - V_d);$$

– маса окиснювача в камері

$$m_o = c_o m_{см};$$

– маса палива в камері

$$m_n = c_n m_{см}.$$

– повна маса окиснювача, що має витікти з ємності

$$m_{on} = m_o + \eta m_o \frac{V_o^n}{V_k - V_d};$$

– повна маса палива, що має витікти з ємності

$$m_{nn} = m_n + \eta m_n \frac{V_n^n}{V_k - V_d},$$

де η – коефіцієнт ($\eta > 1$), що враховує збільшення густини газів в паразитних об'ємах порівняно з відповідними значеннями в камері за рахунок перепаду тиску між ними, який визначається гідравлічним опором магістралей та зусиллями спрацьовування зворотних клапанів.

4.2. Визначення часу наповнення камери паливом.

4.2.1. Попередній розрахунок тиску в ємності палива

$$P_{0n} = k_n \left(P_{0см} \cdot \left(\frac{2}{k_n + 1} \right)^{-k_n/(k_n-1)} + P_{0см} \cdot c_n \right).$$

4.2.2. Розрахунок часу витікання палива

$$\tau_n = \frac{1}{B_n} \left(\left(\frac{A_n}{A_n - C_n} \right)^{\frac{k_n-1}{2}} - 1 \right),$$

де $A_n = \mu_n F_n \psi_n P_{0n} (k_n - 1)$; $B_n = \frac{(k_n - 1) F_n \sqrt{R_n T_{0n}}}{2V_n} \psi_n$; $C_n = 2m_{nn} B_n \sqrt{R_n T_{0n}}$.

Час витікання окиснювача попередньо приймається рівним часу витікання палива.

4.3. Попереднє визначення початкового тиску в ємності окиснювача

$$P_{0o} = P_{0n} \frac{\int_0^\tau (1 + B_m t)^{-\frac{k_n+1}{k_n-1}} dt}{\int_0^\tau (1 + B_o t)^{-\frac{k_o+1}{k_o-1}} dt} = \frac{B_o k_o (k_n - 1) (B_n \tau + 1)^{\frac{k_n+1}{k_n-1}} - 1}{B_n k_n (k_o - 1) (B_o \tau + 1)^{\frac{k_o+1}{k_o-1}} - 1}.$$

4.4. Визначення кінцевого тиску в камері з урахуванням зміни температури

$$P_{\tau k} = P_{0o} \frac{V_o}{V_K - V_D + V_o^n} \left[1 - (1 + \tau \cdot B_o)^{\frac{-2k_o}{k_o-1}} \right] +$$

$$+ P_{0n} \frac{V_n}{V_K - V_D + V_n^n} \left[1 - (1 + \tau \cdot B_n)^{\frac{-2k_n}{k_n-1}} \right] + P_{0k}.$$

де P_{0k} – початковий тиск в камері (атмосферний).

4.5. Визначення кінцевого тиску в ємностях з урахуванням зміни температури.

Кінцевий тиск в ємностях компонент паливної суміші:

– тиск в ємності окиснювача

$$P_{\tau o} = P_{0o} (1 + B_o \tau)^{\frac{-2k_o}{k_o-1}};$$

– тиск в ємності палива

$$P_{\tau n} = P_{0n} (1 + B_n \tau)^{\frac{-2k_n}{k_n-1}}.$$

4.6. Перевірка умов забезпечення закритичного перепаду тиску до закінчення наповнення.

Перевірка умов закритичного перепаду для ємностей:

– умова для ємності окиснювача

$$P_{\tau o} > P_{\tau k} \left(\frac{2}{k_o + 1} \right)^{\frac{k_o}{k_o-1}};$$

– умова для ємності палива

$$P_{\tau n} > P_{\tau k} \left(\frac{2}{k_n + 1} \right)^{\frac{k_n}{k_n - 1}}.$$

При невиконанні будь-якої умови пропорційне збільшення початкового тиску в ємності палива перерахунок значень по п. 4.2.2, 4.3–4.6. Після виконання умов 4.6 остаточно визначається початковий тиск в ємностях окиснювача і палива.

Отримані значення початкового тиску та маси компонент суміші у проміжних ємностях підлягають моніторингу на всіх етапах роботи системи генерації суміші (наповненні проміжних ємностей та наповненні камери). При цьому завдяки встановленим у проміжних ємностях датчикам вимірювання температури та тиску проводиться розрахунок реальної маси компонент в відповідних ємностях та визначається момент подачі сигналу на припинення подачі газів в ємності або у камеру з урахуванням даних про час спрацьовування відповідних клапанів.

В ході виконання наукових досліджень відповідно до технічного завдання було розроблено технічну документацію на систему сумішоутворення дослідно-промислового зразка автоматизованого комплексу для термоімпульсного оброблення, включаючи принципову схему, 3D моделі системи та технічні креслення. Загальний вид розробленого генератора газових сумішей наведено на рис. 5.20.



Рисунок 5.20 – Розроблений генератор паливної суміші для прецизійного термоімпульсного оброблення

РОЗРОБКА СИСТЕМИ КЕРУВАННЯ ЗГОРЯННЯМ ГАЗОВОЇ СУМІШІ

6.1 Методи ініціювання детонації в газових сумішах

Відомо, що детонаційну хвилю може бути створено двома принципово різними способами: переходом горіння в детонацію (ПГД) і прямим ініціюванням [83, 187] (рис. 6.1).



Рисунок 6.1 – Класифікація методів керування згорянням паливної суміші стосовно до термоімпульсного оброблення

Для методів, заснованих на ПГД, для запалення використовується джерело з відносно малою енергією, такий як іскра запалювання, а детонаційна хвиля виникає в результаті прискорення хвилі горіння. Практичне застосування таких методів стримується тим, що в гладких трубах процес такого переходу відбувається на відстанях до 100 поперечних розмірів труби. Тому всі варіанти таких методів головною задачею ставлять скорочення довжини, на якій відбувається перехід до детонаційного горіння [80, 145].

Одним з перших методів, що вирішують цю задачу був метод турбулізуючих перешкод. Його ідея полягала в установленні в канал різного роду перешкод, які штучно турбулізують потік, що приводить до прискорення полум'я й скорочення довжини переходу в детонацію. Даний метод був запропонований К. І. Щелкіним [191], який використовував для прискорення полум'я металеву спіраль. У подальших модифікаціях методу для прискорення полум'я використовувалися пластини з отворами, ґрати, звуження, профільовані перешкоди та інші.

Метод турбулізуючих перешкод має недоліки, пов'язані із втратами імпульсу на перешкодах (згідно [2] – до 25 %), перегрівання перешкод при циклічній роботі і (що більш важливо для задач термоімпульсного оброблення) довжина ділянки ПГД, хоча й скорочується, але усе ще залишається надто великою для практичного застосування методу.

Модифікацією методу турбулізуючих перешкод є метод ініціювання детонації за допомогою турбулентних струменів. У цьому випадку використовується додатковий об'єм, у якому відбувається первісне запалення. Гарячі турбулентні струмені, що вилітають із додаткового об'єму змішуються зі свіжою сумішшю й забезпечують її запалення у великому об'ємі. Метод не призводить до істотних втрат імпульсу, однак також не може бути застосованим для задач термоімпульсного оброблення. Так, наприклад, у роботі [50] вказується, що незважаючи на те, що він забезпечує дворазове зниження часу ПГД, довжина переходу при цьому практично не міняється.

Можливість ініціювання детонації за допомогою фокусування ударних хвиль досліджувалася в роботах [1, 15]. Для фокусування застосовувалися вставки різної геометрії: клин, конус, увігнута параболічна поверхня й параболоїд. Комбінація цьо-

го підходу й методу турбулізуючих перешкод була досліджена в роботі [52]. Було показано, що найбільш значне скорочення довжини переходу може бути досягнуте завдяки фокусуванню падаючої ударної хвилі при використанні вставок параболічної форми.

У цілому методи, засновані на ПГД (у тому числі, що використовують додавання в паливо добавок, що стимулюють детонацію), не забезпечують скорочення довжини переходу, достатнього для їхнього використання при керуванні згорянням газової паливної суміші при термоімпульсному обробленні.

Альтернативою є застосування методів прямої детонації, у яких підпалення суміші здійснюється досить потужним джерелом, що створює ударну хвилю, яка надалі формує детонаційну хвилю. Для створення такої ударної хвилі необхідне джерело з високим енерговнеском. Спочатку пряма ініціація детонації здійснювалася вибухом провідника (дроту або фольги) або вибухової речовини. Такий спосіб ініціації детонації не підходить для застосування в промисловому устаткуванні. Використання ж для ініціації детонації потужного іскрового розряду пов'язане з істотними технічними труднощами. Тому дослідження в області вдосконалення методів прямої ініціалізації детонації в основному пов'язані з пошуком шляхів зниження енергії ініціювання.

У числі методів, які можуть застосовуватися для розв'язку даного завдання слід зазначити градієнтний механізм ініціювання детонації, запропонований Я. Б. Зельдовичем [62]. Згідно з його гіпотезою, для формування стаціонарної детонаційної хвилі на коротких відстанях і за короткі часи необхідно створити в горючій суміші градієнт часу затримки запалення. Швидкість поширення хвилі спонтанного запалення визначається формою вихідного градієнта. У випадку, коли її величина лежить в інтервалі між швидкістю звуку й швидкістю Чепмена-Жуге, відбувається її істотне прискорення й формування детонаційної хвилі.

Градієнт часу затримки запалення може бути сформований, зокрема, градієнтом концентрації радикалів. У зв'язку з розвитком наносекундної техніки, з'явилися експериментальні й теоретичні роботи, що демонструють ефективність застосування для цього високовольтних наносекундних розрядів. Зокрема, у роботі [11] вказується на перспективність застосування таких розрядів для ініціювання детонації. Однак

дотепер, розробки в цій області перебувають у стадії проведення базових досліджень [93, 160].

Низкою дослідників проводяться дослідження запалення детонуючи сумішей за допомогою нерівновагої плазми імпульсного сьйвового розряду [8, 23, 59]. Експерименти підтверджують перспективність застосування сьйвового розряду для ініціації детонації. Експериментально підтверджено, що час затримки запалення при використанні коронного розряду знижується в порівнянні з іскровим запаленням в 5 і більш раз. Перспективним виглядає також спільне використання сьйвового й іскрового розряду, у якому сьйвовий розряд використовується для коливального порушення молекул газової суміші, а іскровий заряд зниженої потужності – для ініціації теплового вибуху збудженої суміші. Такого роду підхід уперше був експериментально досліджений у роботі [112].

Потенційною перевагою методів лазерної ініціації є те, що на відміну від інших способів при їхнім використанні з'являється можливість дистанційного й майже миттєвого збудження процесів у більших об'ємах суміші. Конфігурація лазерного пучка (наприклад, у вигляді кільця або витягнутого прямокутника) може формувати не тільки розбіжний, але й плоский або збіжний фронт хвилі горіння або фронт ударної хвилі у випадку утворення плазми [76]. Однак на сьогоднішній день відомостей про практичне застосування таких методів у детонаційних процесах немає.

У цілому й запалювання імпульсним сьйвовим розрядом, і лазерні системи запалювання будучи, безумовно, перспективними способами ініціювання детонації, на сьогоднішній день перебувають на ранніх стадіях експериментального вивчення й не можуть бути використані в складі термоімпульсного встаткування. Тому єдиним варіантом застосування систем прямої ініціації детонації є використання удосконалених методів іскрового запалювання.

6.2 Математична модель розширення іскрового каналу в реагуючих газах

Для подальшого розвитку електророзрядної техніки генерування ударних хвиль і нагрівання реагуючих газів (наприклад, систем ініціювання детонації іскровим розрядом), потрібно досліджувати вплив параметрів електричних розрядних ла-

нцюгів, що задають введення енергії в іскровий канал, на процеси, що відбуваються як в іскровому каналі, так і в області впливу в іскрі ударної хвилі на хімічно реагуюче газове середовище. Для розв'язку даної проблеми в розділі представлена розроблена математична модель розширення іскрового каналу [113, 135], що допускає розгляд довільних електричних розрядних ланцюгів. Особливості моделі укладаються у визначенні області струмопровідного каналу на підставі аналізу термодинамічного стану газу, і в урахуванні нерівновагої кінетики хімічних реакцій в умовах відриву коливальної температури від кінетичної температури газу.

Розглянемо процеси, що відбуваються при розширенні іскрового каналу в реагуючій газовій суміші, що й приводять до генерування ударної хвилі й наступному ініціюванню детонації. У результаті іскрової пробою відбувається утворення слабо іонізованої низькотемпературної плазми в міжелектродному просторі. Наступний розвиток іонізаційно-перегрівної нестійкості в газорозрядній плазмі приводить до контракції струму у вузькому струмопровідному каналі, що замикає міжелектродний проміжок. Подальше введення енергії в струмопровідний канал, що утворювався, від зовнішнього електричного ланцюга забезпечує зростання провідності плазми в каналі. Під дією швидко наростаючого розрядного струму відбувається нагрівання плазми зі зростанням температури й тиску в струмопровідному каналі. Надзвукове розширення каналу, викликане термогазодинамічними процесами, призводить до виникнення ударної хвилі, яка надалі відривається від струмопровідного каналу. Поширення інтенсивної ударної хвилі по горючій суміші викликає протікання хімічних реакцій за фронтом ударної хвилі. При цьому на швидкість хімічних реакцій впливає процес коливально-поступальної релаксації, викликаний нерівновагим збудженням молекул за фронтом ударної хвилі. В умовах, коли фронт ударної хвилі відходить на достатню відстань від струмопровідного каналу й при цьому ударна хвиля має достатню інтенсивність, відбувається перетворення ударної хвилі в детонаційну хвилю, тобто ініціювання детонації. Таким чином, у процесі ініціювання детонації іскровим розрядом спочатку інтенсивність ударної хвилі визначається електричною енергією, що вводиться в іскру, а після ініціювання детонації – енергією, виділюваною в результаті протікання хімічних реакцій за фронтом хвилі. У роз-

робленій моделі розвитку іскри розгляд процесів, що відбуваються в іскровому каналі, починається після стадії утворення вузького струмопровідного каналу.

В області струмопровідного каналу, крім газодинамічного розширення, враховується введення енергії від зовнішнього електричного ланцюга, перенесення тепла, іонізація й випромінювання газу, але не враховується змінення складу компонентів суміші за рахунок хімічних реакцій (у цій області газ є практично повністю дисоційованим). В області поза струмопровідним каналом газодинамічне розширення газу супроводжується зміною складу й стану середовища за рахунок протікання нерівноважних хімічних реакцій і процесом коливальної релаксації за фронтом ударної хвилі.

6.2.1 Основні рівняння моделі розширення іскрового каналу в реагуючих газах

У якості реагуючої суміші розглянемо суміш водню з киснем, розведену азотом. Процес розширення іскрового каналу в одномірній радіальній постановці задача в діапазоні $0 < r < L_*$, де L_* – розмір розрахункової області, описується системою газодинамічних рівнянь [97, 124, 135, 167, 185, 188] для багатоконпонентної хімічно реагуючої газової суміші у вигляді

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (r \rho u)}{\partial r} = 0, \quad (6.1)$$

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial \left[r \left(p + \rho u^2 \right) \right]}{\partial r} = \frac{p}{r}, \quad (6.2)$$

$$\frac{\partial \left[\rho \varepsilon + \frac{\rho u^2}{2} \right]}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial \left[r \left(u \left(\rho \varepsilon + \frac{\rho u^2}{2} + p \right) + k_T \frac{dT}{dt} \right) \right]}{\partial r} = \sigma E^2 - \sum_x \dot{e}_x - W_{em}, \quad (6.3)$$

$$\frac{\partial y_i}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (r u y_i)}{\partial r} = \omega_i, \quad i = 1-8 \quad (10), \quad (6.4)$$

$$\frac{\partial y_x e_x}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (r u y_x e_x)}{\partial r} = y_x \dot{e}_x + e_x \omega_x, \quad x = 1, 2 \quad (6.5)$$

де ε – внутрішня енергія газу на одиницю маси (без урахування коливальної енергії компонентів H_2 , O_2 , N_2); k_T – коефіцієнт теплопровідності; T – температура газу (ві-

дображає кінетичну енергію газу); E – напруженість електричного поля в стовпі розрядного каналу; σ – провідність плазми в каналі; W_{em} – питома потужність випромінювання; y_i – молярна концентрація i -ої компоненти ($H_2, O_2, H_2O, H, O, OH, H_2O_2, HO_2, N, N_2$); ω_i – швидкість зміни концентрації i -ої компоненти суміші за рахунок хімічних реакцій; ω_x – швидкість зміни концентрації x -ої моди за рахунок хімічних реакцій; e_x – питома коливальна енергія x -ої моди (H_2, O_2, N_2); \dot{e}_x – швидкість зміни питомої коливальної енергії x -ої моди (H_2, O_2, N_2) у результаті коливально-поступальної релаксації.

В області струмопровідного каналу, де температура газу досягає $T \approx 10000$ К і більш, стан середовища розраховувався по моделі локальної термодинамічної рівноваги. У цій області розглядалися компоненти $e, O, O_+, O_{++}, H, H_+, N, N_+, N_{++}$. Внутрішня енергія, віднесена до одиниці об'єму газу, у цьому випадку дорівнює

$$\rho\varepsilon = \frac{3}{2}(N_H + n_{H_+} + N_O + n_{O_+} + n_{O_{++}} + N_N + n_{N_+} + n_{N_{++}} + n_e)kT + \\ + n_{H_+}eI_{H_+} + n_{O_+}eI_{O_+} + n_{O_{++}}eI_{O_{++}} + n_{N_+}eI_{N_+} + n_{N_{++}}eI_{N_{++}}, \quad (6.6)$$

де N_i – густина нейтральних компонентів (O, H, N); e – заряд електрона; k – постійна Больцмана; n_e – густина електронів; n_{i+}, n_{i++} – густина однократно й дворазово іонізованих атомів; I_{i+}, I_{i++} – потенціал однократної й дворазової іонізації відповідних компонентів.

В області струмопровідного каналу рівняння стану має вигляд

$$p = \left(\sum_i N_i + n_e + \sum_i n_{i+} + \sum_i n_{i++} \right) kT. \quad (6.7)$$

Введення енергії, яка підводиться до іскри зовнішнім електричним колом, здійснювався тільки в область струмопровідного каналу. Розрахунок введення джерельного члена σE^2 , що відображає джоулево тепло від зовнішнього електричного кола, проводився з урахуванням параметрів розрядного кола.

Визначення границі струмопровідного каналу проводилося шляхом оцінки ступеня іонізації й провідності газу в області, де газ практично повністю дисоційований. Тому рух границі струмопровідного каналу задавався процесами тепломасопереносу, викликаними газодинамічним розширенням струмопровідного каналу, а також пере-

несенням тепла за рахунок електронної й променистої теплопровідностей.

В області поза струмопровідним каналом склад середовища визначався в результаті розв'язку рівнянь багатотемпературної нерівноважної хімічної кінетики для суміші водню з киснем, розведеної азотом.

Енергія одиниці об'єму суміші в цій області розраховувалася за виразом

$$\rho\varepsilon = \sum_i y_i U_i^0, \quad (6.8)$$

де U_i^0 – внутрішня (хімічна й теплова) енергія 1 моля i -ої компоненти суміші, обумовлена за виразом

$$U_i^0 = \Delta H_{298,15i}^0 + \int C_{Vi} dT, \quad (6.9)$$

де $\Delta H_{298,15i}^0$ – стандартна молярна ентальпія утворення i -ої компоненти суміші; C_{Vi} – молярна теплоємність i -ої компоненти при постійному об'ємі.

Для x -ої моди внутрішня енергія розраховувалася за виразом

$$U_x^0 = \Delta H_{298,15x}^0 + \frac{5}{2} R_* (T - T_0) + e_x T_{v,x}, \quad (6.10)$$

де $T_0 = 298,15$ К; $T_{v,x}$ – коливальна температура x -ої моди; R_* – універсальна газова постійна.

Тиск у суміші в області поза струмопровідним каналом визначався сумою парціальних тисків компонентів суміші у вигляді

$$p = R_* T \sum_i y_i. \quad (6.11)$$

6.2.2 Рівняння нерівноважної хімічної кінетики, використувані в моделі розширення іскрового каналу

Прийнято вважати [174], що кінетична схема згоряння водню, яка застосовувана в широкому діапазоні початкових температур і тисків і не враховує взаємодію зі збудженими в електричному розряді молекулами, включає 29 реакцій. У випадку урахування збуджених молекул кількість реакцій ще більш зростає [174]. Більше того, уточнення констант деяких хімічних реакцій триває дотепер [3, 100, 111]. Через

громіздкість розрахункових алгоритмів і багаторазового зростання розрахункового часу, на практиці застосовують скорочені кінетичні схеми згоряння, які з достатньою точністю описують процес згоряння в певних термодинамічних умовах. У даній моделі [135] використана кінетична схема згоряння по роботі [45], застосовна при тиску в газовій суміші до 30 МПа й початковій температурі до 3000 К, тому що ініціювання детонації в іскровому розряді відбувається в області стислого й нагрітого за фронтом ударної хвилі газу, де тиск і температура може досягати зазначених значень.

Використовувана скорочена схема включає 8 реагуючих компонентів (H , O , OH , H_2O_2 , O_2 , H_2 , HO_2 , H_2O) і складається з 18-ти оборотних хімічних реакцій. Згідно роботи [135], скорочена схема дає похибку у періоді затримки запалення не більш 5 % від повної кінетичної схеми. При цьому відхилення в кінцевій температурі продуктів згоряння не перевищує 10 К.

У струмопровідному каналі іскри досягається температура, при якій відбувається істотна дисоціація атомів азоту. Тому, кінетична схема згоряння водню доповнювалася рівнянням дисоціації азоту. Реакціями, що приводять до утворення оксидів азоту, у даній моделі не розглядалися.

Таким чином, використовувалася кінетична схема згоряння водню, яку доповнено реакцією № 19 (табл. 6.1) дисоціації азоту, у якій коефіцієнти констант швидкості прямих реакцій $k_{прк}$ і енергія активації відповідних реакцій мали наведені значення.

6.2.3 Рівняння коливальної релаксації в молекулярному газі, використовувані в моделі розширення іскрового каналу

Швидкість коливально-поступальної релаксації, що визначає приведення в рівновагу середньої коливальної енергії одиниці об'єму газу, у макроскопічному описі задається рівнянням виду [97, 116, 135]

$$\dot{e}_x = -\frac{e_x - e_x^0(T)}{\tau_{VT}(T)}, \quad (6.12)$$

де $\tau_{VT}(T)$ – час коливально-поступальної релаксації.

Таблиця 6.1 – Скорочена кінетична схема згоряння водню в кисні, розведеному азотом, коефіцієнти констант швидкості прямих реакцій $k_{прк}$ і енергія активації [45], прийняті в моделі

№	Реакції	A_k	n_k	E_a
1	$O + H_2 \leftrightarrow H + OH$	$5 \cdot 10^4$	2,7	6,29
2	$H + O_2 + M \leftrightarrow HO_2 + M$	$2,8 \cdot 10^{18}$	-0,9	0
3	$H + O_2 + O_2 \leftrightarrow HO_2 + O_2$	$3 \cdot 10^{20}$	-1,7	0
4	$H + O_2 + H_2O \leftrightarrow HO_2 + H_2O$	$9,38 \cdot 10^{18}$	-0,8	0
5	$H + O_2 \leftrightarrow O + OH$	$8,3 \cdot 10^{13}$	0	14,413
6	$H + HO_2 \leftrightarrow O_2 + H_2$	$2,8 \cdot 10^{13}$	0	1,068
7	$H + HO_2 \leftrightarrow OH + OH$	$1,34 \cdot 10^{14}$	0	0,635
8	$H + H_2O_2 \leftrightarrow HO_2 + H_2$	$1,27 \cdot 10^7$	2,0	5,2
9	$OH + H_2 \leftrightarrow H_2O + H$	$2,16 \cdot 10^8$	1,5	3,43
10	$OH + OH + M \leftrightarrow H_2O_2 + M$	$7,4 \cdot 10^{13}$	-0,4	0
		$2,3 \cdot 10^{18}$	-0,9	-1,7
11	$OH + HO_2 \leftrightarrow O_2 + H_2O$	$2,9 \cdot 10^{13}$	0	-5,0
12	$OH + H_2O_2 \leftrightarrow HO_2 + H_2O$	$1,75 \cdot 10^{12}$	0	0,32
		$5,8 \cdot 10^{14}$	0	9,56
13	$HO_2 + HO_2 \leftrightarrow O_2 + H_2O_2$	$1,3 \cdot 10^{11}$	0	-1,6
14	$O + O + M \leftrightarrow O_2 + M$	$1,2 \cdot 10^{17}$	-1	0
15	$O + H + M \leftrightarrow OH + M$	$5 \cdot 10^{17}$	-1	0
16	$H + OH + M \leftrightarrow H_2O + M$	$2,2 \cdot 10^{22}$	-2	0
17	$H + H + M \leftrightarrow H_2 + M$	$1 \cdot 10^{18}$	-1	0
18	$O_2 + H + N_2 \leftrightarrow HO_2 + N_2$	$2,6 \cdot 10^{19}$	-1,2	0
19	$N_2 + M \leftrightarrow N + N + M$	$8,508 \cdot 10^{25}$	-2,25	225

Примітка. Де M позначає третю частку. Величини мають розмірності в одиницях:
кал, моль, см³, с

Рівноважне значення середньої коливальної енергії 1 моля двохатомних молекул (гармонічних осциляторів) розраховується за виразом

$$e_x^0(T) = \frac{N_A \cdot \hbar \omega_x}{\exp\left(\frac{\hbar \omega_x}{kT}\right) - 1}, \quad (6.13)$$

де N_A – число Авогадро.

Розрахунки коливально-поступальної релаксації проводився за виразом (6.12). Для одержання числового розв'язку на розрахунковому кроці Δt за часом заморожувалося рівноважне значення середньої коливальної енергії e_x^0 і час τ_{VT} коливально-поступальної релаксації. При фіксованих значеннях зазначених параметрів аналітичний розв'язок рівняння (6.12) має вигляд [114, 115]

$$e_x(t) = A_{VT} \exp\left(\frac{-t}{\tau_{VT}}\right) + e_x^0, \quad (6.14)$$

де A_{VT} – постійна інтегрування, яка при заданому початковому значенні коливальної енергії e_{x0} рівняється $A_{VT} = (e_{x0} - e_x^0)$.

Звідси, у числовому виді зміна коливальної енергії на розрахунковому кроці Δt визначалося з виразу

$$\Delta e_x(\Delta t) = (e_{x01} - e_x^0) \left[1 - \exp\left(\frac{-\Delta t}{\tau_{VT}}\right) \right], \quad (6.15)$$

де e_{x01} – значення коливальної енергії в осередку на попередньому розрахунковому кроці за часом.

Розрахунки зміни коливальної енергії x -вих мод проводився на кожному розрахунковому кроці за часом щодо розрахункових осередків при незмінній щільності коливальних мод у осередках. У результаті протікання хімічних реакцій змінюється щільність x -вих мод у розрахункових осередках. Тому, після підциклу розрахунків хімічних реакцій у розрахункових осередках проводилося коректування коливальної енергії e_x у коливальних модах. Задавалося, що відрив коливальної від поступальної температури має місце до моменту встановлення рівноважного стану.

Згідно [97], час τ_{VT} коливально-поступальної релаксації задається виразом

$$\tau_{VT} = \tau_{cm} / P_{10}, \quad (6.16)$$

де τ_{cm} – середній час між газокінетичними зіткненнями; P_{10} – ймовірність дезактивації збудженої молекули при зіткненні.

У даному завданні має місце запізнювання активації коливально збуджених

станів. Тому замість P_{10} слід застосовувати ймовірність P_{01} активації збудженої молекули при зіткненні, які зв'язані між собою співвідношенням [166]

$$P_{01} = P_{10} \exp\left[-\frac{\hbar\omega}{kT}\right]. \quad (6.17)$$

Теоретично обґрунтоване [97], що час τ_{VT} визначається виразом виду

$$\tau_{VT}(T) = \tau_{ст} \cdot A_r \cdot \exp\left[B_r \cdot T^{-\frac{1}{3}}\right], \quad (6.18)$$

де $B_r = const$; A_r – повільно мінлива функція температури.

Час τ_{cm} розраховується за виразом

$$\tau_{cm} = \frac{1}{\sqrt{2} \cdot d(T) \cdot \sigma_{cm} \cdot n(T, p)}, \quad (6.19)$$

де $d(T)$ – середня швидкість молекул; σ_{cm} – перетин зіткнення молекул, що залежить від швидкості зіткнень.

Розглядаючи вираз (6.19), видно, що час τ_{VT} може бути представлено функцією залежності від температури й тиску газу. Так, у роботі [39] час коливально-поступальної релаксації двохатомних молекул запропоновано розраховувати за виразом

$$\tau_{VT} = \frac{A \cdot 10135}{p} \exp\left(\frac{B}{T^{\frac{1}{3}}} + C\right), \quad (6.20)$$

де A, B, C – коефіцієнти за даними Блекмана: $A = 7,2 \cdot 10^{-9}$; $B = 124,07$; $C = 0$.

У роботі [84] для розрахунків часу коливально-поступальної релаксації запропонована емпірична залежність, яку отримано Милликаном і Вайтом для двохатомних молекул для діапазону температури 300...10000 К, у вигляді

$$\tau_{VT} = \frac{10135 \cdot \exp\left(C \cdot m_{eq}^{\frac{1}{2}} \Theta^{\frac{4}{3}} \left(T^{\frac{-1}{3}} - 0,015 m_{eq}^{\frac{4}{3}}\right) - 18,42\right)}{p}, \quad (6.21)$$

де C – константа, рівна для кисню $O_2 = 1,1 \cdot 10^{-3}$; Θ – характеристична температура,

рівна для кисню $\Theta_{O_2} = 2230$ К; m_{eq} – наведена маса молекул при зіткненні в [а.е.м.].

Зробимо порівняння часів релаксації, одержуваних за виразами (6.20) і (6.21). За результатами порівняння при тисках $p_1 = 10^5$ Па та $p_2 = 10^6$ Па й різних температурах маємо збіг часів релаксації один по одному величини тільки поблизу температури $T = 1000$ К (табл. 6.2).

Таблиця 6.2 – Порівняння розрахункових значень часу колиально-поступальної релаксації в кисні, одержуваних по різних виразах

Температура, К	Час τ_{VT} , с			
	за виразом (6.20)		за виразом (6.21)	
	при тиску			
	10^5 Па	10^6 Па	10^5 Па	10^6 Па
300	0,797	0,08	21,3	2,13
1000	$1,74 \cdot 10^{-3}$	$1,74 \cdot 10^{-4}$	$1,89 \cdot 10^{-3}$	$1,89 \cdot 10^{-4}$
3000	$3,87 \cdot 10^{-5}$	$3,87 \cdot 10^{-6}$	$5,78 \cdot 10^{-6}$	$5,78 \cdot 10^{-7}$
5000	$1,008 \cdot 10^{-5}$	$1,008 \cdot 10^{-6}$	$7,435 \cdot 10^{-7}$	$7,435 \cdot 10^{-8}$

Для вибору функції були використані експериментальні дані, представлені в роботі [97], по ймовірності дезактивації збуджених молекул кисню при зіткненні. Тому що в області низьких температур функція (6.20) більш наближається до експериментальних значень часу релаксації роботи, чим функція (6.21), те в моделі розрахунки часу релаксації проводився за виразом (6.20).

6.2.4 Рівняння стану плазми в струмопровідному каналі іскри, використовувани в моделі розширення іскрового каналу

Становище газу у високотемпературній області розглядалося по моделі локальної термодинамічної рівноваги (ЛТР). Стосовно до розглянутого завдання, плазма в розрядному середовищі переходить у сильно іонізований стан у результаті термічної іонізації в умовах, коли температура газу досягає близько 10000 К и вище [117]. Повна дисоціація молекулярних водню й кисню відбувається при температурі бли-

зько 5000 К. Тому уточнення складу, термодинамічних параметрів середовища й провідності плазми проводилося тільки стосовно до розрахункових осередків, де виконувалася умова

$$T > 5000 \text{ К.} \quad (6.22)$$

Згідно [129, 165], в оптично тонкій плазмі необхідна умова існування ЛТР має вигляд

$$n_e \geq 10^{14} \sqrt{\frac{T}{11610}} \chi_{p,q}^3, \quad (6.23)$$

де $\chi_{p,q}$ – різниця потенціалів збудження між найнижчим збудженим рівнем і основним рівнем.

За формулою Бору, енергія порушення E_n атома водню визначається виразом

$$E_n = I_{H^+} \left(1 - \frac{1}{z^2} \right), \quad (6.24)$$

де I_{H^+} – потенціал іонізації атома водню; z – головне квантове число.

Основному стану відповідає $z = 1$, нижчому збудженому – $z = 2$. Тому що $I_H = 13,6$ еВ, то потенціал першого збудженого рівня становить $E_2 = 10,2$ еВ. Тобто $\chi_{p,q} = 10,2$ еВ, і, згідно з виразом (6.23), модель ЛТР при $T = 10000$ К застосовна у випадку, якщо густина електронів у розрядному каналі складе $n_e \geq 10^{17} \text{ см}^{-3}$.

У роботі [129] умова досягнення повної ЛТР має вигляд

$$n_e \geq 9 \cdot 10^{17} \left(\frac{E_2}{I_{H^+}} \right)^3 \sqrt{\frac{kT}{I_{H^+}}}. \quad (6.25)$$

При $kT = 1$ еВ за виразом (6.25) також одержимо $n_e \geq 10^{17} \text{ см}^{-3}$.

Додатковою умовою застосовності моделі ЛТР у даній моделі є досягнення рівноваги між енергією електронів і важких часток у струмопровідному каналі. Дана умова виконується, якщо характерний час τ_{ei} обміну енергією між електронами й важкими частками значно менше часу розряду. Згідно [159], час τ_{ei} визначається виразом

$$\tau_{ei} = \frac{3,15 \cdot 10^8 \cdot Z \cdot T_e^{3/2}}{n_+ \ln \Lambda}, \quad (6.26)$$

де Z – атомний номер іона; $\ln \Lambda$ – кулонівський логарифм; T_e – температура електронів в [eВ].

Для уточнення в розрахункових осередках параметрів стану іонізаційної рівноваги в повністю дисоційованому газі, рівняння Саха [13] для відповідних компонентів доповнювалися рівняннями енергії, рівняннями електронейтральності плазми й рівняннями збереження маси компонентів у розрахунковому осередку. Густина n_e електронів і температура плазми T у розрахункових осередках визначалася в результаті розв'язку системи рівнянь [135]

$$\frac{n_e n_{H^+}}{N_H} = \frac{g_{H^+}}{g_H} A_1 \cdot T^{1,5} \exp\left(-\frac{eI_{H^+}}{kT}\right), \quad (6.27)$$

$$\frac{n_e n_{O^+}}{N_O} = \frac{g_{O^+}}{g_O} A_1 \cdot T^{1,5} \exp\left(-\frac{eI_{O^+}}{kT}\right), \quad (6.28)$$

$$\frac{n_e n_{O^{++}}}{n_{O^+}} = \frac{g_{O^{++}}}{g_{O^+}} A_1 \cdot T^{1,5} \exp\left(-\frac{eI_{O^{++}}}{kT}\right), \quad (6.29)$$

$$\frac{n_e n_{N^+}}{N_N} = \frac{g_{N^+}}{g_N} A_1 \cdot T^{1,5} \exp\left(-\frac{eI_{N^+}}{kT}\right), \quad (6.30)$$

$$\frac{n_e n_{N^{++}}}{n_{N^+}} = \frac{g_{N^{++}}}{g_{N^+}} A_1 \cdot T^{1,5} \exp\left(-\frac{eI_{N^{++}}}{kT}\right), \quad (6.31)$$

$$n_e = n_{H^+} + n_{O^+} + 2n_{O^{++}} + n_{N^+} + 2n_{N^{++}}, \quad (6.32)$$

$$\rho_H = (N_H + n_{H^+}) Z_H m_{a.m.u.}, \quad (6.33)$$

$$\rho_O = (N_O + n_{O^+} + n_{O^{++}}) Z_O m_{a.m.u.}, \quad (6.34)$$

$$\rho_N = (N_N + n_{N^+} + n_{N^{++}}) Z_N m_{a.m.u.}, \quad (6.35)$$

де $A_1 = 6,06 \cdot 10^{-21} \text{ см}^{-3} \text{ eВ}^{3/2}$; g_i – статистичні ваги відповідних компонентів; $m_{a.m.u.}$ – атомна одиниця маси; ρ_n – густина відповідних атомів.

При відомих параметрах кількості енергії ρ_e і густини відповідних елементів ρ_H , ρ_O , ρ_N у розрахунковому осередку, у результаті розв'язку системи рівнянь (6.7), (6.27)–(6.35) розраховувалися густини компонентів e , O , O^+ , O^{++} , H , H^+ , N , N^+ ,

N_{++} і уточнювалася температура T середовища. Таким чином, у моделі використовувався підхід Брагинського С. І., де струмопровідний канал розглядався окремо від області (оболонки іскрового каналу), що виникає між фронтом ударної хвилі й каналом. Але на відміну від роботи Брагинського С. І., дана область визначалася в результаті оцінки поточного термодинамічного стану середовища, а не шляхом штучного задавання руху границі струмопровідного каналу. Уточнення термодинамічних параметрів середовища, викликане процесом іонізації, дає змогу врахувати витрати енергії розряду на даний процес.

Статистичні ваги g_i і енергія іонізації I_i компонентів (табл. 6.3), які прийнято в розрахунках по рівнянню Саха, узяті з роботи [193].

Таблиця 6.3 – Значення величин, прийняті в розрахунках

параметр	g_0	g_{O^+}	$g_{O^{++}}$	g_H	g_{H^+}	g_N	g_{N^+}	$g_{N^{++}}$	I_{O^+}	$I_{O^{++}}$	I_{H^+}	I_{N^+}	$I_{N^{++}}$
значення	9	4	9	2	1	4	9	6	13,6	35,118	13,6	14,54	29,605
Примітка. Потенціали іонізації I мають розмірність в [eV]													

Система рівнянь (6.7), (6.27)–(6.35) вирішувалася ітераційним методом.

У моделі температура електронів T_e прирівнювалася до температури важкого компонента плазми $T_e = T$. Процес прилипання, що приводить до утворення електронегативних іонів, у моделі не враховувався.

Опір R_{sp} розрядного каналу на теперішній момент часу визначався в результаті інтегрування поточних значень провідності σ у розрахункових осередках за виразом

$$R_{sp} = \frac{l_{sp}}{r_{sp} \int_0^{r_{sp}} 2\pi r \sigma dr}, \quad (6.36)$$

де l_{sp} – довжина розрядного проміжку (іскрового каналу); r_{sp} – радіус струмопровідного каналу.

Провідність плазми в розрахункових осередках розраховувалася за рівнянням [75]

$$\sigma(Z_+, T) = \frac{96,994 \cdot K_\sigma(Z_+) \cdot T_e^{1,5}}{\ln \Lambda}, \quad (6.37)$$

де $K_\sigma(Z_+)$ – безрозмірний коефіцієнт; Z_+ – середній заряд іона; $\ln \Lambda$ – кулонівський логарифм, що розраховується за виразом [75]

$$\ln \Lambda = \ln \left(\frac{1,55 \cdot 10^{10} \cdot T_e^{1,5}}{Z_+ \sqrt{n_e}} \right). \quad (6.38)$$

Вираз (6.37) може бути використано у випадку переваги кулонівських зіткнень над зіткненнями електронів з нейтральним компонентом (атомами O , H , N). Тому провідність плазми розраховувалася стосовно до розрахункових осередків, де виконувалася умова перевищення на порядок величини частоти кулонівських зіткнень над частотою пружних зіткнень електронів з нейтральним компонентом плазми, що має вид

$$N \cdot \sigma_{tr} \leq \frac{n_e \cdot \sigma_{cul}}{10}, \quad (6.39)$$

де σ_{tr} – транспортний переріз пружних зіткнень електронів з нейтральним компонентом плазми; σ_{cul} – переріз кулонівських зіткнень.

Залежності транспортних перерізів пружних зіткнень електронів з атомами водню, кисню й азоту від температури електронів узяті з роботи [51].

Перевірка виконання умови (6.39) здійснювалося стосовно до області, де плазма однократно іонізована. Переріз кулонівських зіткнень розраховувалося за виразом [159]

$$\sigma_{cul} = \frac{2,87 \cdot 10^{-14} \ln \Lambda}{T_e^2}. \quad (6.40)$$

Розрахований опір R_{sp} розрядного каналу використовувалося при розрахунках перехідного процесу в електричному колі.

6.2.5 Рівняння перехідного процесу в електричному ланцюзі, використуванні в моделі розширення іскрового каналу

Розроблена модель розширення іскри допускає застосування довільних розрядних ланцюгів. Тому модель забезпечує дослідження, спрямовані не тільки на вдосконалення параметрів існуючих електророзрядних систем ініціювання детонації у вигляді розряду ємності, але й дає змогу здійснити аналіз впливу нових електротехнічних схемних розв'язків на процес розвитку іскрового розряду в хімічно реагуючій суміші.

Імпульсний конденсатор являє собою найпоширеніше імпульсне джерело енергії іскрового розряду. Розрахунки перехідного процесу в такому електричному колі з послідовно включеною навантаженням у вигляді іскрового проміжку проводиться за рівнянням

$$L \frac{di}{dt} + [R_c + R_{sp}(t)] \cdot i + \frac{1}{C} \int_0^t i dt = 0, \quad (6.41)$$

де C – електрична ємність конденсатора; R_c – еквівалентний активний опір розрядного ланцюга; L – еквівалентна індуктивність розрядного ланцюга.

Опір R_c містить у собі активний опір сполучних проводів і внутрішній опір конденсатора. Індуктивність L складається з індуктивності розрядного контуру й внутрішньої індуктивності конденсатора.

Становить інтерес генерування ударної хвилі іскровим розрядом з необхідною зміною параметрів хвилі, що досягається через завдання залежності введення енергії в розряд від часу. Таке регулювання може бути забезпечене за рахунок послідовного включення дроселя, що насичується, в RLC -ланцюг. Розрахунки перехідних процесів [68] у такому електричному колі проводиться за рівнянням

$$[L + L(i)] \frac{di}{dt} + [R_c + R_{sp}(t)] i + \frac{1}{C} \int_0^t i dt = 0, \quad (6.42)$$

де $L(i)$ – нелінійна індуктивність дроселя.

Нелінійна індуктивність дроселя задавалася виразом виду

$$L(i) = L_0 [1 + \phi \cdot h(i)], \quad (6.43)$$

$$h(i) = \frac{3}{2\beta \cdot i} \cdot \frac{\sinh(2\beta \cdot i) - \sin(2\beta \cdot i)}{\cosh(2\beta \cdot i) - \cos(2\beta \cdot i)}, \quad (6.44)$$

де ϕ , β – коефіцієнти; L_0 – індуктивність розсіювання.

Значення розрядного струму i на розрахунковому кроці визначалися в результаті числового розв'язку рівнянь (6.41), (6.42) при відомих початкових умовах

$$i(0) = i_0, \quad (6.45)$$

$$U_C(0) = U_{C0}, \quad (6.46)$$

де i_0 – значення розрядного струму на попередньому розрахунковому кроці; U_{C0} – значення напруги заряду ємності C на попередньому розрахунковому кроці.

Розрахунки зміни напруги заряду ємності на розрахунковому кроці за часом Δt проводилися за рівнянням

$$U(t_0 + \Delta t) = U_{C0} - \frac{1}{C} \int_{t_0}^{t_0 + \Delta t} i dt. \quad (6.47)$$

Правильність розробленого розрахункового алгоритму перехідного процесу в ланцюзі перевірена шляхом порівняння результатів числових розрахунків з результатами аналітичних розв'язків при фіксованих RLC -параметрах ланцюга [118].

Змінення розрядного струму на розрахунковому кроці за часом визначалося розв'язком рівняння (6.41) або (6.42) із замороженим значенням опору R_{sp} розрядного каналу (використовувався опір на попередньому розрахунковому кроці), індуктивністю дроселя, що насичується, $L(i_0)$ і відовими початковими умовами: поточні значення струму й напруги заряду ємності. Початкові умови перераховувалися з урахуванням попереднього розрахункового кроку. Для перехідного процесу в електричному ланцюзі крок за часом задавався таким чином, щоб зміна струму на розрахунковому кроці не перевищувало 1 % від амплітудного значення.

Використовуючи розраховане значення розрядного струму визначалася напруженість E електричного поля в струмопровідному каналі, використовувана в розрахунках питомої потужності теплового джерела на наступному кроці за часом, за

виразом

$$E = \frac{R_{sp} i}{l_{sp}}. \quad (6.48)$$

Приймалося, що є тільки поздовжній компонент напруженості електричного поля в розрядному каналі й поле рівномірне розподілене по перерізу каналу.

Крім активного опору, іскровий канал, як і всякий провідник зі змінним струмом, що протікає по ньому, має реактивний опір. У процесі розвитку іскри змінюється радіус струмопровідного каналу, що призводить до зміни його індуктивності. Залежність індуктивності іскрового каналу L_{sp} визначимо по виразу для розрахунків індуктивності проводів круглого перетину короткої довжини [105]

$$L_{sp} = \frac{\mu_0 l_{sp}}{2\pi} \left[\ln \left(\frac{2l_{sp}}{r_{sp}} \right) - 1 + \frac{4r_{sp}}{\pi l_{sp}} - \frac{r_{sp}^2}{2l_{sp}^2} \right], \quad (6.49)$$

де μ_0 – магнітна постійна.

Зробимо оцінку реактивного опору $X_{L_{sp}}$ іскрового каналу стосовно до завдань ініціювання детонації розрядом конденсатора. Частота коливальних загасаючих розрядів у цьому випадку досягає близько $f = 1 \dots 10 \cdot \text{МГц}$. Реактивний опір визначається виразом

$$X_{L_{sp}} = 2\pi f \cdot L_{sp}. \quad (6.50)$$

Прийmemo, що радіус струмопровідного каналу змінюється в діапазоні $r_{sp} = 0,1 \dots 5$ мм, а його довжина становить $l_{sp} = 5$ мм. Для розглянутого діапазону даних індуктивність іскрового каналу складе $L_{sp} = 0,45 \dots 3,6$ нГн. Найбільші значення індуктивності досягаються при менших радіусах іскрового каналу. Слід зазначити, що індуктивність іскри значно менше індуктивностей розрядних ланцюгів. Використовуючи вираз (6.50), одержимо наступне поле опорів (рис. 6.2).

На початковій стадії розвитку іскрового каналу його активний опір перевищує одиниці Ом [118]. Виходячи з отриманих результатів, реактивний опір іскрового каналу значно менше його активного опору. Це дає змогу зневажити в розрахунках впливом реактивного опору іскрового каналу.

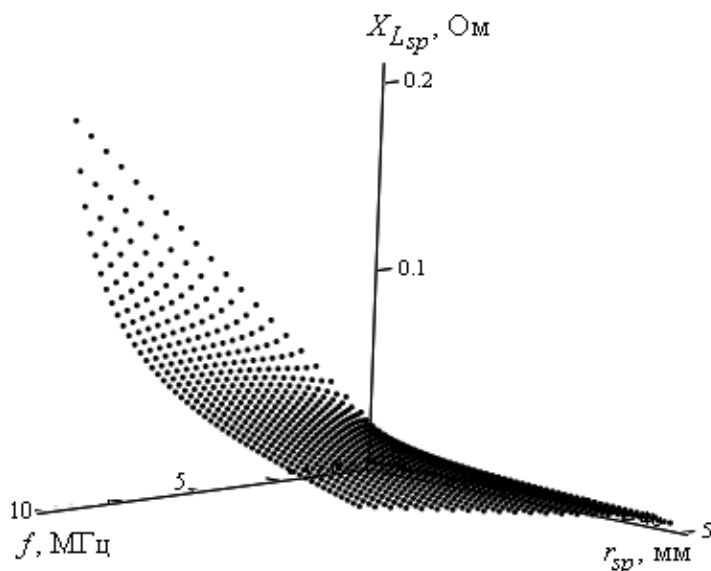


Рисунок 6.2 – Реактивний опір іскрового каналу залежно від радіуса струмопровідного каналу й частоти коливального загасаючого розряду

6.2.6 Урахування випромінювання, опис термодинамічних функцій і коефіцієнта теплопровідності в моделі розширення іскрового каналу

Розширення струмопровідного каналу відбувається як у результаті теплового розширення, так і в результаті прогрівання шарів газу, що прилягають до каналу, за рахунок теплопровідності. Результати досліджень [71], показали, що швидкість теплової хвилі може досягати газодинамічної швидкості розширення каналу. При цьому залежно від швидкості введення енергії в розрядний канал і, відповідно температури, що досягається при цьому, газу, може переважати промениста або електронна теплопровідність [92]. Молекулярною теплопровідністю в моделі зневажалось.

У моделі коефіцієнт теплопровідності розраховувався за виразом

$$k_T = k_{el} + k_{rad}, \quad (6.51)$$

де k_{el} – коефіцієнт електронної теплопровідності; k_{rad} – коефіцієнт променистої теплопровідності.

Перенесення тепла випромінюванням в області струмопровідного каналу, де температура газу досягає більш 10000 К, розглядався в наближенні променистої теплопровідності [69]. Коефіцієнт променистої теплопровідності розраховувався за виразом

$$k_{rad} = 5,33\sigma_{SB}T^3l_R, \quad (6.52)$$

де σ_{SB} – постійна Стефана-Больцмана; l_R – середня довжина пробігу за Росселандом. У моделі середня довжина пробігу за Росселандом розраховувалася за виразом [71]

$$l_R = 6,8 \cdot 10^{-10} \frac{T^{1,33}}{\left[10^{-3} \rho\right]^{1,75}}, \quad (6.53)$$

де T у [eV], ρ в [кг/м³].

Питома потужність випромінювання енергії розряду, з урахуванням циліндричної симетрії задачі, розраховувалися за виразом [71]

$$W_{em} = \frac{2\sigma_{SB}T^4}{l_R}. \quad (6.54)$$

Слід зазначити, що вираз (6.52) застосовний у випадку, якщо $l_R \ll r_{sp}$.

Коефіцієнт електронної теплопровідності, згідно з роботою [159], розраховувався за виразом

$$k_{el} = 2,65 \frac{T_e^{2,5}}{\ln \Lambda}. \quad (6.55)$$

6.2.7 Початкові й граничні умови задачі розширення іскрового каналу в реагуючих газах

У початкових умовах прийнята відсутність газодинамічних збурень у всій розрахунковій області й наявність рівноваги між коливальною й кінетичною температурами газу. У математичній постановці дані умови мають вигляд [135]

$$p(r)|_{t=0} = p_0, \quad (6.56)$$

$$T(r)|_{t=0} = T_0, \quad (6.57)$$

$$T_{v,x}(r)|_{t=0} = T_0, \quad (6.58)$$

$$u(r)|_{t=0} = 0, \quad (6.59)$$

де p_0 , T_0 – тиск і температура горючої газової суміші в початковий момент часу, відповідно.

У представлених нижче розрахунках, якщо не наведені інші дані, прийняте $p_0 = 1,013 \cdot 10^5$ Па, $T_0 = 300$ К.

У початкових умовах розрахункова область заповнювалася стехіометричною сумішшю водню з киснем (розведена азотом), тобто стехіометричні коефіцієнти i -х компонентів приймалися рівними

$$\nu(H_2)|_{t=0} = 2, \quad (6.60)$$

$$\nu(O_2)|_{t=0} = 1, \quad (6.61)$$

$$\nu(N_2)|_{t=0} = 0 \text{ (або 4)}, \quad (6.62)$$

$$\nu(O)|_{t=0} = \nu(H)|_{t=0} = \nu(OH)|_{t=0} = \nu(H_2O)|_{t=0} = \nu(H_2O_2)|_{t=0} = \nu(HO_2)|_{t=0} = 0, \quad (6.63)$$

де ν – стехіометричний коефіцієнт.

На осі розрядного каналу (лівій границі розрахункової області) прийнята відсутність градієнтів термодинамічних параметрів газу в такому виді

$$\left. \frac{dp}{dr} \right|_{r=0} = 0, \quad (6.64)$$

$$\left. \frac{dT}{dr} \right|_{r=0} = 0. \quad (6.65)$$

Розмір розрахункової області задавався таким чином, щоб збурювання не досягло правої границі. Дана умова має вигляд

$$p(t)|_{r=L^*} = p_0, \quad (6.66)$$

$$T(t)|_{r=L^*} = T_0. \quad (6.67)$$

Опис процесів релаксації в ударних хвилях прийнято здійснювати в гідродинамічному наближенні [86]. У моделі на фронті ударної хвилі приймається відсутність зміни коливальної енергії x -вих мод (H_2 , O_2 , N_2) у вигляді

$$e_x|_{r=r_{fr}} = e_x(T_0), \quad (6.68)$$

де r_{fr} – радіус фронту ударної хвилі.

Фронт ударної хвилі обчислювався в результаті визначення області, де має місце перегонів щільності й тиску в газовому середовищі.

6.2.8 Область застосування розробленої моделі розширення іскрового каналу в реагуючих газах

Застосування моделі обмежується умовою істотної переваги газодинамічного тиску над магнітним. Магнітний тиск p_m визначається виразом

$$p_m = \frac{B^2}{2\mu_{en} \cdot \mu_0}, \quad (6.69)$$

де B – індукція магнітного поля; μ_{en} – відносна магнітна проникність середовища.

Представивши струмопровідний канал іскри у вигляді прямолінійного провідника зі струмом, одержимо індукцію у вигляді

$$B = \mu_{en}\mu_0 \frac{i}{2\pi r_{sp}}. \quad (6.70)$$

У результаті, умова застосовності моделі по верхній межі розрядного струму здобуває вид

$$\frac{10^{-7} \mu_{en} i^2}{16\pi^2 r_{sp}^2 \cdot p} \ll 1. \quad (6.71)$$

Для довідки, відносна магнітна проникність, наприклад, у середовищі кисню $\mu_{en} \approx 1$.

У випадку малого розрядного струму й великої тривалості його наростання, зникнуть умови для підтримки провідності плазми, і розрядний струм припиняється. Таким чином, нижня межа застосовності моделі визначається в результаті розрахунків.

У першому наближенні також застосовна умова, яку отримано в роботі [75] виходячи з того, що в струмопровідному каналі повинна досягатися значна іонізація, що й має вид

$$i \gg 10^{-2} t^{\frac{3}{4}}. \quad (6.72)$$

Таким чином, оцінка можливості застосування моделі робиться на підставі аналізу початкового тиску середовища й часу наростання струму в розрядному ланцюзі.

6.2.9 Алгоритм числового розв'язку систем рівнянь, що описують розвиток іскрового каналу в реагуючих газах

Розв'язання систем рівнянь із заданими початковими й граничними умовами (6.1)–(6.68) здійснювалося чисельно з використанням методу розщеплення за фізичними процесами: газодинамічний, хімічний, термічної іонізації, перехідний в електричному ланцюзі, коливально-поступальній релаксації. Використовувалася наступна послідовність розрахунків. Розраховувався просторовий перерозподіл термодинамічних параметрів і складу середовища на розрахунковому кроці за часом, викликаний газодинамічними процесами. Після цього проводилися розрахунки зміни параметрів середовища в розрахункових осередках на розрахунковому кроці, викликаний процесом коливально-поступальної релаксації. Далі уточнювались термодинамічні параметри й хімічний склад середовища в розрахункових осередках, змінення яких викликано протіканням хімічних реакцій протягом заданого розрахункового кроку. Після цього уточнювалось змінення енергії, розподіленої в коливальних ступенях свободи молекул у розрахункових осередках, яке викликано зміненням частки коливально збуджених молекул у результаті протікання хімічних реакцій. Надалі, виходячи з енергії, зосередженої в розрахункових осередках, і складу середовища уточнювалася область у розрахунковому просторі, що має високу електричну провідність (струмопровідний канал). Далі розраховувався опір струмопровідного каналу, і отримане значення опору використовувалося при розрахунках перехідного процесу в електричному колі. За результатами розрахунків перехідного процесу визначалася питома потужність теплового джерела. Отримане значення потужності використовувалося в рівняннях газодинаміки на наступному розрахунковому кроці. На цьому розрахунковий цикл замикався.

6.2.10 Початковий розрахунковий цикл моделі розширення іскрового каналу в реагуючих газах

У розробленій моделі не враховується початкова стадія розвитку іскрового розряду, пов'язана з утворенням струмопровідної області у вузькому каналі. При відсутності струмопровідної області в початкових умовах не відбувається введення

енергії в розрахункову область від заданого джерела. Тому, для створення початкової провідності в моделі протягом часу $t = 10^{-8}$ с вводилася енергія в область радіусом $r_0 = 0,05$ мм при постійній потужності $W = 7 \cdot 10^{15}$ Вт/м³. При цьому кількість енергії, що вводиться в канал, що моделюється, не перевищило 2,8 мДж, що на кілька порядків менше від повної кількості енергії, що запасається в конденсаторі в розглянутій нижче завданні. Початкові й граничні умови задачі задавалися згідно з підрозд. 6.2.7.

У тестових результатах, представлених нижче (рис. 6.3, 6.4), для розряду конденсатора ємністю $C = 0,25$ мкФ, напругою заряду $U_C = 15$ кВ, опорі ланцюга $R_C = 0,01$ Ом, індуктивності ланцюга $L = 2$ мкГн у середовищі кисню атмосферного тиску маємо прийнятне співпадіння розрахункових кривих не пізніше 0,1 мкс. У першому тестовому варіанті питома потужність приймалася рівною $W = 5 \cdot 10^{15}$ Вт/м³, а в другому – $W = 10 \cdot 10^{15}$ Вт/м³.

У першому тестовому варіанті до моменту часу $t_1 = 10^{-8}$ с тиск у каналі досягає $p_{11} = 10,5$ МПа при температурі $T_{11} = 21500$ К. У другому тестовому варіанті до моменту часу $t_2 = 10^{-8}$ с тиск у каналі становить $p_{21} = 7,9$ МПа при температурі $T_{11} = 17300$ К. Нівелювання різниці до моменту часу $t_2 = 10^{-7}$ с свідчить про прийнятність такого підходу за завданням початкової провідності в струмопровідному каналі.

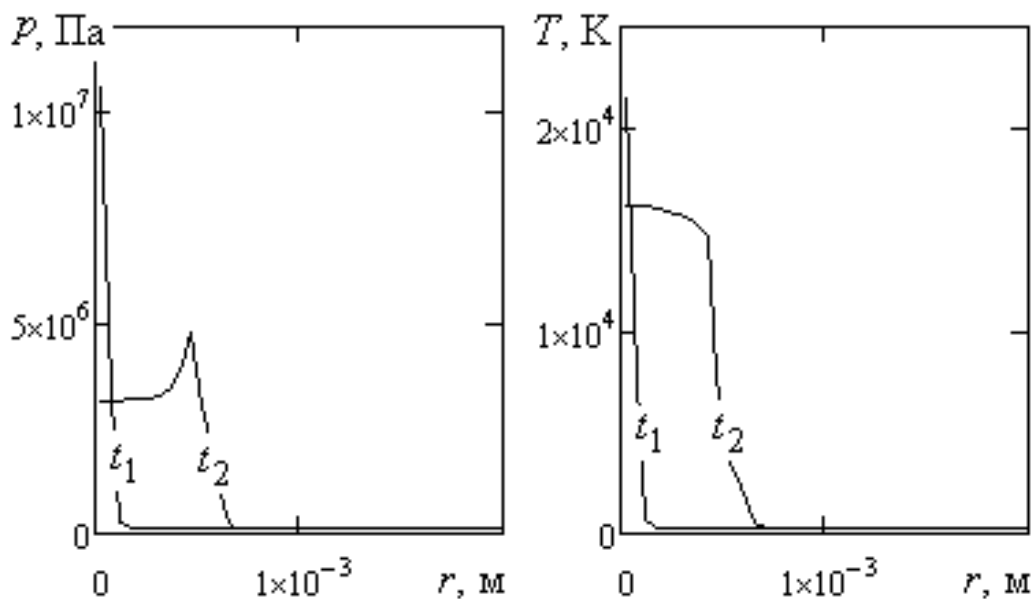


Рисунок 6.3 – Результати моделювання розподілу тиску й температури по радіусу іскри в першому тестовому варіанті: $t_1 = 10^{-8}$ с; $t_2 = 10^{-7}$ с

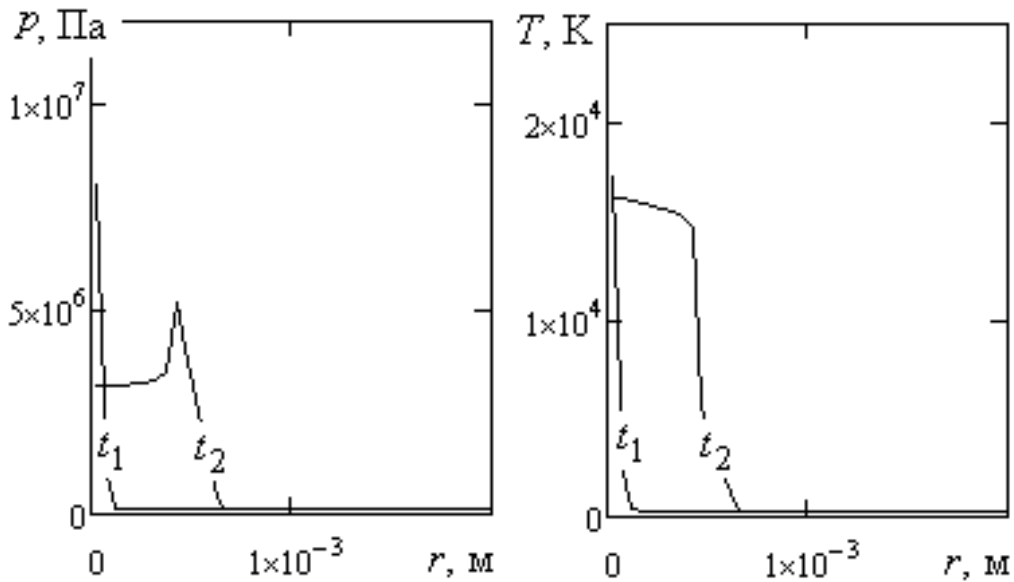


Рисунок 6.4 – Результати моделювання розподілу тиску й температури по радіусу іскри в другому тестовому варіанті: $t_1 = 10^{-8}$ с; $t_2 = 10^{-7}$ с

6.2.11 Окремі варіанти математичної моделі розвитку іскрового каналу в реагуючих газах

Модель прямого ініціювання детонації від ідеального джерела. Попередня іонізація середовища в іскровому проміжку від додаткового джерела енергії може забезпечити збільшення початкового радіуса струмопровідного каналу, що вплине на динаміку розвитку іскри. Для дослідження впливу радіуса області, у яку здійснюється введення енергії, на параметри утворюваної ударної хвилі, у систему рівнянь (6.1)–(6.5) внесені зміни. Замість рівняння (6.3) використовувалося рівняння виду

$$\frac{\partial \left[\rho \varepsilon + \frac{\rho u^2}{2} \right]}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial \left[r \left(u \left(\rho \varepsilon + \frac{\rho u^2}{2} + p \right) \right) \right]}{\partial r} = W(t, r), \quad (6.73)$$

де $W(t, r)$ – функція густини теплових джерел.

Обґрунтуємо функцію $W(t, r)$ стосовно до завдання дослідження вимог до електророзрядних систем прямого ініціювання детонації. Тобто, розглянемо модель прямого ініціювання детонації від ідеального джерела.

Під ідеальним джерелом у цьому випадку розуміється джерело енергії, яке забезпечує введення енергії в циліндричний канал радіуса $r_{\text{введ}}$ протягом часу $t_{\text{введ}}$.

При цьому джерело забезпечує рівномірний розподіл енергії, що вводиться, по перерізу каналу й уведення енергії здійснюється при фіксованій питомій потужності $W_{введ}$.

Пряме ініціювання детонації має за мету виникнення детонаційної хвилі під впливом ударної хвилі, утвореної у результаті концентрованого підведення енергії від джерела ініціювання.

Функція густини теплових джерел, що відображає введення енергії від ідеального джерела ініціювання детонації, має вигляд

$$W(t, r) = \begin{cases} W_{введ}, & \text{якщо } t \leq t_{введ}, \text{ и } r \leq r_{введ}, \\ 0, & \text{інакше} \end{cases} \quad (6.74)$$

де $r_{введ}$ – радіус введення енергії; $t_{введ}$ – час введення енергії; $W_{введ}$ – питома потужність в [Вт/м³].

Звідси, у моделі прямого ініціювання детонації від ідеального джерела введення енергії здійснюється по фіксованому радіусу $r_{введ}$ протягом часу, що задається, $t_{введ}$ при постійній питомій потужності $W_{введ} = const$. Така постановка завдання не відображає введення енергії в іскровому розряді, питома потужність у якому змінюється як у часі, так і перерозподіляється по перерізу іскрового каналу. Але дана постановка дає змогу виробити вимоги до джерела ініціювання детонації.

Стосовно до функції (6.74), кількість енергії $Q_{введ}$, введеної від ідеального джерела, визначиться за виразом

$$Q_{введ} = W_{введ} t_{введ} \pi (r_{введ})^2 \quad [\text{Дж/м}]. \quad (6.75)$$

Таким чином, у розглянутій моделі ініціювання детонації від ідеального джерела наявність ініціювання детонації в заданій горючій суміші із заданими початковими термодинамічними умовами буде визначатися будь-якими трьома параметрами з безлічі $\{Q_{введ}, W_{введ}, t_{введ}, r_{введ}\}$.

Модель прямого ініціювання детонації іскровим розрядом у наближеному описі виділення енергії розряду в іскрі. Розроблена модель розширення іскрового розряду описана стосовно до суміші водню з киснем і азотом. Для одержання моделі з іншим складом суміші потрібно ввести відповідні термодинамічні властивості

компонентів суміші, хімічну кінетику, коефіцієнти теплопровідності і т.д. У цей час термодинамічні властивості й хімічна кінетика досліджені практично для всіх хімічних компонентів.

Що стосується коефіцієнта теплопровідності хімічних компонентів у широкому діапазоні температур, то такі дослідження проведені не в досить повному обсязі. Теплопровідність разом з газодинамічними процесами визначає швидкість розширення струмопровідного каналу іскри. Тому, у випадку відсутності повних даних про коефіцієнти теплопровідності моделювання розширення іскри проводиться по частковому варіанту розробленої моделі. Замість рівняння (6.3) використовується рівняння (6.73).

Функція $W(t, r)$ виводиться на підставі оброблення даних експериментального дослідження іскрового розряду. У якості вихідних даних використовуються результати осцилографічних досліджень і швидкісного фотографування іскрового розряду з обмірюваними параметрами розрядного ланцюга [119].

Функцію $W(t, r)$ одержимо з наступних міркувань. Кількість енергії розряду, що вводиться в одиницю часу в одиниці об'єму газу, описується виразом

$$W(t, r) = E(t) \cdot j_a(t, r), \quad (6.76)$$

де $j_a(t, r)$ – густина струму в струмопровідному каналі іскри.

Якщо зневажити нерівномірним розподілом густини струму в стовпі іскрового каналу, то функція густини теплових джерел визначиться за виразом

$$W(t, r) = E(t) \cdot \frac{i(t)}{\pi \cdot [r_{sp}(t)]^2}, \quad (6.77)$$

де $i(t)$ – крива розрядного струму; $r_{sp}(t)$ – функція радіуса струмопровідного каналу.

Залежність густини струму j в іскровому каналі від провідності σ плазми має вигляд

$$j_a = \sigma E. \quad (6.78)$$

Підставою для нехтування нерівномірним розподілом щільності струму в стовпі іскрового каналу служить слабка залежність провідності плазми від температури й тиску при високих температурах середовища, яке в області струмопровідного ка-

налу, як правило, змінюється в межах одного порядку. Як правило, температура газу в струмопровідному каналі лежить у діапазоні $T = 10000 \dots 25000$ К. Наприклад [159], у широкому діапазоні тисків для даної області температур питома провідність рівноважної азотної плазми змінюється в діапазоні $\sigma \approx 50\text{--}150$ Ом⁻¹см⁻¹.

З вищевикладеного випливає, що опис функції щільності теплових джерел виразом (6.77) у моделі прямого ініціювання детонації іскровим розрядом у наближеному описі виділення енергії розряду в іскрі зводиться до завдання функцій залежностей від часу трьох параметрів: напруженості $E(t)$ електричного поля в стовпі іскрового каналу, розрядного струму $i(t)$ і радіуса $r_{sp}(t)$ струмопровідного каналу.

Експериментальне дослідження розряду конденсаторів ємністю $C = 0,25$ мкФ на іскровому проміжку при індуктивностях розрядного ланцюга $L \in \{2, 12, 64\}$ мкГн зроблені в роботах [65]. У моделі напруженість $E(t)$ електричного поля в стовпі іскрового каналу для відповідних параметрів електричного ланцюга задавалася відповідно до даних роботи [65], яка в числових розрахунках представлялася у вигляді кусочно-лінійної інтерполяційної кривої [119].

Функція $i(t)$ визначалася в результаті розв'язку диференціального рівняння, що описує перехідний процес в RLC -ланцюзі з послідовно включеною нелінійним навантаженням (іскровим проміжком). Дані по параметрах RLC -ланцюга й падіння напруги E на іскровому проміжку бралися з роботи [65]. У розрахунках еквівалентний активний опір електричному кола приймався рівним $R_2 = 10$ мОм, довжина іскрового проміжку рівнялася $l_{sp} = 5$ мм. У розрахунковому варіанті в результаті загасання розрядного струму відхилення амплітудного значення розрядного струму в першому півперіоді розряду склало близько 10 % від амплітудного значення струму, одержуваного в зневазі його загасанням (рис. 6.5). Врахування загасання розрядного струму дало змогу збільшення точності опису функції $W(t, r)$.

Результати роботи [82] використовувалися в якості вихідних даних для опису залежності радіуса $r_{sp}(t)$ струмопровідного каналу від часу. Функція $r_{sp}(t)$ у чисельних розрахунках представлялася у вигляді кусочно-лінійної інтерполяційної кривої.

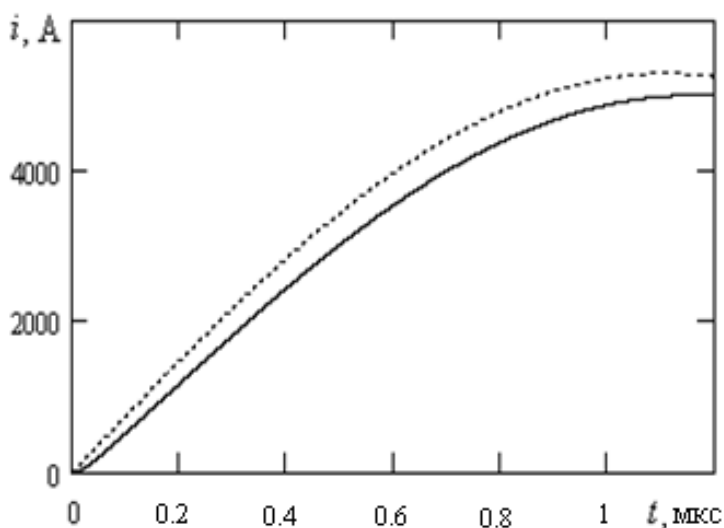


Рисунок 6.5 – Розрядний струм в RLC -ланцюзі з послідовно включеним нелінійним навантаженням при параметрах ланцюга $C_1 = 0,25$ мкФ, $L_1 = 2$ мкГн, $U_{C_1} = 15$ кВ (пунктирна лінія відповідає струму i без урахування втрат енергії в іскровому розряді, суцільна лінія – струм з урахуванням втрат)

Слід окремо розглянути величину радіуса струмопровідного каналу в початковий момент $t = 0$ газодинамічного розширення $r_{sp}(0)$. Газодинамічні течії виникають у результаті появи градієнта тиску. В іскровому розряді градієнти термодинамічних параметрів з'являються в результаті швидкого виділення джоулевого тепла в локальній області (струмопровідному каналі). Тому, у початковий момент газодинамічного розширення $r_{sp}(0) \neq 0$, тому що в протилежному випадку це суперечило б законам збереження. Згідно [192], спочатку відбувається нагрівання практично нерухливого іскрового каналу радіуса $r_{sp} \approx 0,1 \dots 0,2$ мм при більших значеннях di/dt і лише потім відбувається розширення каналу. Зважаючи на те, що в роботі [82] експериментальні дані по розширенню каналу приводяться з моменту часу $t = 10^{-7}$ с, то в моделі вважалось, що до цього моменту часу введення енергії здійснюється в канал фіксованого радіуса, рівного радіусу на момент часу $r_{sp}(10^{-7}$ с).

У моделі прямого ініціювання детонації іскровим розрядом у наближеному описі виділення енергії розряду в іскрі враховується вплив енергії розряду на процес дисоціації, але не враховується поглинання енергії розряду в процесах іонізації, не-

рівноважного збудження молекул, вихід енергії з іскрового каналу у вигляді випромінювання, і т.д. Тому у функцію густини теплових джерел вводився коефіцієнт, який відображає сумарне поглинання енергії розряду зазначеними процесами.

З вищевикладеного, у моделі прямого ініціювання детонації іскровим розрядом у наближеному описі виділення енергії розряду в іскрі функція густини теплових джерел задавалася виразом виду

$$W(t, r) = \begin{cases} (1 - k_{abs}) \cdot E(t) \cdot \frac{i(t)}{\pi \cdot [r_{sp}(10^{-7})]^2}, \text{ як що } \begin{cases} t \leq 10^{-7}, \\ r \leq r_{sp}(10^{-7}), \end{cases} \\ (1 - k_{abs}) \cdot E(t) \cdot \frac{i(t)}{\pi \cdot [r_{sp}(t)]^2}, \text{ як що } \begin{cases} 10^{-7} < t \leq t_d, \\ r \leq r_{sp}(t), \end{cases} \\ 0, \text{ як що } t > t_d, \end{cases} \quad (6.79)$$

де t_d – час переривання введення енергії в область моделювання; k_{abs} – коефіцієнт, що відображає сумарне поглинання енергії розряду процесами іонізації, випромінювання, нерівноважного збудження і т.д.

У представленому у виразі (6.79) коефіцієнт k_{abs} може змінюватися в межах $0 < k_{abs} < 1$, але з фізичної точки зору діапазон можливих значень буде вузьким. Введення коефіцієнта k_{abs} у такому вигляді дає змогу врахувати усереднені витрати енергії розряду на зазначені процеси. Величину коефіцієнта k_{abs} у першому наближенні можна задати з наступних міркувань. Відповідно експериментальним і теоретичним дослідженням, представленим у роботах [70, 75], плазма в струмопровідному каналі потужних іскрових розрядів приходить у стан локальної термодинамічної рівноваги, а її температура становить $T_e = 1 \dots 3$ еВ. При цьому досягається повна однократна іонізації атомів у струмопровідному каналі. На іонізацію одиночного атома витрачається енергія, яка дорівнює

$$Q_{ion} = eI_{i+}. \quad (6.80)$$

Внутрішню енергію $\rho \epsilon$ одиниці об'єму повністю однократно іонізованого газу можна представити у вигляді суми кінетичної енергії часток і енергії, що поглина-

ється процесами дисоціації Q_{dis} і іонізації Q_{ion} , та описати виразом

$$\rho\varepsilon = \frac{3}{2}(n_+ + n_e)kT + n_+ \frac{Q_{dis}}{2} + n_+ Q_{ion}. \quad (6.81)$$

Плазма в струмопровідному каналі потужнострумового іскрового розряду, як правило, є квазінейтральною, тобто $n_+ = n_e$.

Звідси, коефіцієнт k_{abs} , при врахуванні тільки процесу іонізації, визначиться за виразом

$$k_{abs} = \frac{Q_{ion}}{3kT + \frac{Q_{dis}}{2} + Q_{ion}}. \quad (6.82)$$

Наприклад, при температурі газу, що відповідає $T_e = k_t = 2$ еВ, енергії дисоціації, що відповідає $Q_{dis} = 5$ еВ, і енергії іонізації, що відповідає $Q_{ion} = 13$ еВ, одержимо $k_{abs} \approx 0,6$. Враховуючи, що не вся енергія розряду зосереджена в струмопровідному каналі, то розрахований за виразом (6.82) коефіцієнт k_{abs} показує максимально можливу частку витрат на процес іонізації. Виходячи з вищевикладених міркувань, коефіцієнта k_{abs} у моделі задавався в діапазоні $k_{abs} = 0 \dots 0,9$. У розрахункових варіантах (№1 – $C_1 = 0,25$ мкФ, $L_1 = 2$ мкГн; №2 – $C_2 = 0,25$ мкФ, $L_2 = 12$ мкГн) залежність питомої потужності від часу $W(t, r)$, при $k_{abs} = 0$ мала вигляд (рис. 6.6).

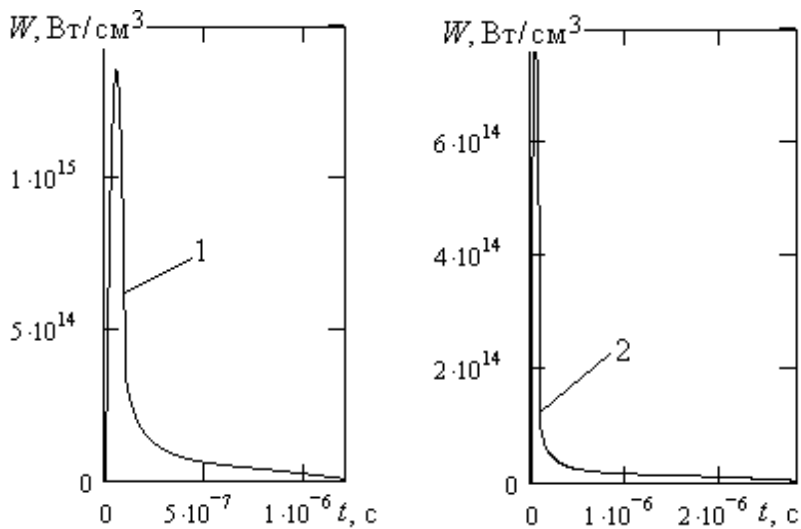


Рисунок 6.6 – Залежності питомої потужності W від часу t у розрахункових варіантах: крива 1 відповідає варіанту №1 (ліворуч); крива 2 – №2 (праворуч)

Таким чином, у моделі прямого ініціювання детонації іскровим розрядом наближений опис виділення енергії розряду в іскрі задається представленням функції густини теплових джерел у вигляді залежності питомої потужності, доповненої залежністю радіуса області введення енергії від часу.

6.3 Експериментальне дослідження ініціювання детонації збіжними ударними хвилями, які генеруються синхронними іскровими розрядами

6.3.1 Техніка генерування синхронних іскрових розрядів

Для генерування двох синхронних іскрових розрядів розглядалася наступна електрична схема зображена на рис. 6.7.

У даній схемі два високовольтні імпульсні конденсатори C_1 і C_2 підключаються до загального електрода. Іскрові розряди запалюються в такий спосіб. Конденсатори одночасно заряджаються від загального джерела постійної напруги через обмежуючі зарядні опори R_1 і R_2 . Після досягнення на одному із проміжків напруги, достатнього для пробою проміжку, відбувається запалювання одного з іскрових розрядів. На другому розрядному проміжку зберігається висока напруженість електричного поля, підтримувана електричним зарядом другої ємності. Тому плазма, що утворюється в області загального електрода, приводить до пробою другого розрядного проміжку. У такій схемі не має значення, який з конденсаторів починається розряджати першим.

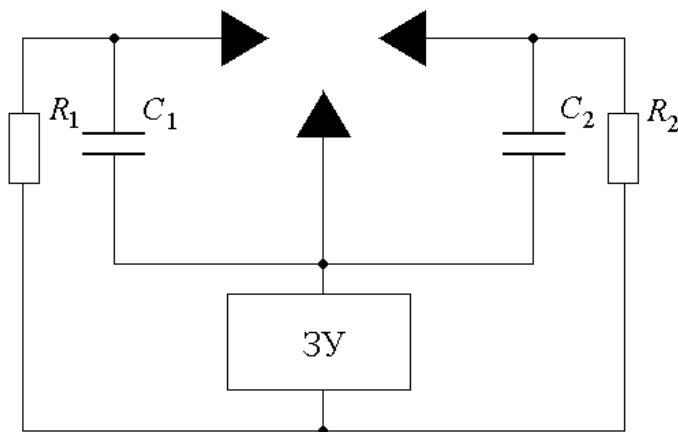


Рисунок 6.7 – Електрична схема для генерування двох синхронних іскрових розрядів

Зважаючи на наявність в такій схемі затримки між пробоями проміжків, то здійснювалося вимірювання часу такої затримки. Використовувалися конденсатори типу ИК50-3. Зарядні опори мали номінал $R_1 = R_2 = 910 \text{ Ом}$. До кожної ємності підключався компенсований дільник напруги ТЕКТРОНИХ Р6015А. Осцилографування напруги здійснювалося в режимі очікування. За результатами осцилографування було встановлено, що при напрузі пробоею проміжку близько 10 кВ і більше час затримки між початком розряду конденсаторів склад не перевищує 200 нс (рис. 6.8).

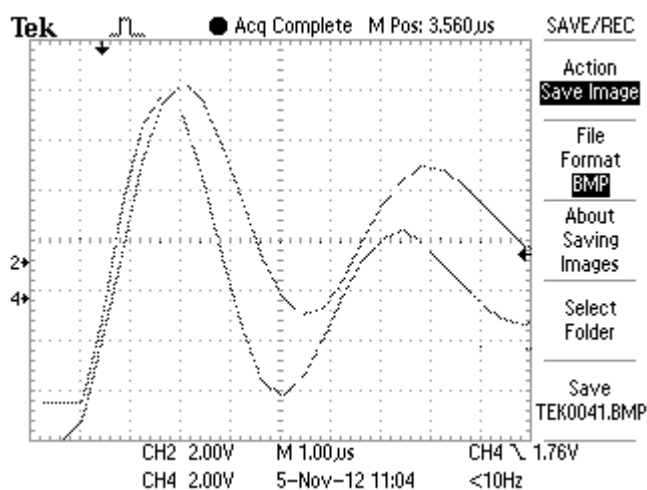


Рисунок 6.8 – Осцилограма напруг на імпульсних конденсаторах при розрядах за схемою (рис. 6.7)

Враховуючи що характерний час газодинамічного розширення іскрового каналу, протягом якого забезпечується ініціювання детонації, становить кілька мікросекунд, то дана затримка є допустимою.

Недоліком даної схеми (рис. 6.7) є те, що для одержання однаково синхронної динаміки введення енергії в іскрові розряди необхідна відповідність параметрів розрядних ланцюгів у двох розрядних контурах. Так, за представленими вимірюваннями видна наявність невеликого відхилення в періодах розряду, що при наступних осциляціях призводить до асинхронності. Це викликане відхиленням у номіналах ємностей використовуваних імпульсних конденсаторів. До недоліку слід також віднести те, що іскрові розряди генеруються не паралельно один одному, а в області загального електрода іскрові каналу наближені близько друг до друга. У такій схемі утруднене керування початком запалювання іскрових розрядів, тому що потрібне

одночасне наростання напруги на розрядних проміжках. Через некерований іскровий розряд, для якого характерна наявність відхилення в напрузі пробою проміжку, важко проводити дослідження ініціювання детонації при однаковій енергії розряду.

Для усунення вказаних недоліків розглядалась модифікована електрична схема (рис. 6.9).

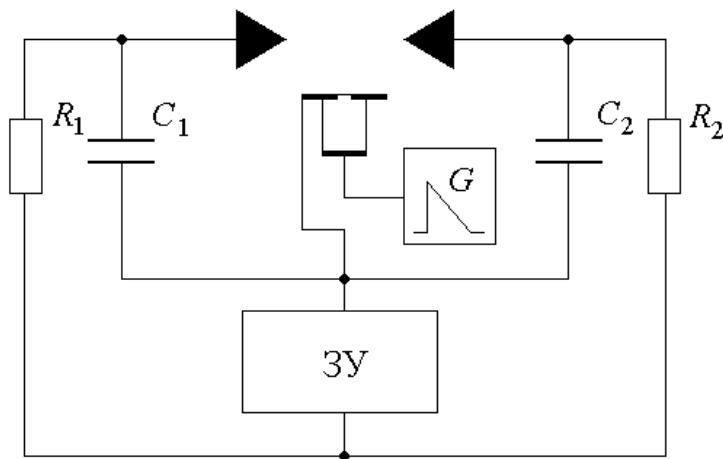


Рисунок 6.9 – Електрична схема для генерування двох синхронних іскрових розрядів з допоміжним розрядом

У даній схемі використовуються керовані пробою проміжків, до яких підключені конденсатори C_1 і C_2 . Запалювання іскрових розрядів відбувається в результаті виходу плазмового струменя з отвору в загальному розрядному електроді. Утворення плазмового струменя забезпечується допоміжним розрядом.

Використання допоміжного розряду забезпечує запалювання іскрових розрядів при фіксованих заданих напругах заряду конденсаторів. За рахунок профілювання отвору, через який виходить плазмовий струмінь, досягається збільшення відстані між осями іскрових розрядів.

Дослідження часу затримки між запалюваннями іскрових розрядів з використанням схеми (рис. 6.9) показало, що дана затримка досягає недопустимо великих величин при напрузі заряду конденсаторів порядку тисячі вольт. Результати виміру кривих напруги на імпульсних конденсаторах номіналом $C_1 = C_2 = 3,3$ мкФ, що заряджаються до напруги $U_{C_0} = 1650$ В, при ініціюванні запалювання допоміжним розрядом представлені (рис. 6.10). У даному дослідженні вимірювання здійснювалися

за допомогою дільників напруги типу ТТ-HV250 фірми TESTEC на напругу 2500 В с коефіцієнтом розподілу 100:1 і двоканальним осцилографом DS1000E фірми RIGOL, що мають смугу пропуску 20 МГц.

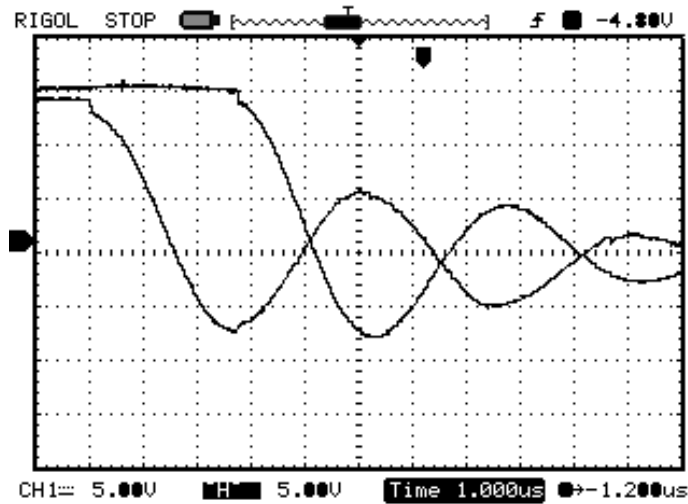


Рисунок 6.10 – Осцилограма напруг на імпульсних конденсаторах при розрядах за схемою (рис. 6.9)

У даному дослідженні час затримки між запалюваннями іскрових розрядів склало $t_{del} = 2,8$ мкс, що недопустимо в системах ініціювання детонації збіжними ударними хвилями.

Розв'язання задачі синхронізації й керування моментом запалювання іскрових розрядів було досягнуте з переходом на розрядну схему, представлену на рис. 6.11.

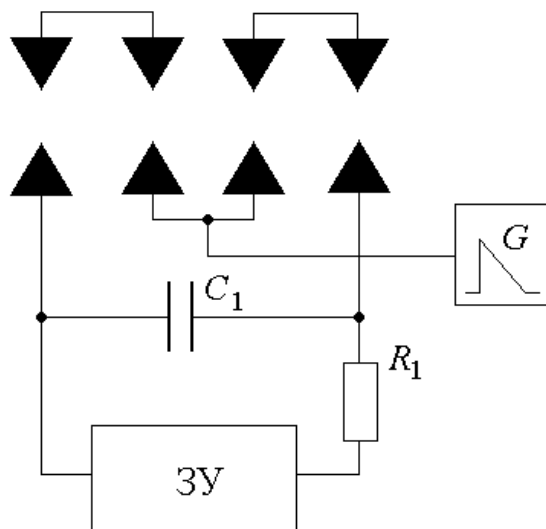


Рисунок 6.11 – Електрична схема для генерування безлічі синхронних іскрових розрядів з допоміжним розрядом

У даній схемі синхронізація досягається за рахунок послідовного з'єднання навантаження у вигляді іскрових проміжків у розрядному ланцюзі. На схемі представлено 4 іскрових проміжка, але фактично кількість проміжків може бути довільною. Керування моментом запалювання здійснюється в такий спосіб. Конденсатор C_1 заряджається до напруги, недостатньої для пробією 4-х іскрових проміжків, але перевищуючої напругу пробією 2-х проміжків. Подача високовольтного імпульсу забезпечує іскровий пробій 2-х проміжків, що призводить до створення умов для пробією 4-х проміжків від напруги, що підводиться конденсатором C_1 .

Варіант практичної реалізації 4-х іскрового запалювання синхронними й паралельними розрядами представлений (рис. 6.12).

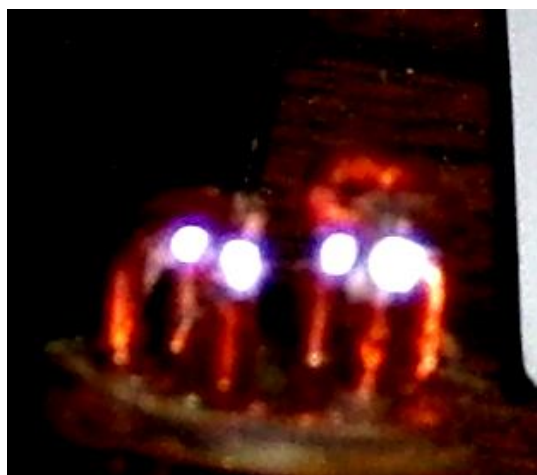


Рисунок 6.12 – Реалізація 4-х синхронних і паралельних іскрових розрядів

Виходячи з отриманих результатів, для генерування синхронних і паралельних іскрових розрядів, у подальших дослідженнях використовувалася остання електрична схема. Зовнішній вид розробленої системи представлено на рис. 6.13.



Рисунок 6.13 – Дослідний зразок системи запалювання іскровим розрядом

6.3.2 Дослідження ініціювання детонації синхронними іскровими розрядами в детонаційній трубі на суміші водню з киснем

Перевірка енергоефективності ініціювання детонації здійснювалася на звичайній (класичний іскровий проміжок) і спеціальній розрядних системах за інших рівних умов. У якості джерела енергії при дослідженні ініціювання детонації в стехіометричній суміші водню з киснем атмосферного тиску використовувався конденсатор ИК50-3В4. Враховуючи, що фактичний номінал даної ємності згідно з паспортними даними може відхилитися від паспортної величини в межах 5 %, номінал використовуваної ємності вимірювався за допомогою RLC -метра типу Е7-22 на частотах 120 Гц і 1 кГц; величина цієї ємності дорівнювала $C = 2,75 \pm 0,05$ мкФ. Власна індуктивність конденсатора становила $L_{\text{власн}} = 40$ нГн.

Окремо досліджувалася повна індуктивність і активний опір розрядного контуру по кривій напруги на конденсаторі або кривій розрядного струму, одержуваних у випадку короткого замикання розрядного проміжку. За результатами апроксимації обмірюваних кривих струму й напруги встановлено, що індуктивність ланцюга дорівнює $L_{\text{ц}} = 270 \pm 10$ нГн і активний опір становить 80 ± 5 мОм (рис. 6.14). У даному експерименті з'єднання ємності з розрядними електродами виконувалося у вигляді близько розташованих паралельних шин, що дало змогу зменшити еквівалентну індуктивність розрядного ланцюга.

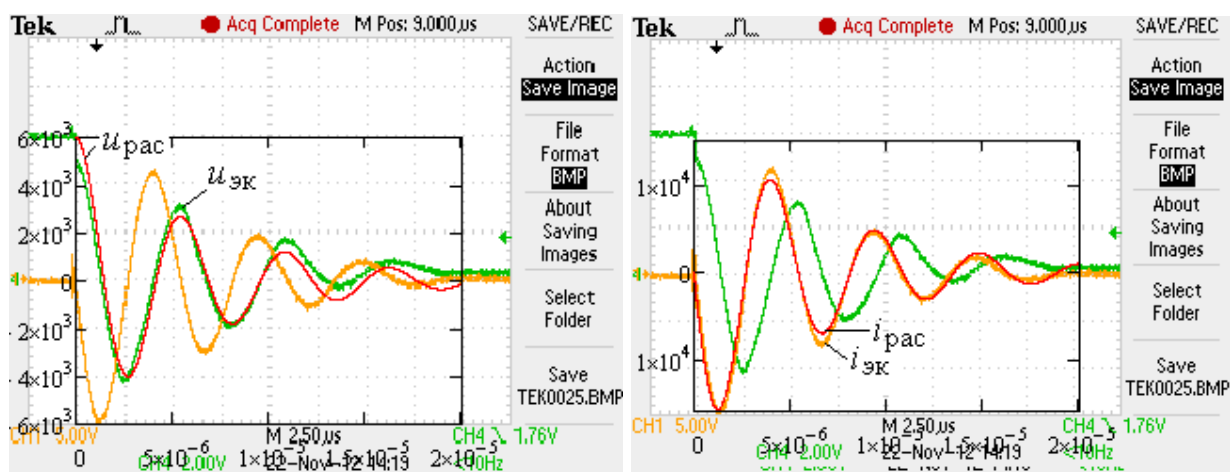
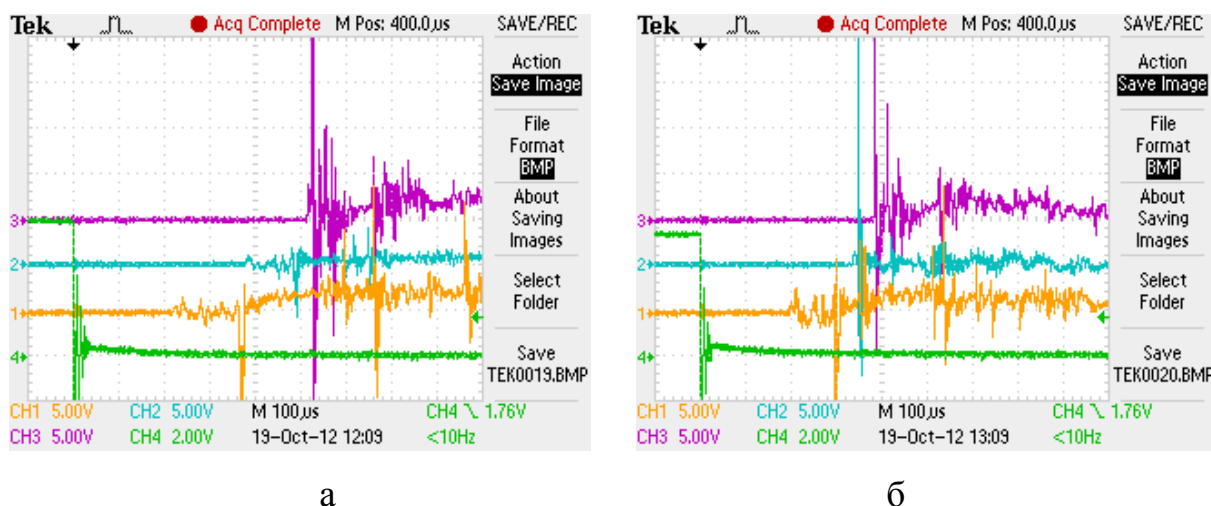


Рисунок 6.14 – Результати апроксимації експериментальних кривих напруги u (ліворуч) і струму i (праворуч) у розрядному ланцюзі

Відомо [85], що в стехіометричній воднево-кисневій суміші критичний час введення енергії, при якому енергія ініціювання детонації має мінімальне значення, становить 1...1,5 мкс. Також відомо [90], що тільки частина енергії високострумове-го іскрового розряду, що запасена в конденсаторі, виділяється в першій чверті періоду коливального загасаючого розряду й бере участь у процесі ініціювання детонації. На отриманих осцилограмах струму й напруги, тривалість першої чверті періоду розряду у використовуваній розрядній системі склала 1,25 мкс. Таким чином, застосовувана розрядна система реалізує умову по тривалості введення енергії, при якій енергія ініціювання детонації має мінімальне значення.

У випадку застосування традиційної розрядної системи (розряд ємності на одноіскровому проміжку) отримано, що при іскровому розряді на міжелектродному проміжку довжиною 7 мм і повній енергії розряду близько 52 Дж у випадку заповнення труби стехіометричною воднево-кисневою сумішшю атмосферного тиску перехід горіння в детонацію має місце поблизу третього датчика. Запалювання іскрового розряду в наведеному дослідженні відбулося при напрузі заряду ємності $U_{C_0} = 6$ кВ за рахунок пробою по поверхні діелектрика. З отриманої осцилограми (рис. 6.15, а) видно, що детонація виникла, найімовірніше, у результаті відбиття від розривної мембрани, що перебуває в торці детонаційної труби. Час переходу горіння в детонацію (ПГД) склало близько 520 мкс при довжині ділянки ПГД близько 400 мм. Середня швидкість руху хвилі тиску, розрахована за часом досягнення 3-го датчика тиску, склала близько 770 м/с. На наступній серії з 5 вимірювань результати досліджень повторилися.

При заміні одноіскрової розрядної системи на двоіскрову відбулося підвищення енергоефективності ініціювання детонації. У представлених результатах дослідження відстань між осями іскрових розрядів рівнялося $Z = 7 \pm 0,1$ мм, довжина розрядних проміжків становила по $H = 3 \pm 0,1$ мм. Параметри розрядного ланцюга й початковий стан горючої суміші відповідали попереднім дослідженням. Отримане скорочення ділянки й часу ПГД зі зниженням повної енергії розряду до 42 Дж (рис. 6.15, б). Запалювання іскрового розряду в наведеному дослідженні відбулося при напрузі заряду ємності $U_{C_0} = 5,4$ кВ. Виходячи з осцилограми, детонація виникла поблизу другого датчика.



а

б

Рисунок 6.15 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при одноіскровому (а) і двоіскровому (б) розрядах у воднево-кисневій суміші

Час ПГД склало близько 360 мкс при довжині ділянки ПГД близько 300 мм. Середня швидкість руху хвилі тиску при двоіскровому розряді склала близько 1000 м/с.

При підвищенні повної енергії розряду у двоіскровій системі до 52 Дж, детонація виникла між першим і другим датчиками (рис. 6.16). Час ПГД склало близько 260 мкс при довжині ділянки ПГД до 270 мм.

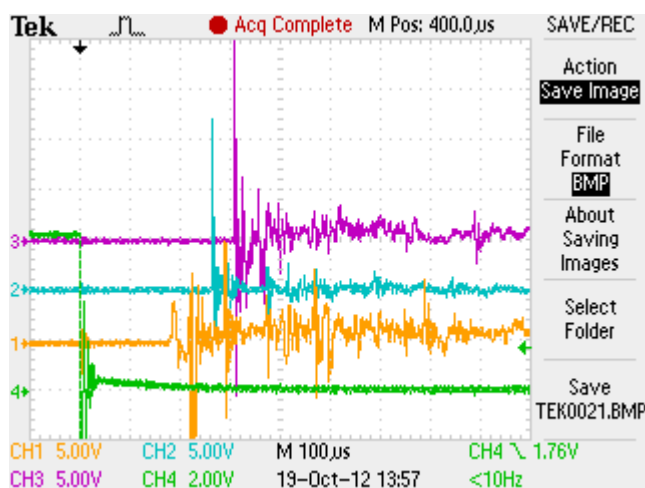
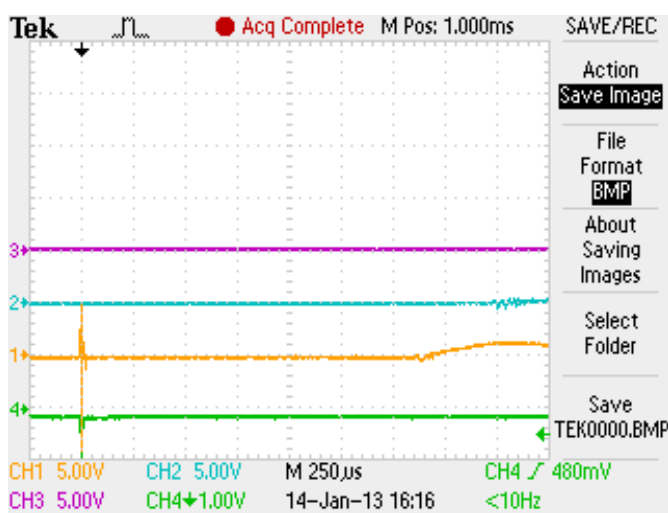


Рисунок 6.16 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержувані при двоіскровому розряді у воднево-кисневій суміші

Таким чином, при однаковій запасеній енергії в конденсаторі, але зі зміною одноіскрової на двоіскрову розрядну систему досягнуте скорочення часу ПГД в 2 рази й довжини ділянки ПГД в 1,5 рази.

6.3.3 Дослідження ініціювання детонації синхронними іскровими розрядами в детонаційній трубі на суміші ПБТ із киснем

У наведених нижче дослідженнях використовувалася стехіометрична суміш пропану-бутану технічного (ПБТ) з киснем атмосферного тиску. Досліджена сигнатура з датчиків тиску, що виникає у випадку запалювання суміші малопотужною іскрою (енергія розряду до 20 мдж). Вимірювання показали, що в цьому випадку детонація не виникає (рис. 6.17). За результатами вимірювань отримане, що хвиля тиску досягла першого датчика через 1,6 мс від моменту ініціювання детонації. Слід зазначити, що розрив мембрани був відсутній.



Рисуюнок 6.17 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при малопотужному запалюванні

До одноіскрової розрядної системи підключалася конденсаторна зборка з конденсаторів типу E53. Ємність зборки склала $C = 1,65 \pm 0,05$ мкФ. За результатами апроксимації обмірюваних кривих струму й напруги (рис. 6.18), отриманих при короткому замиканні, установлене, що індуктивність ланцюга рівняється $L_{\text{ц}} = 400 \pm 10$ нГн і активний опір становить 80 ± 5 мОм. Період коливального загасаючого розряду склав $T_{\text{роз}} = 5,2$ мкс.

У випадку застосування традиційної розрядної системи (розряд ємності на іскровому проміжку) отримане, що при міжелектродному проміжку довжиною 3 мм при повній енергії розряду 15 ± 1 Дж перехід горіння в детонацію має місце поблизу

третього датчика (рис. 6.19). На осцилограмах спостерігається досягнення хвилею стиску спочатку датчика № 1, далі датчика № 2 і виникнення ударної хвилі поблизу датчика № 3. Після цього на розгортках спостерігається поява ударних хвиль у датчика № 2 і датчика № 1. По кривій № 4 видно, що напруга пробою склала $U_{C_0} = 4,2$ кВ. Тобто, ударна хвиля, відбившись від мембрани, поширилася у зворотну сторону по трубі. Ініціювання детонації, можливо, відбувалося в результаті відбиття від мембрани близько третього датчика. Затримка в ініціюванні детонації складала більш 1,3 мс.

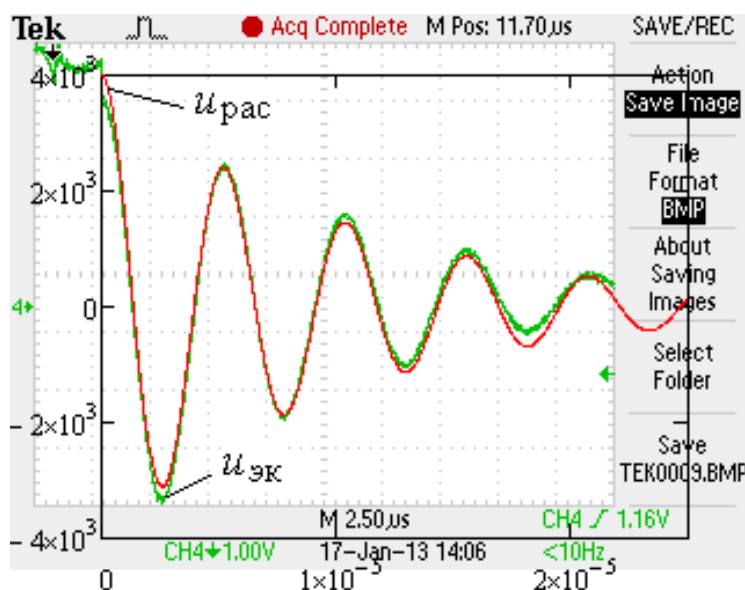


Рисунок 6.18 – Результати апроксимації експериментальної кривої напруги u у розрядному ланцюзі

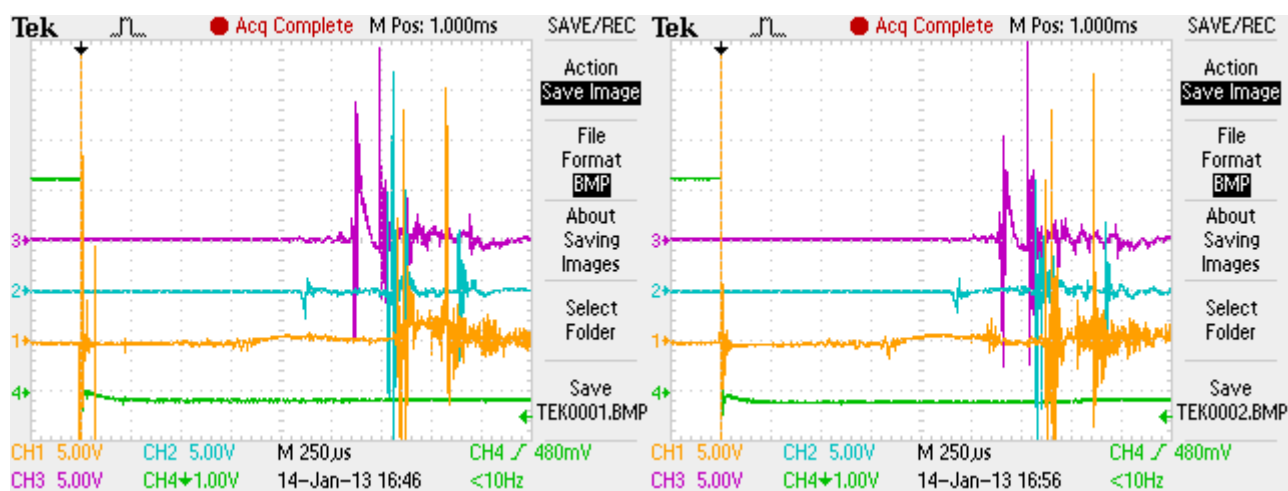


Рисунок 6.19 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при одноіскровому розряді (за результатами 2-х вимірювань)

При зміні розрядної системи на двоіскрову без зміни інших умов експерименту відбулося більш ніж у два рази скорочення часу ПГД і довжини ділянки ПГД. У представлених результатах дослідження відстань між осями іскрових розрядів рівнялася $Z = 5 \pm 0,1$ мм, довжина розрядних проміжків становила по $H = 1,5 \pm 0,1$ мм (рис. 6.20).

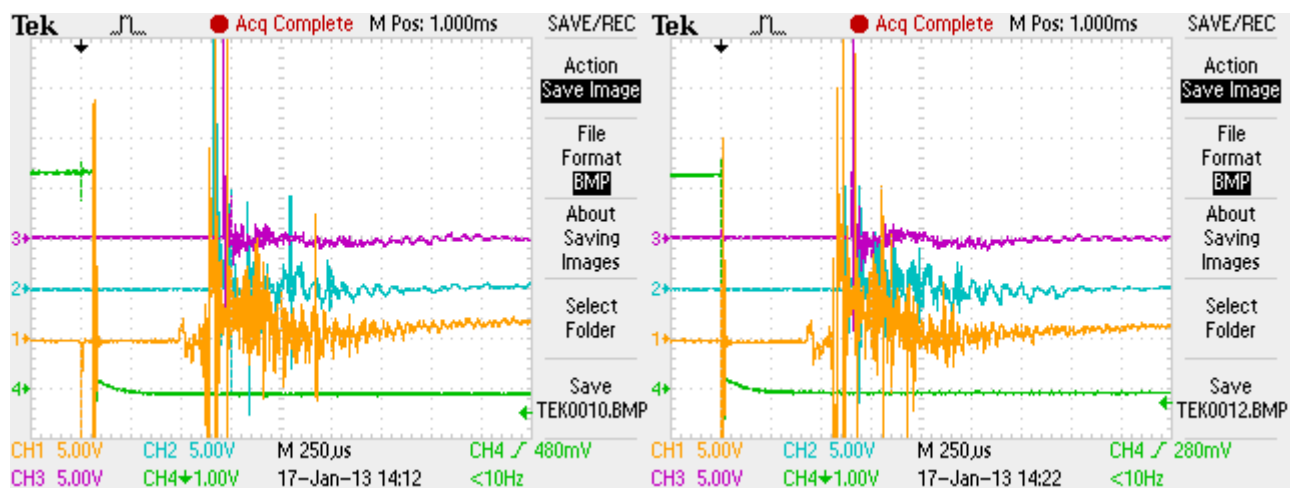


Рисунок 6.20 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при двоіскровому розряді (за результатами 2-х вимірювань)

Детонація виникла між датчиками № 1 і № 2. Детонаційна хвиля досягла датчика № 2 за час близько 0,6 мс, тобто час ПГД не перевершує дану величину. Довжина ділянки ПГД не перевищує 280 мм. По кривій № 4 видно, що напруга пробою відповідає попереднім дослідженням з одноіскровою системою й рівняється $U_{C_0} = 4,2$ кВ.

Рівність довжини розрядних проміжків, параметрів розрядного ланцюга, запасеної енергії конденсатора й ідентичність суміші, що детонує, але зміна розрядної системи, що призводить до змінення параметрів ПГД, дають підставу прийти до нового наукового результату, що підвищення енергоефективності ініціювання детонації досягається використанням розрядних систем, які генерують синхронні й паралельні один одному іскрові розряди.

6.4 Експериментальне дослідження ініціювання детонації іскровим розрядом при включенні нелінійної індуктивності в *RLC*-ланцюг

Раніше було обґрунтоване, що включення нелінійної індуктивності в *RLC*-

ланцюг забезпечує підвищення енергоефективності генерування ударної хвилі в іскровому розряді. Для експериментального підтвердження такого висновку в розрядний ланцюг включався дросель насичення з підмагнічуванням. У якості сердечника дроселя використовувався магнітопровід ГМ440 типорозміру ОЛ60/100. Обмотка намагнічування складалася з 6 витків. Початкова індуктивність дроселя складала 21,5 мкГн, залишкова індуктивність не перевищувала 400 нГн.

Осцилографування перехідних процесів у такому ланцюзі показало вплив нелінійної індуктивності (рис. 6.21). Відбулося зростання періоду розряду, зменшення амплітуди струму.

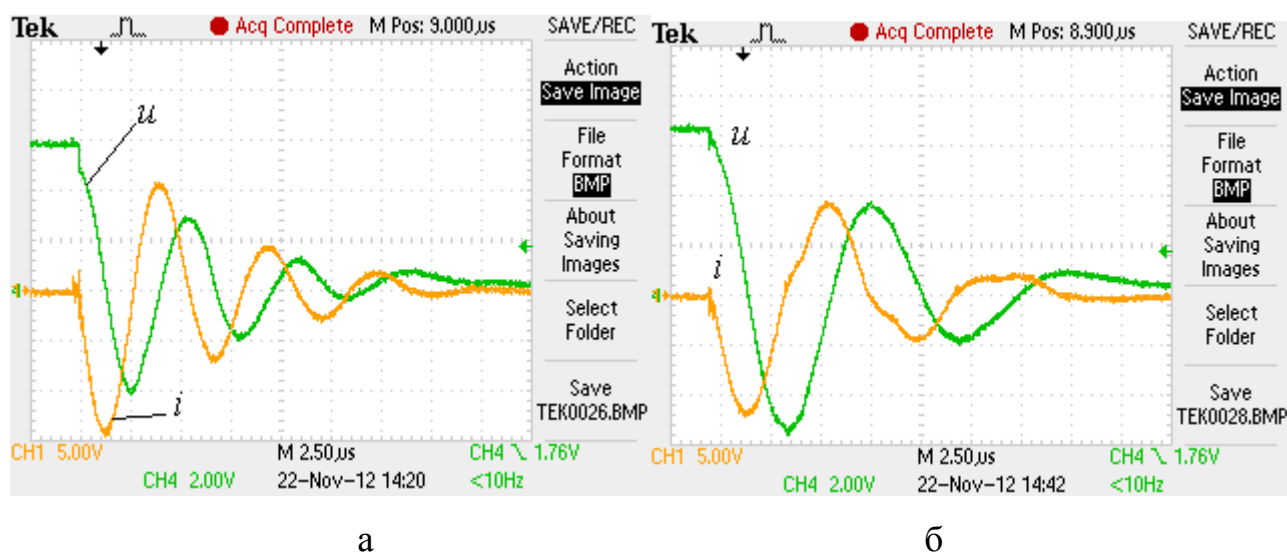
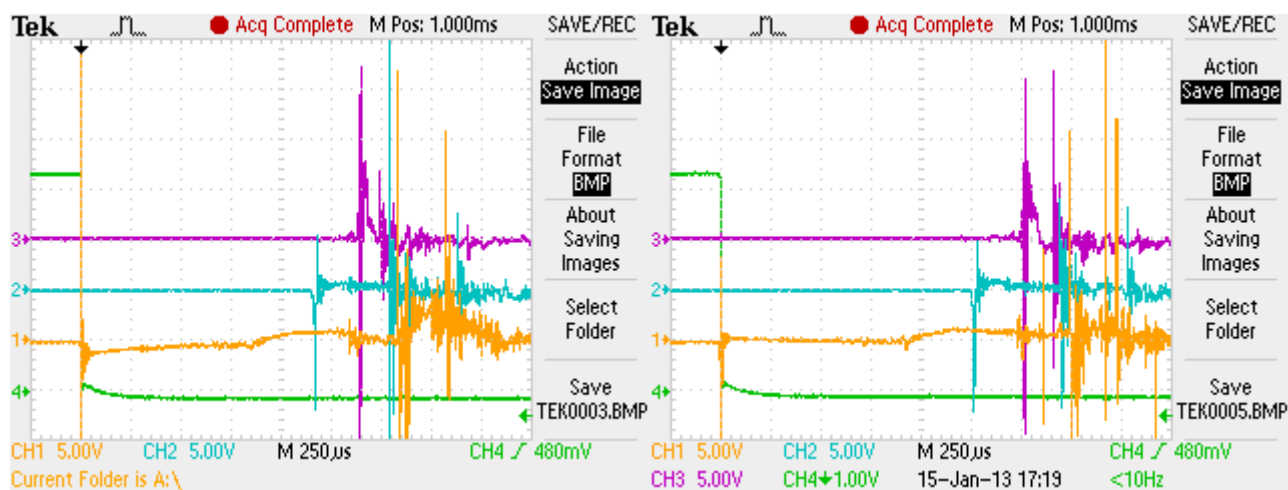


Рисунок 6.21 –Криві розрядного струму i у ланцюзі й напруги u на ємності в RLC -ланцюзі (а) і при включенні нелінійної індуктивності в RLC -ланцюг (б)

В області перемагнічування дроселя розрядним струмом відбувається відхилення кривої струму від кривої, характерної для коливального загасаючого розряду. Слід зазначити, що в такому ланцюзі на криву розрядного струму суттєво впливає напруга заряду ємності. З наведеної осцилограми струму видно, що на більш пізніх періодах розряду, коли напруга на ємності падає, вплив нелінійної індуктивності більш виражений.

На одноіскровій розрядній системі включення нелінійної індуктивності в RLC -ланцюг знизило енергоефективність ініціювання детонації при замагнічуванні дроселя (рис. 6.22).



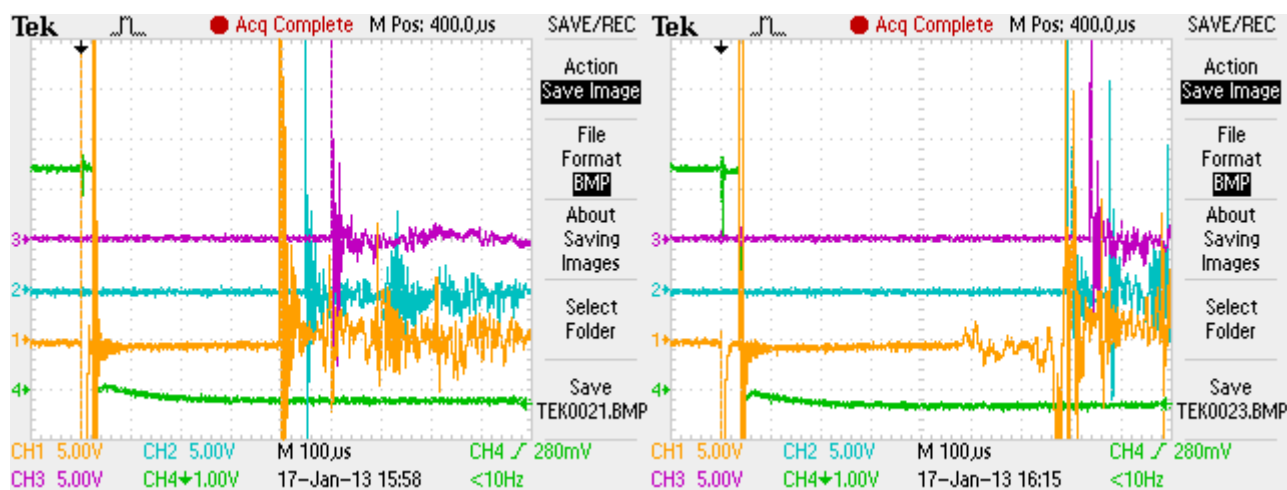
а

б

Рисунок 6.22 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при одноіскровому розряді: а) дросель у насиченні; б) дросель замагнічений

Це пояснюється зниженням питомої потужності розряду. При насиченні дроселя результати вимірювань наближалися до умов досліджень, коли дросель у ланцюзі відсутній. Результати дослідження процесу ініціювання детонації відносяться до стехіометричній суміші ПБТ із киснем атмосферного тиску. Джерелом енергії розряду була конденсаторна зборка ємністю $C = 1,65$ мкФ. Повна енергія розряду склала 15 ± 1 Дж. Вплив нелінійної індуктивності на енергоефективність ініціювання детонації змінюються при переході на двоіскрову розрядну систему, суміш, що детонує, і джерело розряду відповідали попереднім дослідженням. У представлених результатах дослідження відстань між осями іскрових розрядів дорівнювала $Z = 5 \pm 0,1$ мм, довжина розрядних проміжків становила $H = 1,5 \pm 0,1$ мм. У випадку замагнічування дроселя від зовнішнього джерела таким чином, що індукція магнітного поля, створеного струмом зовнішнього джерела, протилежна індукції поля, що наводиться розрядним струмом, відбулося скорочення часу й ділянки ПГД (рис. 6.23). Струм замагнічування становив 10 А.

На двоіскровій розрядній системі включення дроселя, що насичує, у розрядний ланцюг (при його замагнічуванні) привело до виникнення детонації до моменту приходу до датчика № 1 (рис. 6.23, а). При насиченні сердечника дроселя детонація виникала між датчиком № 1 і № 2.



а

б

Рисунок 6.23 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при двоіскровому розряді: а) дросель замагнічений; б) дросель у насиченні

Такий вплив включення дроселя насичення у розрядний ланцюг при двоіскровому запалюванні пояснюється тим, що незважаючи на зниження амплітуди генеруючих ударних хвиль, відбувається більш повільне їхнє загасання, чим досягається збільшення ефективності запалення в області зіткнення ударних хвиль.

Отримані результати дають підставу вважати, що підвищення енергоефективності ініціювання детонації досягається включенням дроселя насичення з малою залишковою індуктивністю в розрядний ланцюг із багатоіскровими синхронними й паралельно-генеруючими розрядами.

6.5 Експериментальне дослідження впливу складу детонуючої суміші на ініціювання детонації іскровим розрядом

Відомо [145], що детонаційна здатність суміші залежить від об'ємного співвідношення пального до окиснювача. Формування дотонуючої суміші в експериментах, представлених вище, здійснювалося в детонаційній трубі, тому було проведено дослідження впливу точності формування детонаційної суміші по парціальному тискові газів з використанням вакуумметра ВП 4-УУ2 на час і довжину ділянки ПГД.

Запалювання здійснювалося двоіскровою розрядною системою при $Z = 5 \pm 0,1$ мм і $H = 1,5 \pm 0,1$ мм. Розряд здійснювався від конденсаторної зборки ємністю $C = 1,65$ мкФ. В експериментах при незмінних інших умовах дослідження, формувала-

ся суміш ПБТ із киснем атмосферного тиску з наступними об'ємними частками палива {14; 16; 18} об.%. За показниками вакуумметра парціальний тиск суміші відхилявся на 1 поділ.

У результаті досліджень отримана наступна сигнатура (рис. 6.24–6.26). Для використовуваної детонуючої суміші стехіометричний склад утворюється при об'ємній частці палива близько 16 %. Відомо, що максимальна детонаційна чутливість суміші відхиляється від стехіометричного складу в область збагаченої суміші. Це пояснює скорочення часу ПГД при малому зростанні об'ємної частки палива.

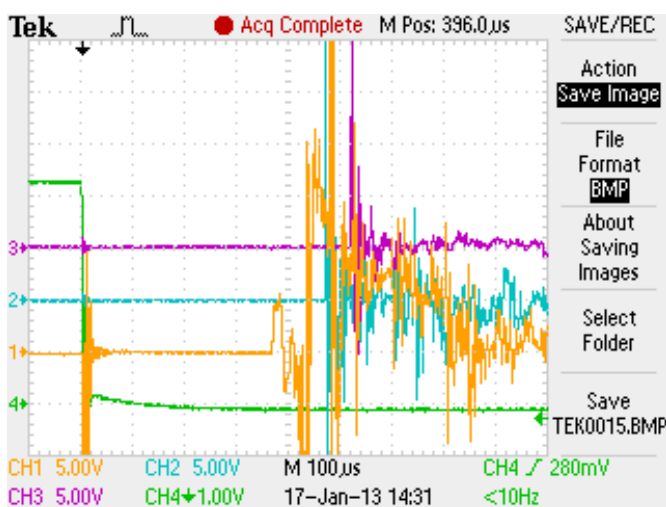


Рисунок 6.24 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при двоіскровому розряді й об'ємній частці палива 18 %

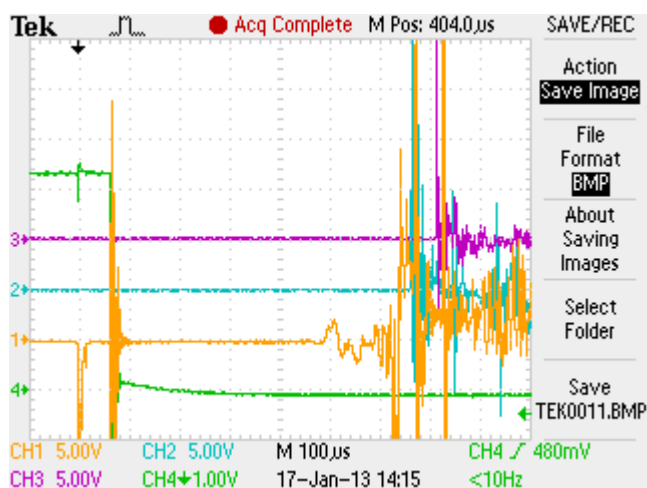


Рисунок 6.25 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при двоіскровому розряді й об'ємній частці палива 16 %

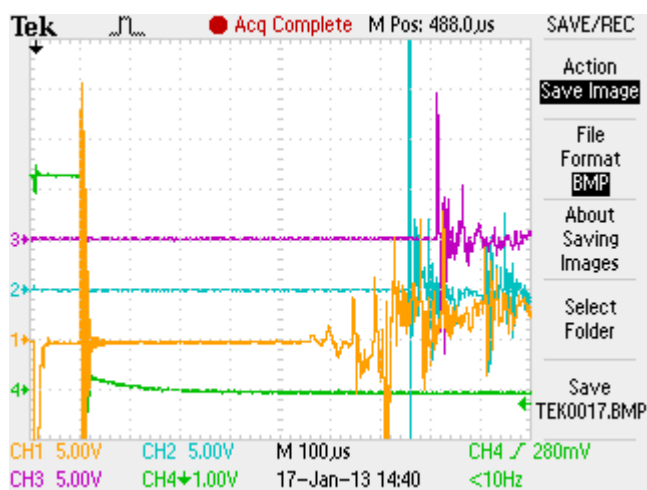


Рисунок 6.26 – Сигнали з датчиків тиску (№ 1, 2, 3) і напруги на ємності (№ 4), одержані при двоіскровому розряді й об'ємній частці палива 14 %

Але зміна складу суміші в малих межах не призвела до істотної зміни довжини ділянки ПГД. В умовах проведених експериментів ініціювання детонації відбувалося між датчиками № 1 і № 2. Повна енергія розряду склала 15 ± 1 Дж.

Даний результат підтверджує, що підвищення енергоефективності ініціювання детонації, описане в п. 7.4, досягнуте включенням дроселя насичення з малою залишковою індуктивністю в розрядний ланцюг із двоіскровою розрядною системою, де ініціювання детонації відбувалося перед датчиком №1.

РОЗРОБКА СИСТЕМИ ВИПУСКУ ПРОДУКТІВ ЗГОРЯННЯ

7.1 Існуючі підходи до реалізації контрольованого випуску продуктів згоряння

Як і у випадку систем запалювання, перші спроби створення системи контрольованого 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.

Замикаюче-пропускний пристрій (рис. 7.1) являє собою пневмогідролічний клапанний механізм диференціального типу, автоматичної дії, основою якого є осесиметрична циліндрична гільза з рядом радіальних вікон у верхній її частині.



Рисунок 7.1 – Схема замикаюче-пропускного пристрою машини імпульсного різання [102]

На внутрішній стороні гільзи над вікнами утворена кільцева ущільнювальна поверхня у вигляді вузького конічного паска, вище якого перебуває пропускний канал (рис. 7.2) [102]. У гільзу з можливістю переміщення вздовж її осі поміщений рухливий елемент – клапан, що має вид стакана, зверненого донною частиною до вер-

ху пристрою запирання. Виступ на торці донної поверхні клапана при цьому «заповнює» циліндричну частину об'єму пропускного каналу гільзи, утворюючи кільцеву щілину площею $f_{щ} = 0,25\pi(d_{кан}^2 - d_{вис}^2)$ й зменшуючи вільний об'єм у порожнині над клапаном.

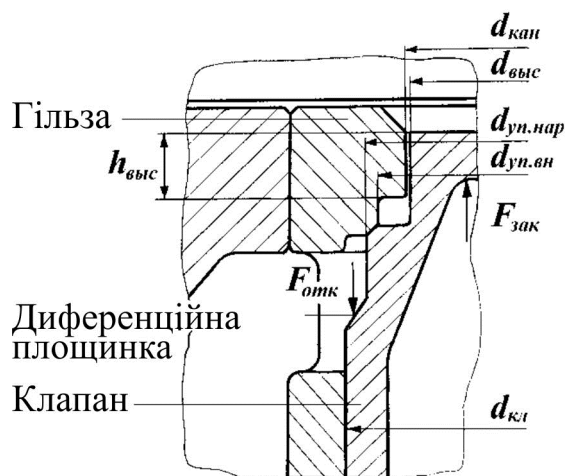


Рисунок 7.2 – Область «А» з рисунка 7.1 [102]

При згорянні паливної суміші тиск газів, що збільшується, діє на диференціальну площину. Тиск повітря в повітряній порожнині замикаючого пристрою підібраний таким чином, що в момент, коли тиск у камері становить 0,75...0,85 від максимального це зусилля стає більшим замикаючого тиску в повітряній порожнині.

Клапан починає відкриватися й після ходу, рівного висоті виступаючої частини $h_{вис}$ відбувається повне відкриття пропускного отвору із прискореним рухом клапана. Така конструкція клапана й послідовність його відкриття забезпечують захист ущільнюючих поверхонь від дії високотемпературного газового потоку.

У такий спосіб клапан випуску продуктів згорання, який застосовувався на імпульсних машинах, відкривався автоматично по досягненню заданого рівня тиску. При термоімпульсному обробленні такий спосіб відкриття неприйнятний, тому що оброблення вимагає витримки суміші в камері протягом часу, достатнього для виконання операції оброблення або очищення.

Швидкість відкриття клапана описаної конструкції була достатньою для привода рухливих частин імпульсних машин. Для цих задач надшвидке відкриття клапана взагалі не потрібне, тому що при цьому можуть виникати ударні хвилі, що призведе

до різкого підвищення інтенсивності теплообміну між продуктами згоряння, корпусом камери й деталями ущільнювального пристрою. Це не тільки призведе до втрат енергії привода (в описуваному випадку продукти згоряння служать для надання руху штока машини при розширенні), але й за певних умов можуть призвести до локального розплавлення ущільнюючих поверхонь і виходу клапана й машини в цілому з ладу.

У ТЕМ устаткуванні клапани керованого випуску продуктів згоряння з'явилися досить пізно. Перші патенти заявниками по яких виступала фірма BOSCH, у яких описується їхня конструкція, відносяться до початку 2000-х років [12]. Як і в конструкції перепускного клапана імпульсних машин для захисту ущільнюючих поверхонь від високотемпературного потоку в них використовувався циліндричний центральний виступ на кінці рухливої частини клапана (рис. 7.3). На рисунку напрямок випуску продуктів згоряння з камери – знизу й далі по каналу 14.

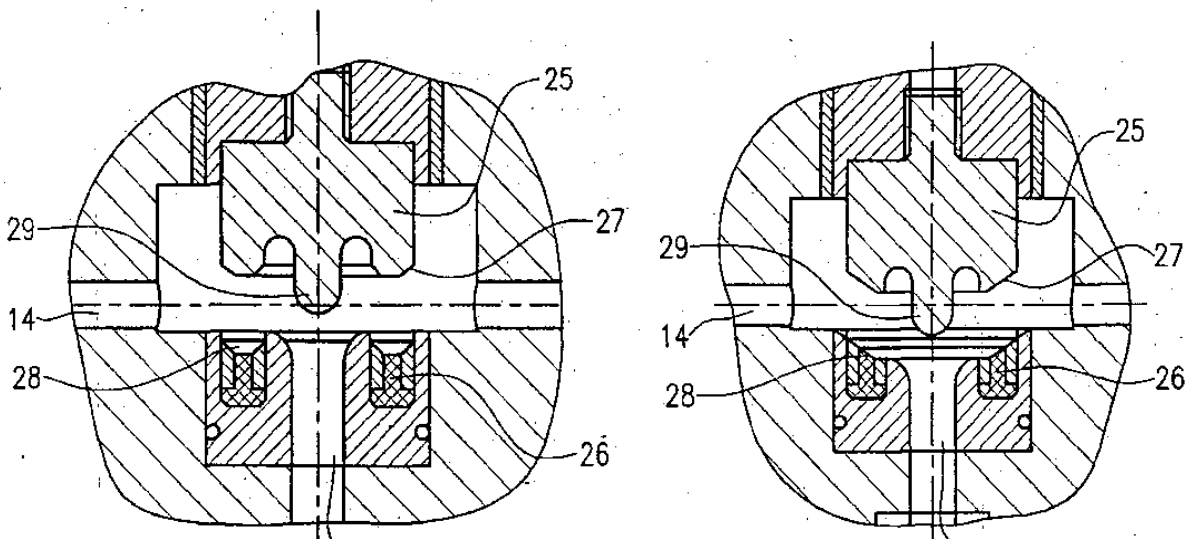


Рисунок 7.3 – Варіанти виконання клапана швидкого випуску продуктів згоряння фірми BOSCH [12] (збережена нумерація згідно патенту)

Герметизація клапана забезпечувалася ущільнювальним комплексом, який включав внутрішнє й зовнішнє кільця із бронзи або нержавіючої сталі й центральний вкладиш із тефлону, що деформується, який при замиканні ущільнюючих поверхонь перебував у стані всебічного стиску й забезпечував герметичність камери.

У наступних модифікаціях такого клапана конструкція була трохи змінена

(рис. 7.4). Це дало змогу збільшити прохідний переріз клапана без збільшення потрібної притискної сили й трохи поліпшило умови закріплення тефлонового вкладиша в ущільнювальному комплексі [58]. Однак така конструкція залишалася як і попередня недостатньо надійною.

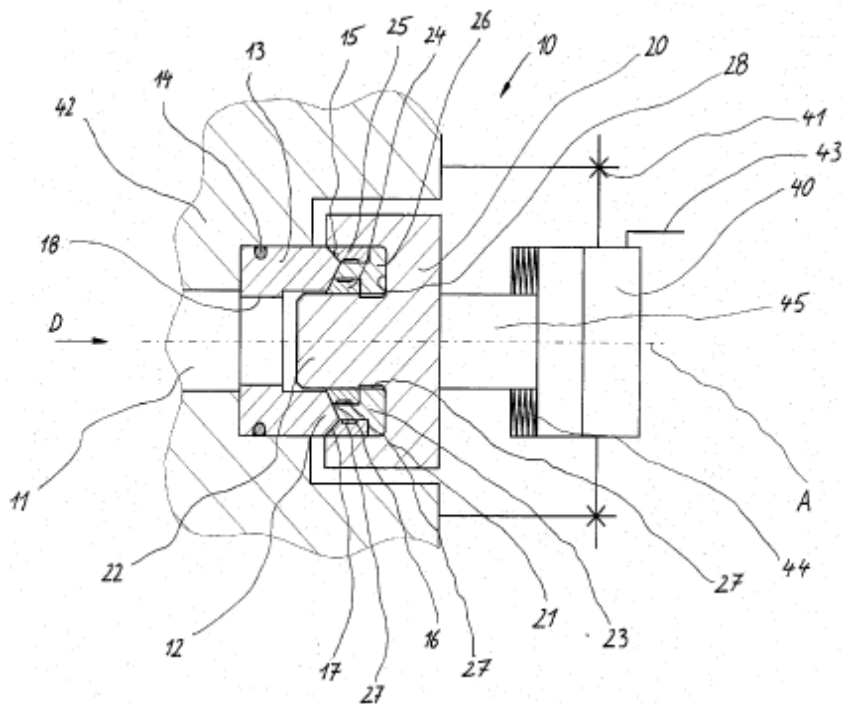


Рисунок 7.4 – Клапан керованого випуску ТЕМ установки фірми BOSCH [58] (збережена нумерація згідно патенту)

Непрямим свідченням цього є те, що верхня частина клапана (28–40–41–45 рис. 8.4) згідно [58] є знімною, а в якості кращого способу її установки вказується закріплення за допомогою байонетного з'єднання. У тексті патенту вказується, що таке з'єднання краще сприймає навантаження від високого тиску в камері, а також дає змогу швидко міняти цю частину клапана при ушкодженні ущільнюючого комплексу, тобто ущільнююча поверхня погано захищена від високотемпературного потоку й ця частина клапана по суті є витратним матеріалом.

Крім того, конструкція клапанів фірми BOSCH має недолік, пов'язаний з тим, що для забезпечення герметизації клапана при робочому циклі потрібний високий тиск у керуючому циліндрі. Це викликане тим, що напрямок дії тиску продуктів згоряння на рухливу частину клапана й напрямок його відкриття збігаються. Із цієї причини клапан такої конструкції не може мати високої швидкодії й не може розг-

лядатися в якості прототипу для створення клапана керованого випуску для прецизійного термоімпульсного оброблення.

У клапанах контрольованого випуску термоімпульсних машин були прийняті інші рішення, завдяки чому частина проблем, характерних для клапанів фірми BOSCH була усунена.

По-перше продукти згоряння випускалися через вікна, виконані в центральній частині клапана в напрямку перпендикулярному відкриттю замикаючого стакана (рис. 7.5). Завдяки цьому незалежно від величини тиску в камері клапан відкривався звичайним мережевим тиском повітря при рівні 0,6...0,7 МПа.

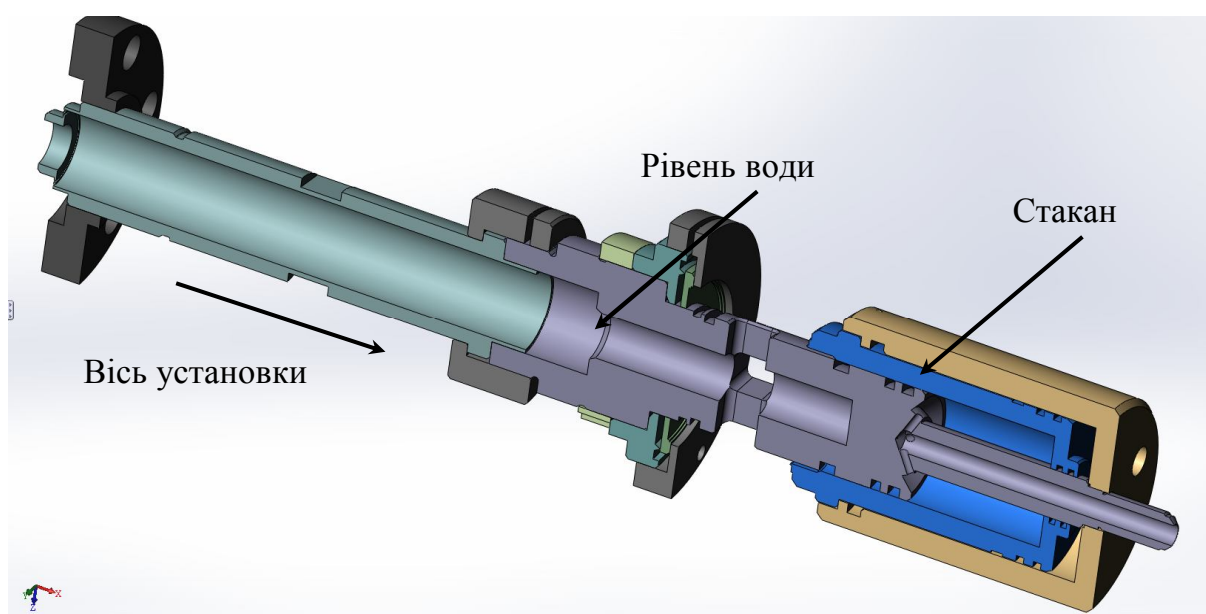


Рисунок 7.5 – Клапан керованого випуску термоімпульсної установки Т-15

По-друге, у клапані використовувався захист водою. Він встановлювався вертикально по осі камери й при цьому частково перебуває під поверхнею води, що наповнює бак у нижній частині термоімпульсної установки. Рухливий замикаючий стакан клапана утворював з його корпусними деталями дві повітряні порожнини. При подачі стисненого повітря в нижню порожнину верхня з'єднувалася з атмосферою й клапан закривався, герметизуючи камеру. При протилежному перемиканні клапан відкривався. При цьому швидкість відкриття клапана повинна бути достатньою для того, щоб ущільнювальний стакан повністю пройшов пропускні вікна, залишаючись захищеним водою, до її витіснення із центральної порожнини продуктами згоряння.

Така конструкція виявилася досить вдалою й в ході дослідно-промислової експлуатації забезпечувала безвідмовну роботу клапана на рівні сотень, а іноді й тисяч робочих циклів. Однак для застосування при прецизійному термоімпульсному обробленні її безпосереднє використання неможливе. Насамперед це пов'язане з недостатньою швидкістю такого клапана. Так, наприклад, у роботі [132] наведені дані експериментів з вимірювання швидкості відкриття клапана такої конструкції (табл. 7.1).

Таблиця 7.1 – Результати експериментів по визначенню часу відкриття клапана керованого випуску продуктів згоряння [132]

Статичний режим				
№ серії	Тиск, бар	$t_{відкр}$, мс	$M(t_{відкр})$, мс	δ , %
1	5,0	109	115	2,91
		118		
		114		
		116		
		118		
2	6,0	110	115	2,397
		115		
		118		
		117		
		115		
3	7,0	119	119,2	0,628
		120		
		118		
		120		
		119		
8	8,0	128	126	1,739
		126		
		128		
		126		
		122		
9	9,0	148	146,6	1,02
		146		
		148		
		147		
		144		

Для цього була зроблена доробка випускного клапана. Він був додатково оснащений двома індукційними датчиками положення замикаючого стакана. З урахуванням того, що випускний клапан постійно контактує з водою, датчики були герметично встановлені в корпус.

Експерименти проводилися для двох режимів роботи установки. На першому (статичний режим) проводилася імітація робочого циклу при наповненні камери повітрям (табл. 7.1), на другому – досліджувалася швидкодія клапана в циклі оброблення на метано-повітряній суміші (табл. 7.2).

Таблиця 7.2 – Результати експериментів по визначенню часу відкриття клапана керованого випуску продуктів згоряння [132]

Динамічний режим				
№ серії	Тиск суміші, бар / час затримки, мс	$t_{відкр}$, мс	$M(t_{відкр})$, мс	δ , %
1	5,6/50	96	96,4	3,347
		98		
		98		
		96		
		94		
2	5,6/125	100	98,8	3,578
		100		
		100		
		98		
		96		
3	5,6/150	106	106,4	3,347
		108		
		106		
		108		
		104		

У всіх випадках швидкість відкриття клапана мала порядок 100 мс, а середньоквадратичне відхилення в динамічному режимі перебуває в діапазоні 3,3...3,5 %. Збільшення тиску у повітряній порожнини клапана не приводить до збільшення швидкості відкриття. Це пов'язане з тим, що при підвищенні тиску швидкість відк-

риття визначається не стільки тиском у верхній повітряній порожнині, яка працює на відкриття клапана, скільки часом витіснення стисненого повітря з нижньої порожнини, яке починає відбуватися в надкритичному режимі.

При дослідно-промисловій експлуатації клапана виявилися також деякі недоліки, пов'язані з надійністю його роботи. По-перше, поверхня, по якій відбувається герметизація клапана при закритті, є відкритою для забруднень. При дії ударної хвилі на ліквіди, які перебувають на поверхнях оброблюваних деталей, можливий випадок, коли частина задирки буде зірвана із кромки у твердому стані. Її потрапляння на ущільнюючу поверхню при закритті клапана може викликати появу на ній забоїн і призведе до втрати герметичності при запиранні камери.

Це може призвести до серйозної проблеми. При незначній втраті герметичності камери вона може проявлятися як більш повільне наповнення сумішшю й не буде діагностовано як відмова. У цьому випадку можливе виникнення ситуації, коли суміш при наповненні частково витисне воду із центральної порожнини клапана й при підпалі суміші й наступному випуску кількості рідини виявиться недостатнім для захисту ущільнюючого стакана. Це неминуче призведе до його розплавлення високотемпературним потоком продуктів згоряння. Відновлення клапана після такої аварії вимагає досить тривалого часу.

Передчасне, до закінчення згоряння суміші, відкриття клапана, викликане помилково поданим сигналом або збоєм системи керування також може призвести до аварійної ситуації через розгерметизацію камери й пов'язаного із цим виникненням ударної хвилі малої інтенсивності.

Усунення можливості виникнення таких ситуацій можливе за допомогою оснащення клапана додатковими датчиками рівня води й блокаторами відкриття до згоряння паливної суміші. Встановлення датчиків, що фіксують моменти його відкриття, закриття, та й вимірюють тиск у повітряних порожнинах також необхідно для безперервної діагностики його поточного стану.

У цілому можна вважати, що клапан керованого випуску для прецизійного термоімпульсного оброблення може бути створений на основі клапана описаної конструкції при його модернізації.

7.2 Перспективи створення прецизійної системи керування часом термоімпульсного оброблення

Швидкодія клапана контрольованого випуску продуктів згоряння визначається не тільки часом переходу замикаючого стакана з одного крайнього положення в інше. При використанні пневматичного приводу для визначення повного часу спрацьовування – від початку подачі сигналу на відкриття до повного відкриття пропускного каналу – необхідно ще врахувати час спрацьовування керуючого клапана, який з'єднує верхню повітряну порожнину з лінією стисненого повітря, а нижню – з атмосферою. Час спрацьовування керуючого клапана, який для систем із пневматичним приводом, як правило, є електропневматичним, також у свою чергу може бути розділений на час спрацьовування електромагнітного клапана й час спрацьовування пневматичного клапана-перемикача.

При використанні в якості керуючих стандартних електропневматичних клапанів час їх спрацьовування після подачі електричного сигналу на відкриття також може скласти 0,05...0,1 с. Таким чином, при керуванні клапаном випуску за часом, час його спрацьовування з моменту подачі електричного сигналу до повного відкриття прохідного перерізу може скласти 0,15...0,2 с. Тобто фактично мінімальний час оброблення в термоімпульсному устаткуванні першого покоління за умови, що подача сигналу на випуск продуктів згоряння буде зроблена відразу після підпалу суміші, становить 0,15...0,2 с. При цьому виходячи з даних табл. 7.2 з урахуванням наявності в системі керування декількох виконавчих механізмів можна чекати, що відносна похибка повного часу спрацьовування буде становити, принаймні, 5...10 %.

У випадку прецизійного термоімпульсного оброблення високоточних деталей така швидкодія та похибка часу відкриття клапана випуску продуктів згоряння не є достатніми із точки зорів вимог якості кромки. Тому ці характеристики повинні бути поліпшені як мінімум на порядок – з часом спрацьовування порядку 10^{-2} с, і похибкою порядку 1 %. Розглянемо можливості створення такого роду системи на базі модернізації існуючих рішень або на базі нових фізичних принципів, що не використовувалися раніше для керованого випуску в термоімпульсному устаткуванні.

В аналіз не включені методи, пов'язані з руйнуванням замикаючого елемента в результаті вибуху за допомогою електричного розряду або підриву бризантної вибухової речовини. Такі способи не будуть розглядатися через складність їх реалізації при циклічній роботі устаткування й очевидних проблем у забезпеченні його безпечної експлуатації. З урахуванням цих зауважень, у роботі [152] були розглянуті напрямки створення прецизійної системи керування часом термоімпульсного оброблення й запропонована класифікація принципів дії клапанів керованого випуску продуктів згоряння (рис. 7.6).

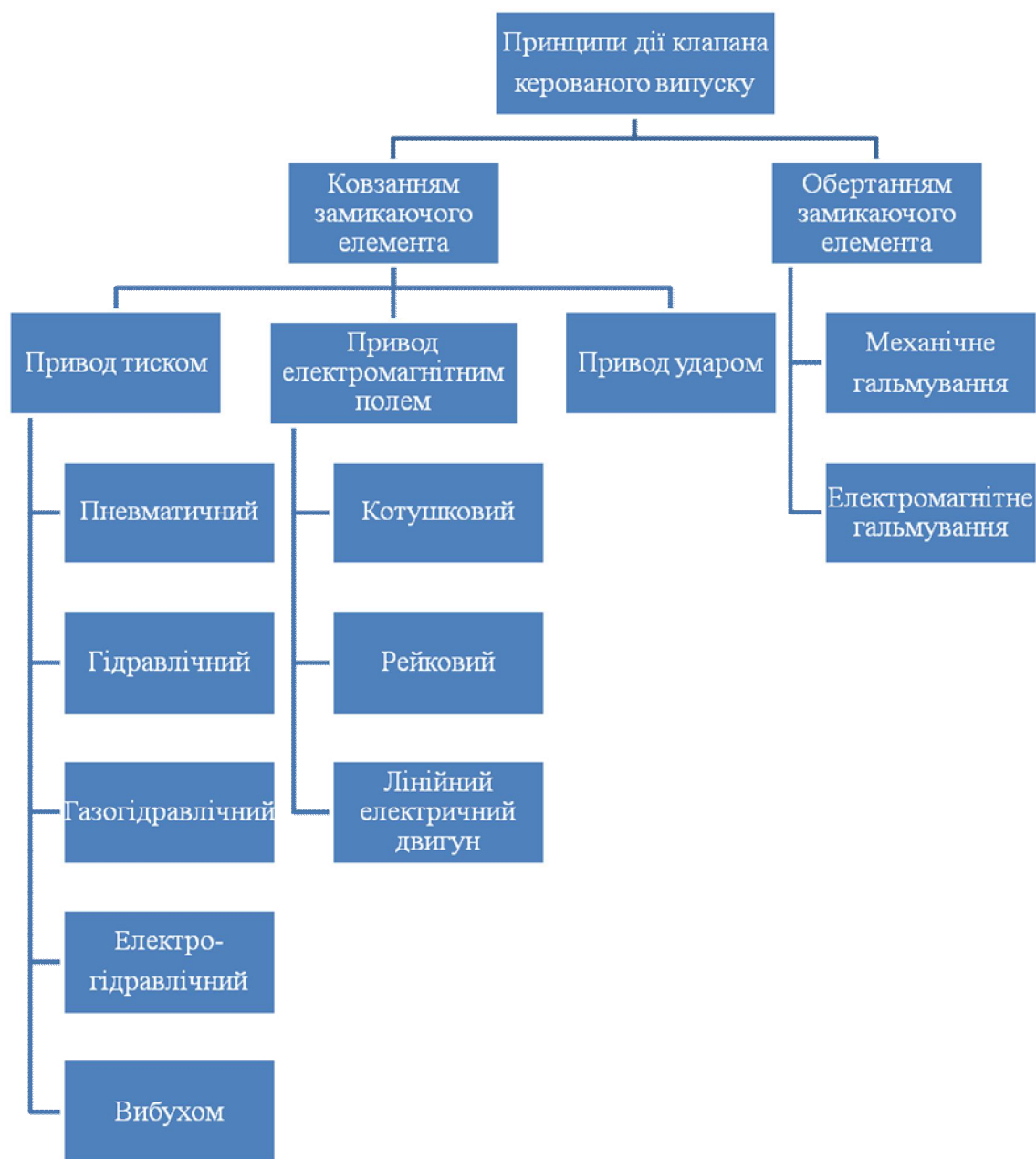


Рисунок 7.6 – Можливі принципи дії клапана керованого випуску продуктів згоряння при прецизійному термоімпульсному обробленні

Насамперед слід врахувати, що збільшення швидкодії клапана випуску може бути досягнуте завдяки збільшенню швидкості спрацьовування всіх виконавчих механізмів системи випуску продуктів згоряння й скороченню їх числа. Останнє також необхідно для зменшення похибки часу спрацьовування системи в цілому.

Відносно замикаючого елемента, який забезпечує герметизацію камери, збільшення швидкості відкриття можна домогтися або за рахунок збільшення діючих на нього при відкритті сил і максимальному зниженні його маси, або заздалегідь, ще до початку ініціації згоряння, розігнавши його до потрібної швидкості. Другий варіант найбільше просто реалізується у випадку, коли замикаючий елемент при відкритті й закритті здійснює обертовий рух.

При такому варіанті виконання клапана випуску він повинен мати нерухливу й обертову частини. Для герметизації камери може бути використаний стандартний ущільнювальний комплекс для торцевого ущільнення обертових валів, із числа представлених на ринку виробів фірм Burgmann, John Crane, Roten, ASSEAL, Anga, Vulcan і ін. Такі ущільнення можуть працювати при швидкостях обертання вала до 3600 об/хв. На рис. 7.7 як приклад наведено схему високошвидкісного торцевого ущільнення фірми Grundfos (обертова частина виділена більш світлим тоном).

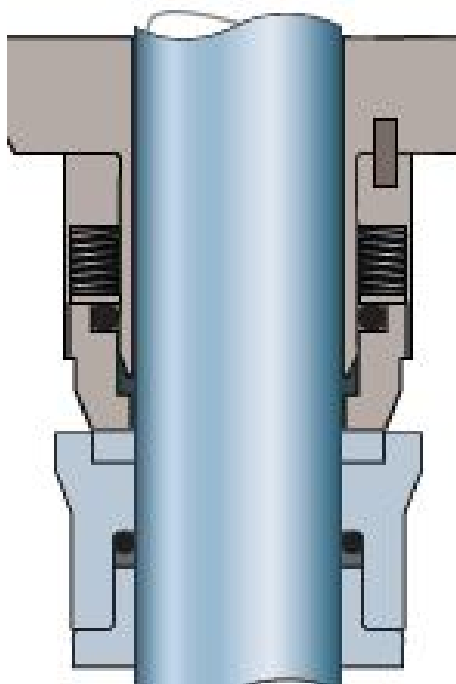


Рисунок 7.7 – Високошвидкісне збалансоване торцеве ущільнення з обертовим сідлом

Замикаючий елемент у вигляді полегшеної гільзи з вікнами для випуску продуктів згоряння в такому варіанті клапана повинен обертатися разом з порожнім центральним валом, що також має випускні вікна. Гільза повинна бути встановлена на валу з можливістю повороту на 90° , причому в закритому стані вікна на валу й на гільзі не повинні збігатися, завдяки чому забезпечується герметизація по циліндричній частині вала.

При початку робочого циклу вал разом із встановленою на ньому затворною гільзою розкручується до заданої частоти обертання. При сигналі, що відбувся підпал, через заданий проміжок часу гільза гальмується механічним або електромагнітним гальмом (у другому випадку вона повинна виготовлятися з феромагнітного матеріалу). Час відкриття клапана буде визначатися частотою обертання вала й ефективністю гальма й при швидкості обертання вала в 3600 об/хв із максимально ефективною зупинкою складе $2,5 \cdot 10^{-3}$ с.

Максимальна швидкодія клапана з обертовим затвором може бути забезпечена при електромагнітному гальмуванні, тому що в цьому випадку практично виключаються затримки, пов'язані з часом спрацьовування системи гальмування. Виключення з виконавчого ланцюжка механічних або пневмомеханічних пристроїв також повинне забезпечити зниження відносної похибки часу відкриття клапана. Таким чином, клапан із замикаючим елементом, що обертається, і електромагнітним гальмуванням потенційно може забезпечити необхідні технічні характеристики при керуванні часом прецизійного термоімпульсного оброблення.

Практична реалізація такого роду пристроїв буде, насамперед, пов'язана із проблемою забезпечення надійності ущільнень як по торцевій частині обертової частини клапана, так і по циліндричній поверхні обертового порожнього вала й замикаючої поворотної гільзи. Ці задачі є непростими, однак переваги подібного роду системи серед яких важливе місце займає відсутність необхідності в яких-небудь демпферах для зупинки рухомих частин затвора, роблять її перспективною для реалізації в складі системи керування часом прецизійного термоімпульсного оброблення.

Застосування для цих же цілей пристроїв з лінійним рухом замикаючого еле-

мента простіше з погляду забезпечення надійності ущільнень. Для цього можуть бути використані сучасні ущільнювальні комплекси фірм SKF, James Walker, Parker, Kastas і ін. На сьогоднішній день такі вироби широко представлені на ринку, їх вибір дуже різноманітний для всіляких застосувань. Переважна більшість таких ущільнень призначена для застосування при швидкостях ковзання до 1,5...3 м/с. Проте серед них є також зразки металополімерних ущільнень, що допускають експлуатацію при швидкостях ковзання до 30 м/с, що повністю задовольняє вимогам до ущільнень швидкодіючого клапана випуску продуктів згорання з ковзним замикаючим елементом.

Обов'язковою умовою надійної експлуатації таких ущільнень є їхнє застосування в складі ущільнювальних комплексів у комплекті з центруючими елементами й брудознімачами. Крім того, для надійної роботи поверхні, по яких відбувається ущільнення повинні бути ізольовані від зовнішнього середовища тобто не мати прямого контакту з водою, що перебуває в баці термоімпульсної установки, як це відбувається у випадку торцевого ущільнення клапана, представленого на рис. 7.5.

Аналіз можливостей застосування варіантів привода ковзного замикаючого елемента (рис. 7.6) почнемо із широко використовуваного в промисловості й апробованого в першому поколінні термоімпульсного устаткування привода тиском. Найсамперед із числа перспективних для реалізації в промисловому встаткуванні виключимо електрогідравлічний привод і привод вибухом. Таке рішення обумовлене складностями їх практичної реалізації й, головним чином, вимогами безпеки експлуатації промислового встаткування.

При використанні інших варіантів привода тиском (пневматичного, гідравлічного й газогідравлічного) збільшення швидкодії можливо тільки за рахунок збільшення швидкості лінійного руху замикаючого елемента. Елементарні оцінки показують, що для забезпечення тривалості його повного ходу при відкритті меншої, чим 0,01 с, буде потрібно збільшення тиску відкриття мінімум до 2,0 МПа. У цьому випадку починаючи розгін з нульової швидкості при ході розгону до проходження системи ущільнень порядку 60 мм і розмірі ходу відкриття 20 мм (висота вікон випуску) час переміщення замикаючого елемента може скласти $2,5 \cdot 10^{-3} \dots 1,0 \cdot 10^{-2}$ с,

тобто буде перебувати в межах, установлених сформульованими вище вимогами швидкодії.

Однак якщо врахувати час спрацьовування керуючих клапанів, які повинні забезпечити надходження газу або рідини високого тиску у відкриваючу порожнину клапана, ці оцінки зміняться.

Із представлених на сьогоднішній день на ринку клапанів, здатних працювати на тисках до 7,0 МПа, та ще й мають прохідний переріз діаметром більш 20 мм, найбільш швидкодіючими є клапана фірми «ІСТА» (рис. 7.8). На сайті фірми (www.ista-pneumatics.ru) приводяться технічні характеристики клапанів, у яких вказується, що час відкриття основного клапана становить $2,0 \cdot 10^{-3} \dots 2,5 \cdot 10^{-3}$, але повний час відкриття від початку подачі електричного сигналу до завершення ходу основного клапана може становити залежно від прохідного перерізу клапана 0,01...0,03 с.



Рисунок 7.8 – Схема імпульсного пневмоклапана фірми «ІСТА»

Якщо врахувати ще й втрати в тракці подачі газу або рідини, можна оцінити час швидкодії клапана випуску продуктів згоряння з електропневматичним керуванням не менш, чим в 0,02 с. При цьому можливості скорочення цього часу за рахунок підвищення тиску відкриття практично відсутні, оскільки воно визначається часом спрацьовування найбільш швидкодіючого з наявних керуючого клапана.

Збільшення швидкодії клапана з газогідравлічним приводом можливо за рахунок використання попереднього виконання частини операцій відкриття так само, як для клапана з обертовим замикаючим елементом.

При стабільному часі спрацьовування керуючого клапана це може бути зроблене шляхом подачі сигналу на відкриття з відповідним випередженням. Якщо при цьому оснастити керуючий клапан датчиками, що дає змогу визначати час його спрацьовування в кожному циклі, інформація про час випередження сигналу на відкриття для кожного робочого циклу може бути задана за величиною часу спрацьовування керуючого клапана на попередньому. Урахування реального часу спрацьовування керуючого клапана особливо важливе у випадку, якщо термоімпульсна установка починає роботу після деякого періоду простою. Час спрацьовування керуючих клапанів у такій ситуації може суттєво відрізнятись від паспортних характеристик і для надійної роботи устаткування необхідно буде зробити трохи «холостих» циклів для автоматичної корекції налаштувань роботи його систем.

Розглянутий варіант може забезпечити необхідні характеристики по точності й швидкодії системи керування часом термоімпульсного оброблення. Однак для усунення можливих аварій при його використанні подача сигналу на відкриття клапана повинна проводитися не раніше сигналу, що підтверджує успішне запалювання суміші. В іншому разі можливе створення позаштатної ситуації, пов'язаної з несанкціонованим випуском вибухонебезпечної суміші з робочої камери.

Другим варіантом реалізації принципу попереднього виконання операцій може бути використання пристроїв, що утримують замикаючий елемент у закритому стані при постійно діючому на нього тиску відкриття. Найбільша швидкодія в цьому випадку буде забезпечуватися при використанні електромагнітного втримання з часом спрацьовування не більшому, ніж $1,0 \cdot 10^{-3}$ с. Оцінки показують, що така система при відповідному тиску відкриття може забезпечити швидкодію клапана на рівні $1,0 \cdot 10^{-3}$ с. У цьому випадку немає необхідності в застосуванні спеціальних швидкодіючих клапанів. Більше того, система може бути безвитратною по енергоносію – газ або рідина з порожнини відкриття можуть витіснитися в ресивер при поверненні замикаючого елемента в стан закриття.

Стабільність часу відкриття клапана випуску продуктів згоряння в цьому випадку може забезпечуватися автоматичною корекцією тиску в ресивері подачею від ємності високого тиску. З погляду безпеки експлуатації найбільш кращим виглядає

використання для відкриття азоту.

Ще одним варіантом привода клапана випуску продуктів згоряння з лінійним рухом замикаючого елемента є електромагнітний. Серед таких пристроїв найбільші швидкості й прискорення розгону забезпечують імпульсні електромагнітні прискорювачі, аналіз тенденцій розвитку яких виконаний у роботі [73]. Принцип їх дії заснований на взаємодії магнітного поля, яке імпульсно збуджується індуктором від накопичувача енергії й рухливим феромагнітним якорем. Такі прискорювачі (наприклад, пушка Гауса) мають низькі значення ККД і тому не можуть розглядатися в якості бази для створення швидкодіючого клапана випуску термоімпульсного встаткування.

Рейкотронні прискорювачі являють собою пару електродів, між якими розташовується електропровідний об'єкт. При замиканні імпульсного струму за рахунок дії сили Лоренца об'єкт починає рухатися й розганяє по напрямних. Швидкість його розгону може скласти кілька км/с. Однак більші рівні струму в такій конструкції приводять до інтенсивної ерозії як електродів, так і об'єкта, що розганяється. А для випадку клапана термоімпульсної установки виходячи з умов експлуатації (клапан частково занурений у воду) використання такого способу привода замикаючого елемента неможливе.

В індукційних прискорювачах розгін рухливого якоря забезпечується за рахунок взаємодії магнітного поля, збудженого імпульсним струмом в обмотці індуктора з короткозамкненою обмоткою якоря. У випадку клапана термоімпульсної установки найбільшою мірою відповідає схема індукційного прискорювача з феромагнітним сердечником (рис. 7.9). У цьому випадку замикаючий елемент буде відігравати роль якоря, а порожня труба – сердечника.

Питомі показники індукційних прискорювачів перевищують показники інших імпульсних прискорювачів. Однак ККД їхньої дії залишається невисоким, так що для струму в десятки кіловольтів вони розганяють до швидкостей у сотні метрів у секунду об'єкти масою до 100 г, що явно недостатньо виходячи з габаритів клапана термоімпульсної установки. Крім того, розташування індуктора над замикаючою рухливою гільзою неминує викликає проблему його захисту від струменів високо-температурного газу, які випускаються з вікон у напрямку, перпендикулярному руху

гільзи. Тому такий варіант привода клапана керованого випуску продуктів згоряння є недоцільним для практичного застосування.

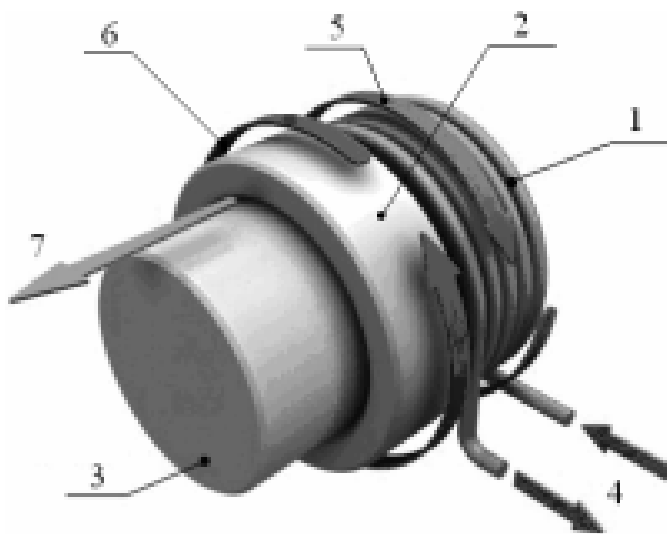


Рисунок 7.9 – Схема індукційного імпульсного прискорювача з феромагнітним сердечником: 1 – індуктор; 2 – електропровідний яркір; 3 – феромагнітне осердя; 4 – імпульсний струм; 5 – напрямок струму в індукторі; 6 – напрямок струму в яркірі; 7 – напрямок руху яркіря [73]

Використання ж лінійних електродвигунів як привода клапана випуску представляється досить перспективним. Такого роду привода досить широко представлені на ринку. Вони можуть забезпечувати переміщення керованих елементів зі швидкістю до 10 м/с і прискореннями порядку 10^2 м/с². Такі значення швидкостей і прискорень недостатні для застосування в складі системи керування часом термоімпульсного оброблення. Однак слід урахувати, що вони відносяться до зразків, які створювалися для інших цілей: забезпечення високої точності позиціонування у випадку застосування як приводів прецизійного верстатного устаткування або для забезпечення високих швидкостей переміщення при відносно малих прискорення у випадку застосування в транспортних системах.

У той же час, немає ніяких обмежень, які б унеможливили створення на основі лінійних електродвигунів приводів зі швидкостями руху до 20...50 м/с і прискореннями порядку 10^3 м/с². Усі види обертальних двигунів мають свої аналоги в лінійному виконанні; асинхронні, синхронні, постійного токи й крокові. Вони можуть бути плоскими або циліндричними, з первинною або вторинною частиною, що

рухається, з поздовжнім або поперечним напрямком руху рухливої частини від відносно напрямку магнітного потоку [162].

З урахуванням особливостей конструкції клапана випуску продуктів згоряння термоімпульсної установки, який виконаний по коаксіальній схемі, найбільшою мірою для використання в якості його підходять циліндричні лінійні електричні двигуни постійного струму. У якості статора, до якого підключається електроживлення, може бути використаний нерухливий порожній вал, а в якості ротора – замикаючий ковзний елемент. У конструкції такої гільзи повинні бути використані постійні магніти з великою коерцитивною силою, наприклад магніти з рідкісноземельних металів, найпоширенішими з яких є сполуки *NeFeB*.

Проблемою, пов'язаною з використанням таких матеріалів, є їхня погана температурна стабільність (максимальні робочі температури залежно від складу в межах 80...200 °С, погана корозійна стійкість і чутливість до ударів. Остання обставина є особливо важливою, оскільки при належному антикорозійному покритті й зануренні у воду магніт не перегріється до втрати властивостей. Однак розігнану гільзу після відкриття клапана необхідно зупиняти, що може бути пов'язане з великими перевантаженнями. Виходячи із цього кращою виглядає схема з розміщенням постійних магнітів на порожньому центральному валу клапана.

Виконаний аналіз дає змогу зробити висновок про те, що на сьогоднішній час вимогам промислової експлуатації термоімпульсного встаткування найбільшою мірою відповідають варіанти виконання клапана випуску продуктів згоряння з газовим приводом високого тиску й електромагнітним утриманням. Варіанти клапанів з таким приводом і швидкодіючими керуючими електропневмоклапанами із точки готовності всіх елементів системи виглядають більш реалізованими, але програють із погляду безпеки роботи.

Варіанти клапанів з обертовим замикаючим елементом і з лінійним рухом при використанні в якості привода циліндричного лінійного електродвигуна мають ряд переваг, серед яких висока стабільність часу відкриття, легка керуваність і безпека експлуатації. Однак для їхнього застосування в промисловому встаткуванні потрібне проведення досліджень, пов'язаних з підвищенням надійності їх роботи.

7.3 Математичне моделювання випуску продуктів згоряння

7.3.1 Постановка задачі

Об'єкт дослідження – клапан випускання продуктів згоряння паливної суміші з камери термоімпульсного обладнання (рис. 7.10). Клапан має чотири вікна, через які випускають продукти згоряння. В початковий момент вікна закриті поршнем. Під дією стисненого повітря поршень приводиться в дію, відкриваючи шлях для виходу продуктів згоряння. Клапан за допомогою труби приєднують до камери згоряння (рис. 7.11). Клапан частково занурено в воду для захисту його деталей від високотемпературного газу.

Розглянуто випадок з надлишковим тиском продуктів згоряння в камері термоімпульсного обладнання рівним 0,8 МПа. Величина надлишкового тиску повітря, що відкриває клапан, складає 0,5 МПа. Температура продуктів згоряння складає 2000 °С, а керуючого повітря та захисної води – 20 °С.

Предмет дослідження – динаміка переміщення рухомого поршню, а також особливості течії продуктів згоряння та води поблизу елементів конструкції клапану.

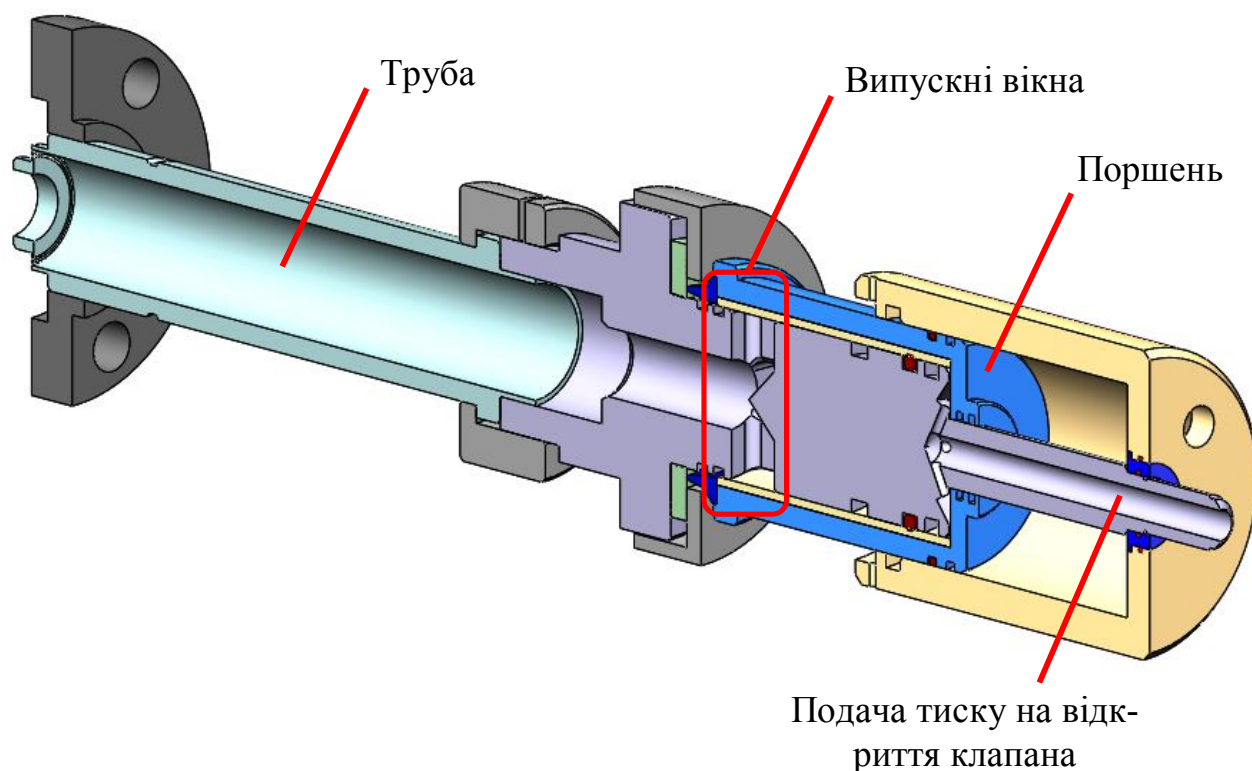


Рисунок 7.10 – Схема клапана випуску продуктів згоряння

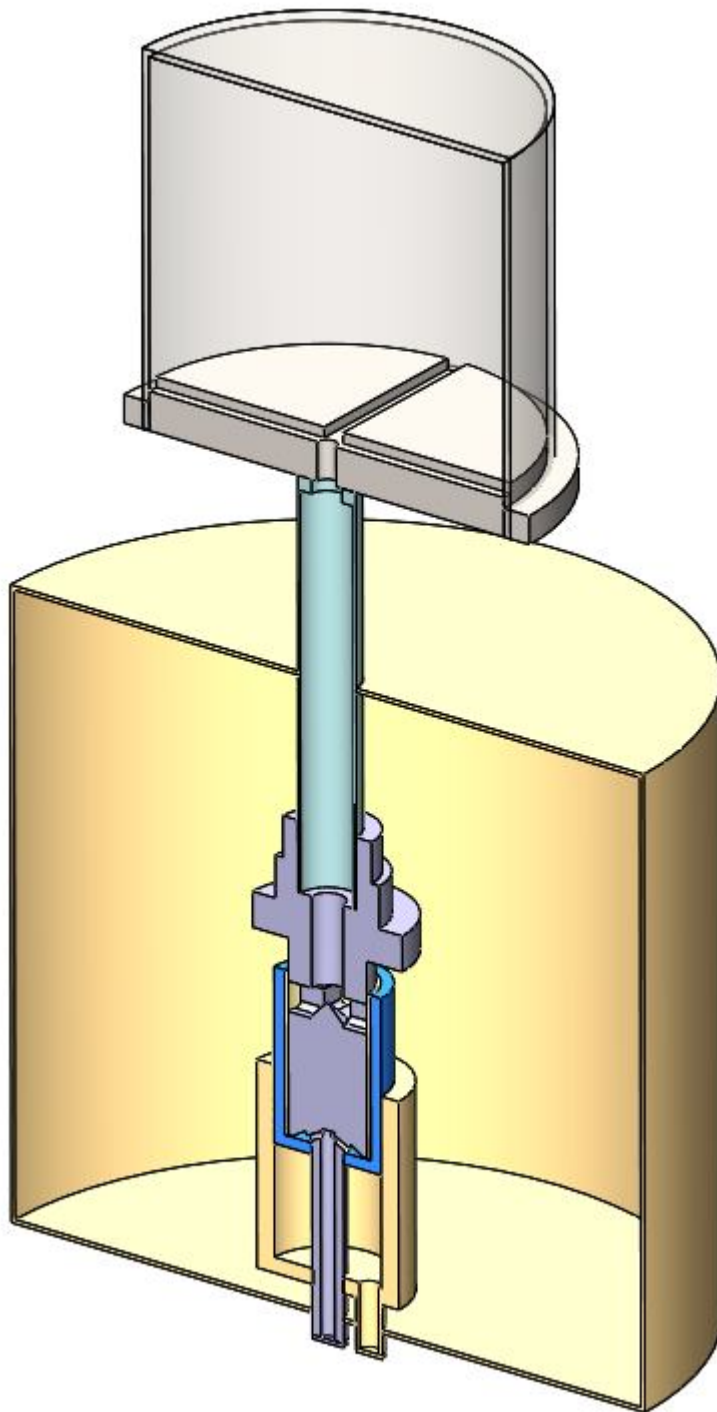


Рисунок 7.11 – Схема приєднання клапана до камери згоряння

7.3.2 Побудова геометрії розрахункової області та сітки скінченних елементів

Числове розв'язання задачі вирішували в межах розрахункової області, яка являє собою внутрішню порожнину камери згоряння та клапану (рис. 7.12).

Навколо клапану додано частину простору, яка частково заповнена водою, імі-

туючи його занурення в резервуар. Розміри цієї зони вибрані таким чином, щоб не впливати на картину течії поблизу випускних вікон клапана. З метою спрощення побудови сітки скінченних елементів та покращення її якості, розрахункову зону було розсічено на фрагменти, які дають змогу побудувати структуровану сітку скінченних елементів. Так як розрахункова область симетрична, розглянуто лише її половину.

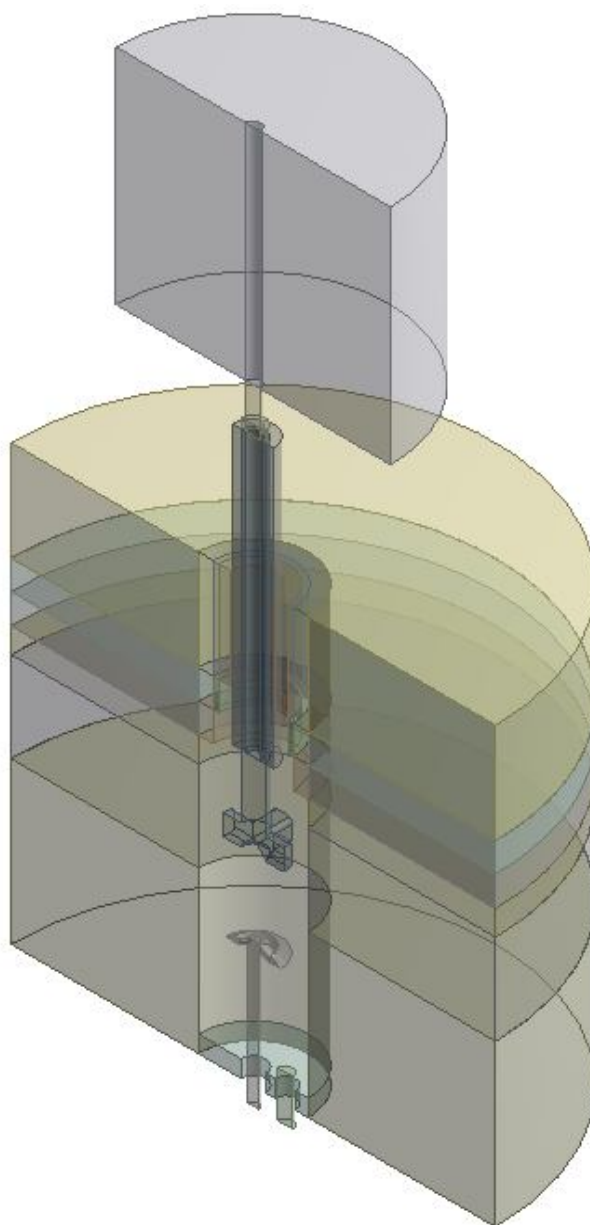


Рисунок 7.12 – Розрахункова зона

Для розв'язання поставленої задачі побудована комбінована сітка скінченних елементів. Було поєднано структуровану та неструктуровану сітки з метою зменшення кількості елементів без погіршення загальної якості сітки (рис. 7.13).

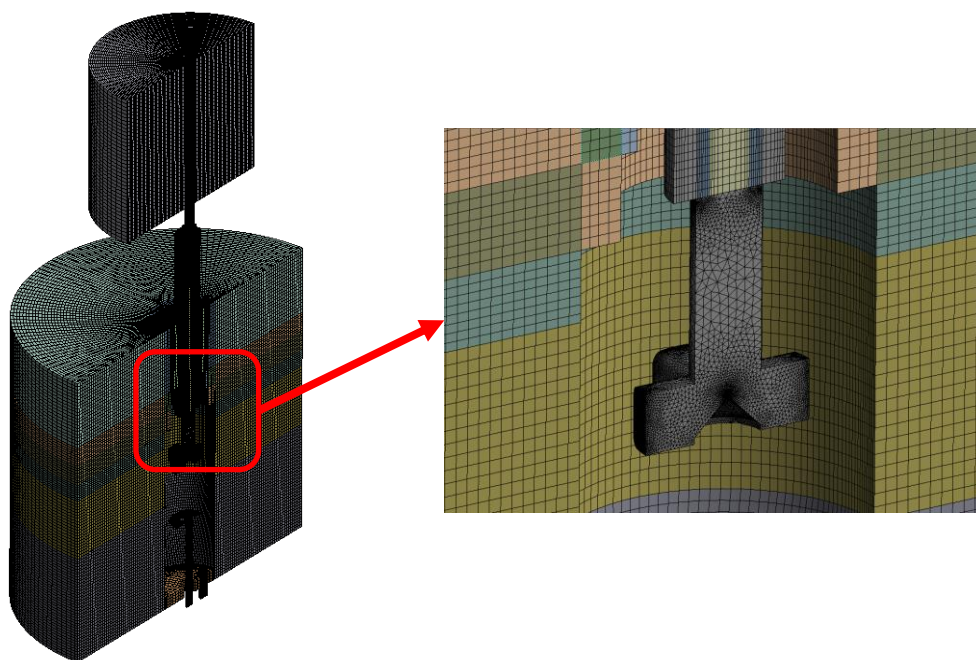


Рисунок 7.13 – Фрагмент розрахункової сітки

В зв'язку з тим, що розв'язання задачі пов'язане з моделюванням переміщення кордонів розрахункової області, з'явилася необхідність перебудови розрахункової сітки, в момент, коли її деформація, пов'язана з великими переміщеннями межі, суттєво знижує якість сітки. Перебудова всієї розрахункової сітки вимагає великих обчислювальних ресурсів, тому було виділено лише невелику її частину, яка за допомогою засобів системи моделювання була поєднана з нерухомою сіткою. Фрагмент сітки, що перебудовували, показаний на рис. 7.14 та складається з двох частин. Перша, яка знаходиться знизу – це зона подачі керуючого повітря. Друга, яка знаходиться зверху – це зона поєднання виходу с випускними вікнами клапану та резервуара з водою.

Для реалізації поставленого завдання, був застосований механізм автоматичної перебудови сітки скінчених елементів, який показаний на рис. 7.15 [4]. При реалізації даного підходу як контрольний параметр виступав мінімальний кут елемента сітки по розрахунковій області. Підключення циклу перебудови сітки відбувається 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. Загалом сітка налічувала 1958076 скінчених елементів, з яких 1616107 – це структурована сітка.

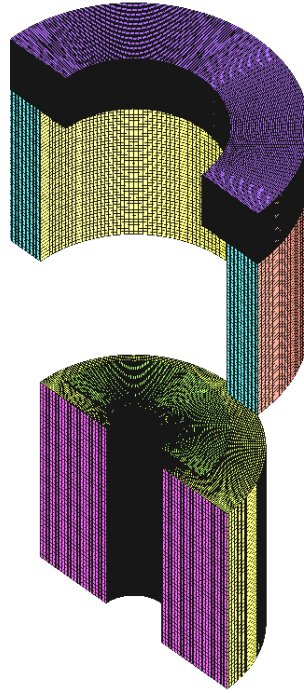


Рисунок 7.14 – Фрагмент розрахункової сітки, який автоматично перебудовувався під час моделювання



Рисунок 7.15 – Інтеграція циклу перебудови сітки скінченних елементів в загальний цикл розв'язання задачі

7.3.3 Розроблення математичної моделі

Рівняння руху у розрахунковій області. Для числового дослідження параметрів і характеристик течії використана система рівнянь Нав'є-Стокса [126], яка замикається рівняннями SST-моделі турбулентності, яка показує високу точність при моделюванні пристінкових течій [41, 44]. Для урахування сили інерції, поршень розглядався як абсолютно тверде тіло з масою, що відповідає реальній масі тіла, границі якого моделювалися як стінки. При розробленні математичної моделі підключено 6DOF вирішувач, який обчислює положення і орієнтацію поршня, як жорсткого тіла, використовуючи рівняння руху. Ці рівняння описують шість ступенів свободи: три поступальних і три обертальних. У цьому випадку положення тіла визначається трьома кутами Ейлера і трьома поступальними координатами (рис. 7.16).

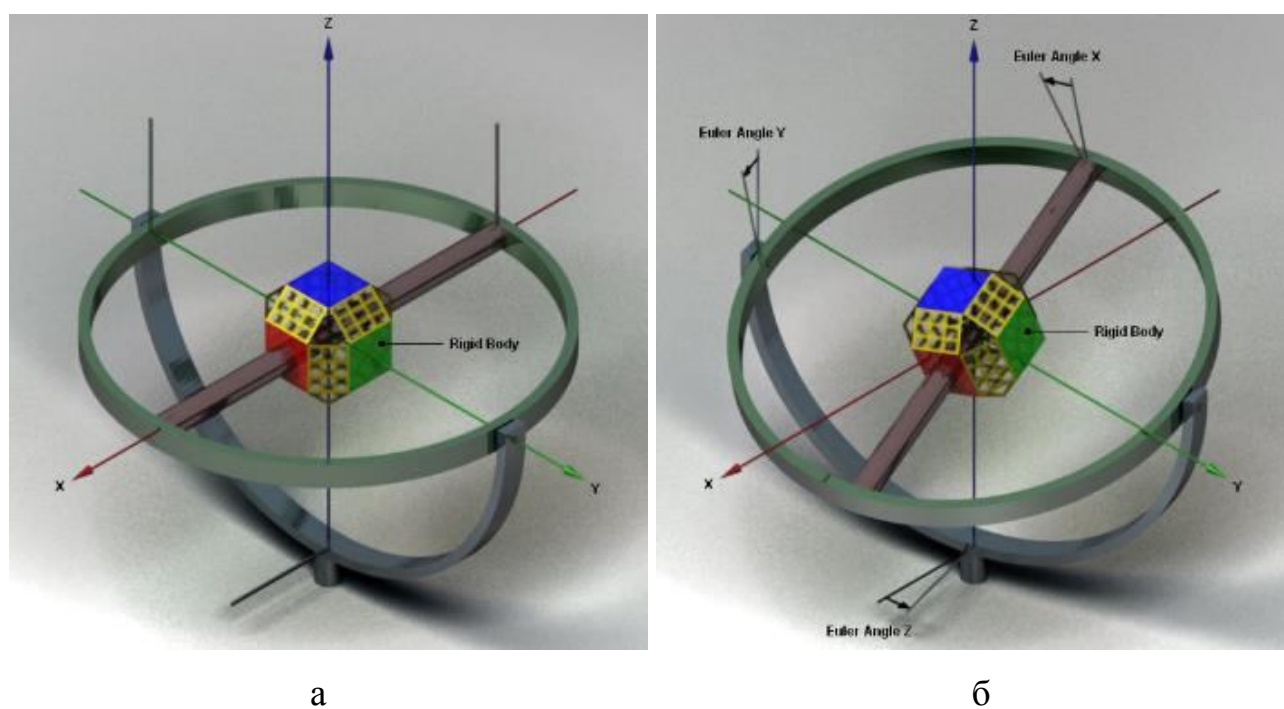


Рисунок 7.16 – Визначення положення твердого тіла в просторі:

а – за координатами; б – за кутами

При розв'язанні задач з областями, які змінюють форму, деформація сітки призводить до появи вироджених скінченних елементів, що суттєво погіршує їх якість. Періодична перебудова сітки для розрахункової області – дуже важлива частина аналізу, що включає в себе суттєві переміщення кордонів розрахункової області і деформації сітки скінченних елементів.

Тому для отримання адекватного результату розв'язуваної задачі необхідна інтеграція циклу перебудови сітки скінченних елементів в загальний цикл вирішення задачі.

В розглянутому випадку рухомий поршень має одну ступінь свободи – поступальне переміщення вздовж вісі клапану.

Початкові та граничні умови. Розрахункова область складається з декількох 5 доменів:

- камера згоряння термоімпульсного обладнання поєднана трубою (рис. 7.17);
- пристрій подачі керуючого повітря (рис. 7.18);
- простір навколо клапану (рис. 7.19);
- трубка для виходу повітря з під поршня (рис. 7.20);
- частина внутрішнього простору клапану, для якої реалізовано автоматичну перебудову сітки скінченних елементів (рис. 7.21).

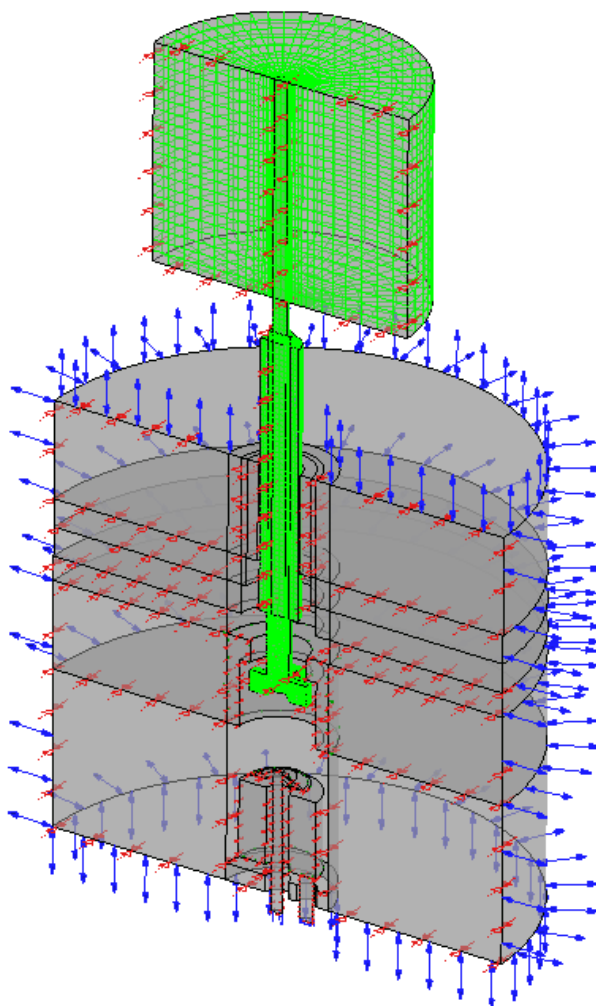


Рисунок 7.17 – Камера згоряння термоімпульсного обладнання поєднана трубою

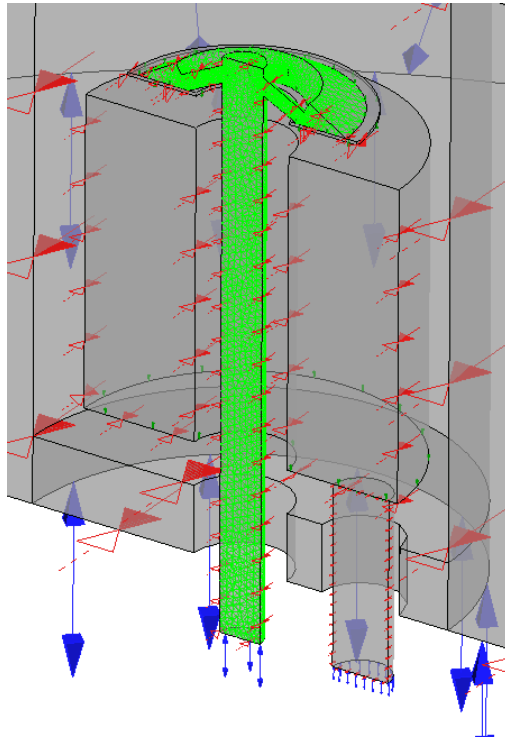


Рисунок 7.18 – Пристрій подачі керуючого повітря

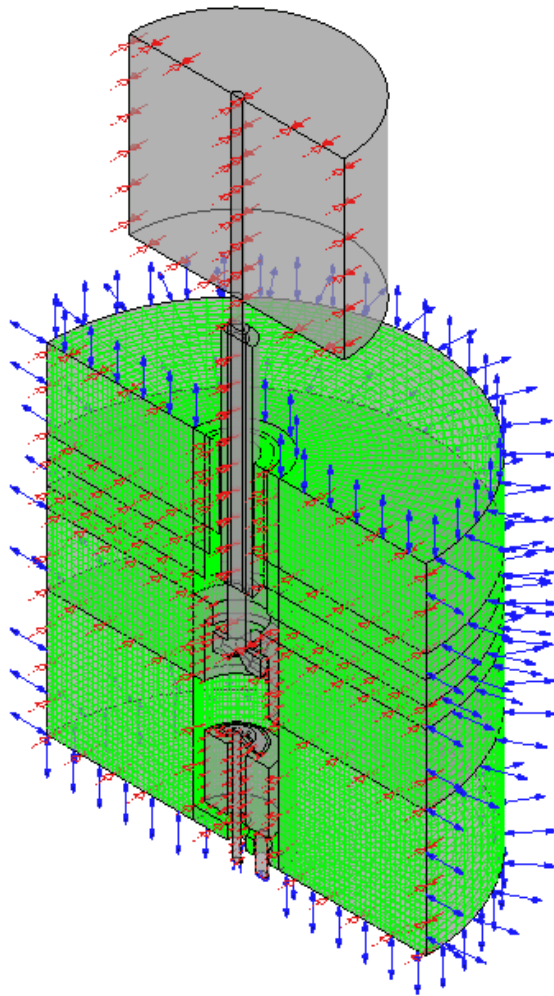


Рисунок 7.19 – Простір навколо клапану

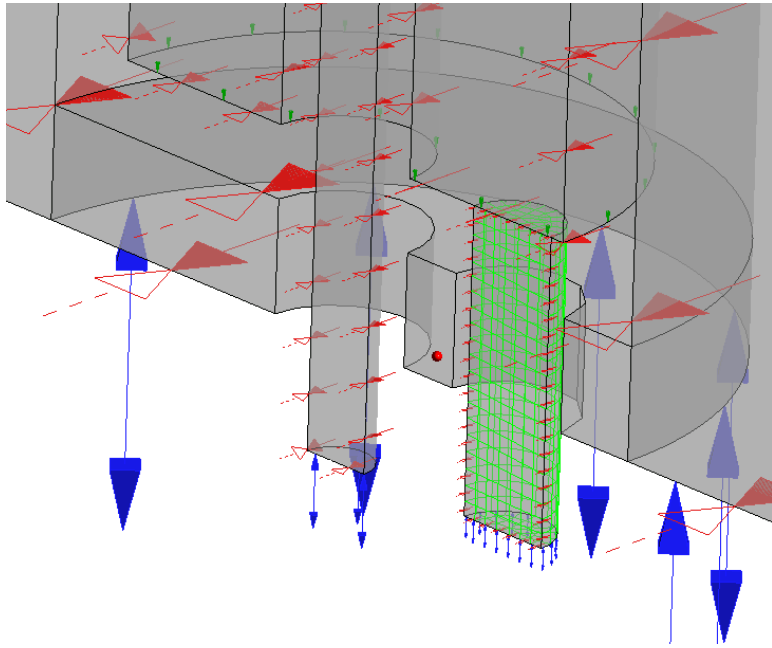


Рисунок 7.20 – Трубка для виходу повітря з-під поршня

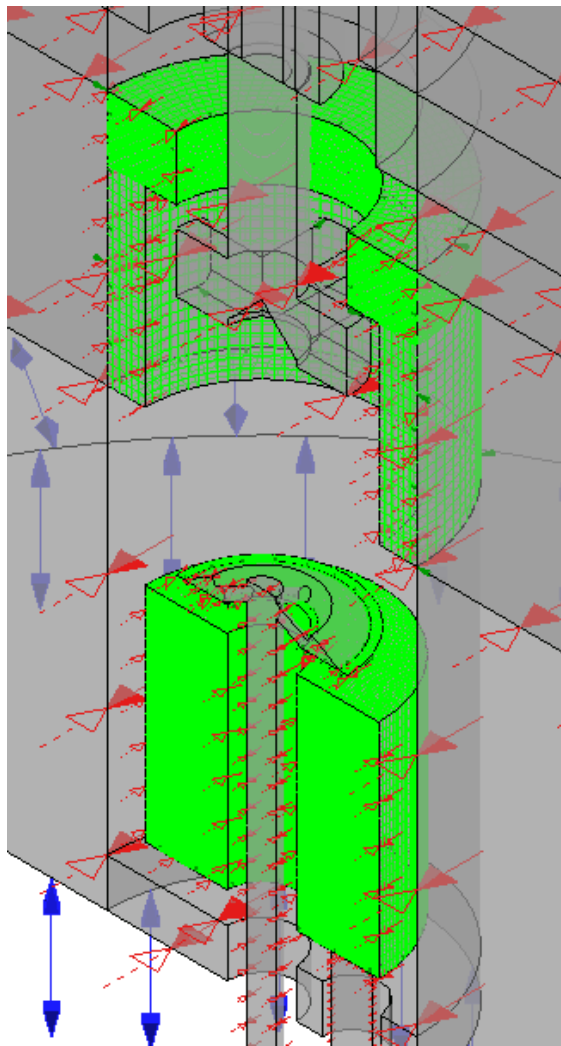


Рисунок 7.21 – Частина внутрішнього простору клапана, для якої реалізовано автоматичну перебудова сітки скінченних елементів

Прийнято, що в початковий момент продукти згоряння знаходяться в камері з надлишковим тиском рівним 0,8 МПа. Величина надлишкового тиску керуючого повітря, що відкриває клапан, складає 0,5 МПа. Температура продуктів згоряння складає 2000 °С, а керуючого повітря та захисної води – 20 °С.

Частина простору навколо клапану заповнена захисною водою, як показано на рис. 7.22.

Усім стінкам задано граничні умови стінок без ковзання. На вході в трубку подачі керуючого тиску задано надлишковий тиск 0,5 МПа. На кордонах простору навколо клапану задано умови відкритого типу з надлишковим тиском 0 МПа та рівнем води аналогічним всередині розрахункової області.

Так як розв'язуються задача з наявністю двофазового потоку з суттєво різною густиною, в усіх доменах враховувалась сила тяжіння.

Рухомий поршень також задано як стінку без ковзання, яка змінює своє положення в залежності від тиску керуючого повітря на його поверхні. Маса поршня складає 1,36 кг (розглянуто лише половину поршня через симетричність розрахункової області).

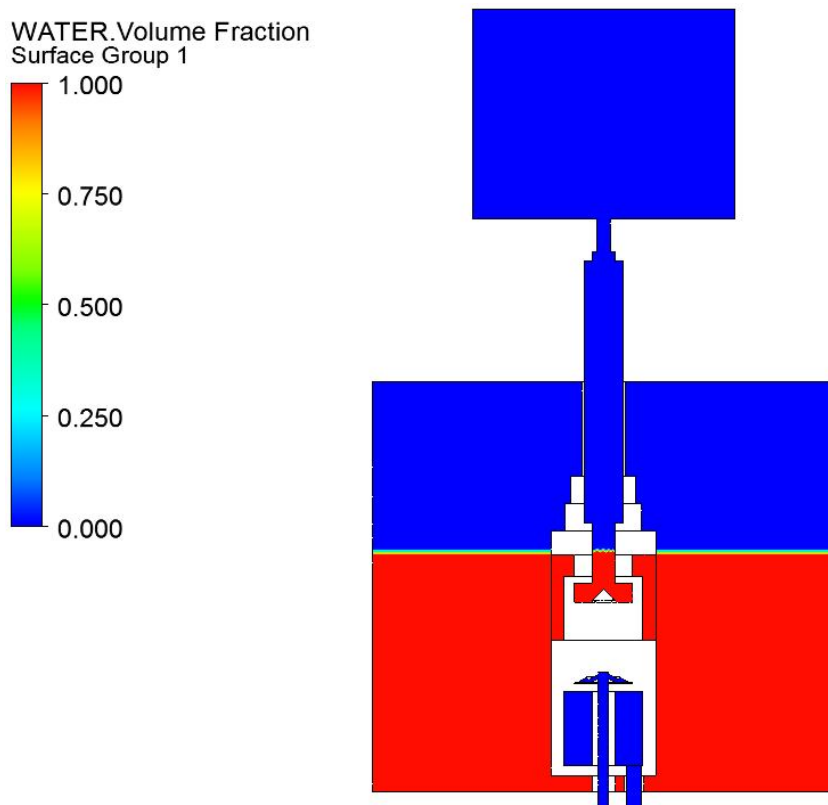


Рисунок 7.22 – Початковий рівень води поблизу клапана

7.3.4 Результати числового розв'язання задачі та їх аналіз

Керуюче повітря під високим тиском взаємодіє з поршнем, штовхаючи його вниз. На рис. 7.23 показано положення нижньої частини поршня з часом.

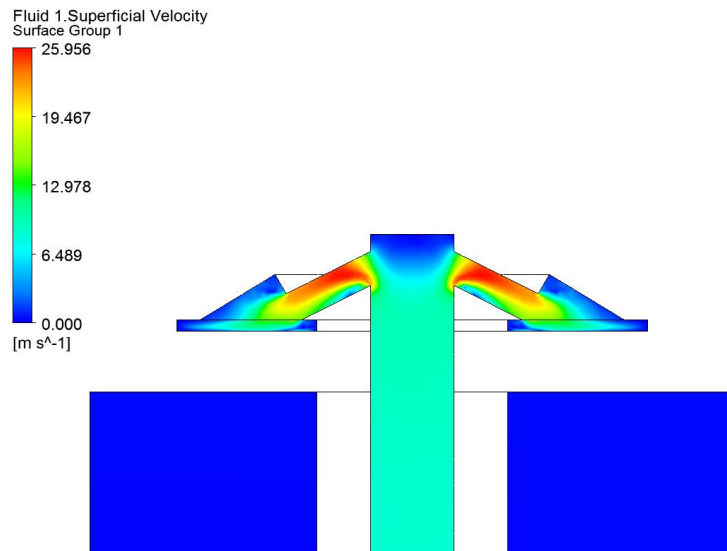
По мірі переміщення клапану випускні вікна відкриваються, що робить можливим випуск продуктів згоряння з камери. В першу чергу газ виштовхує воду, яка знаходиться в трубі перед випускними вікнами клапана. За цей час клапан встигає повністю відкрити пропускні вікна до контакту з високотемпературними продуктами згоряння.

На рис. 7.24, 7.25 показано об'ємний вміст води в просторі біля клапану. Видно, що газ сильно відкидає воду з зони випускних вікон. Процес супроводжується інтенсивним бризкоутворенням.

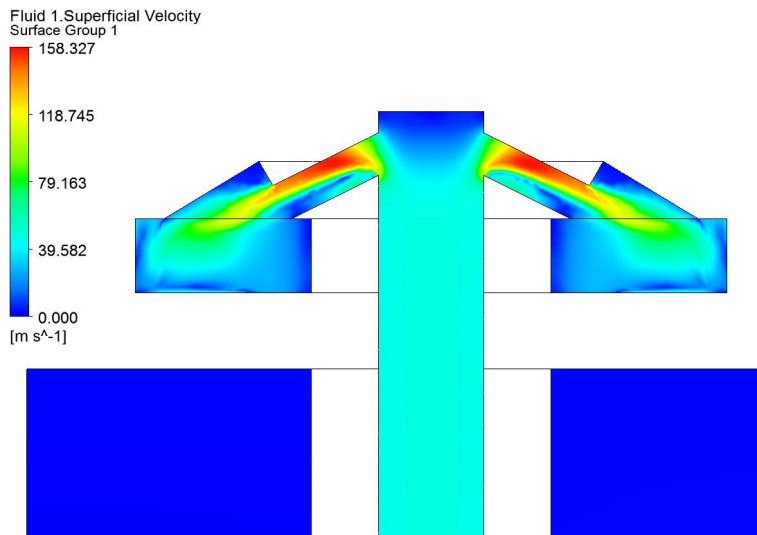
Динаміку переміщення поршня клапана показано на рис. 7.26. Уже через 0,006 с верхня частина поршня досягає випускних вікон, а через 0,012 с від початку – випускні вікна повністю відкриті. Слід відзначили, що на протязі всього часу відкриття поршень був повністю занурений у воду та надійно захищений від високотемпературних газів. З самого початку відкриття випускних вікон газ активно покидає камеру згоряння. Тиск починає падати. Динаміка падіння тиску показана на рис. 7.27. Проглядається нерівномірна швидкість падіння тиску в початковий момент при відкритті клапану. Ця нерівномірність триває не більше 0,008 с. На відміну від початку випуску (рис. 7.28, а), починаючи з 0,018 с перед випускними вікнами формується сталий стрибок ущільнення (рис. 7.28, б) і надалі тиск у камері падає рівномірно.

Використовуючи CFD моделювання було виконано розрахункове дослідження випуску продуктів згоряння с камери термоімпульсного обладнання в резервуар, частково заповнений водою. Визначено час відкриття клапану, тобто час переміщення поршню в нижнє положення. Час відкриття склав 0,02 с.

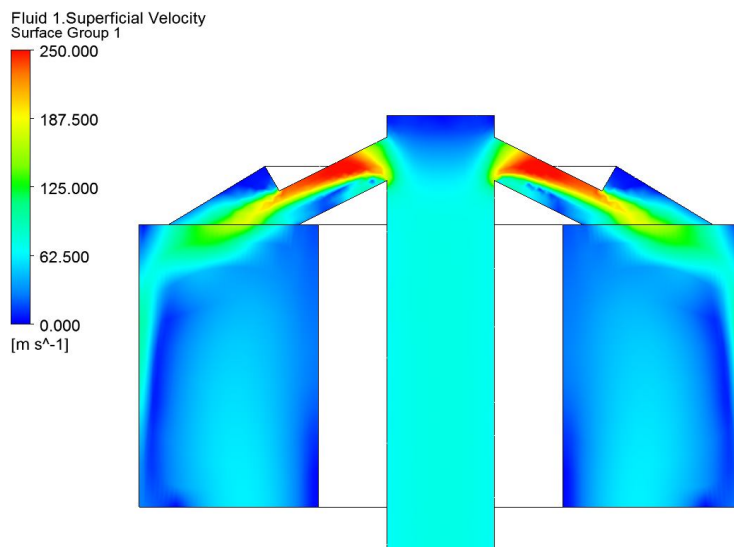
Показано, що під час випуску, поршень весь час знаходиться під водою захищений від впливу високих температур. Проте для надійності рівень води можна де-що підвищити.



0,002 с після подачі керуючого повітря



0,006 с після подачі керуючого повітря



0,012 с після подачі керуючого повітря

Рисунок 7.23 – Положення нижньої частини поршня

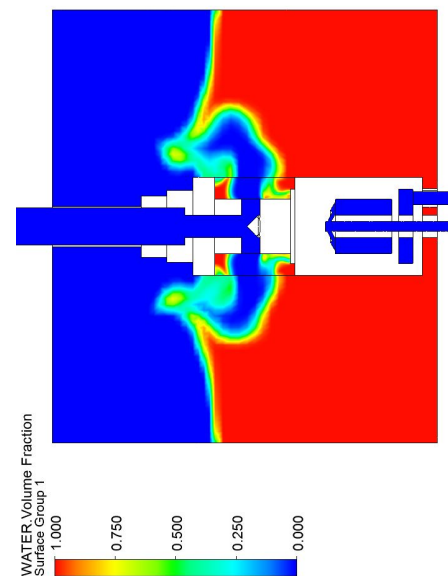
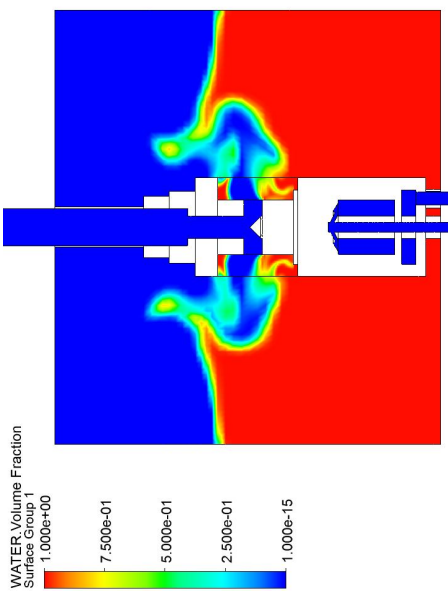
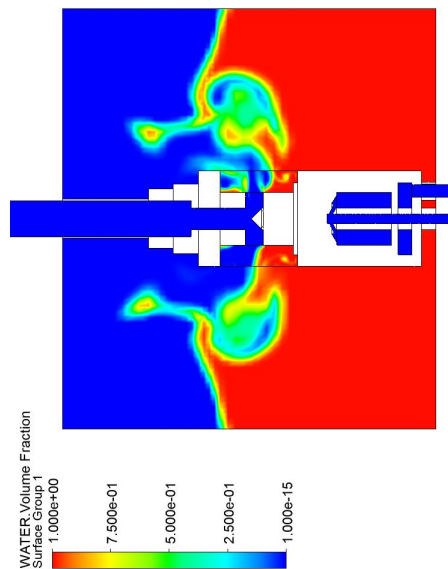
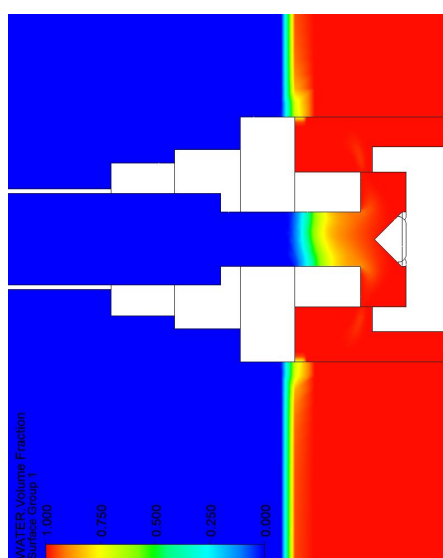
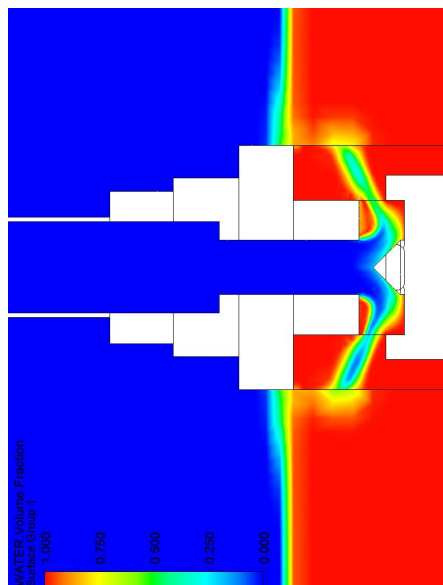
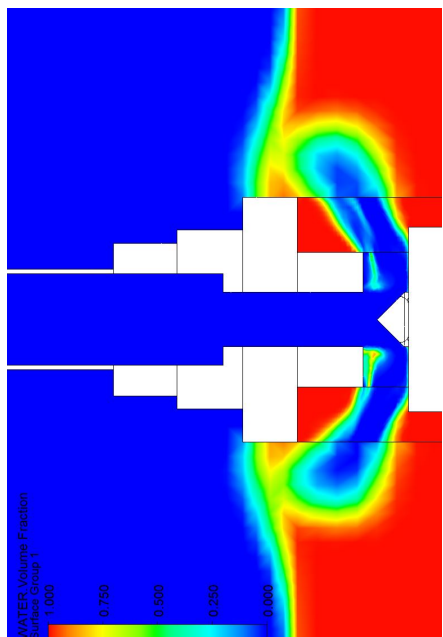


Рисунок 7.24 – Об'ємний вміст води в просторі біля клапану

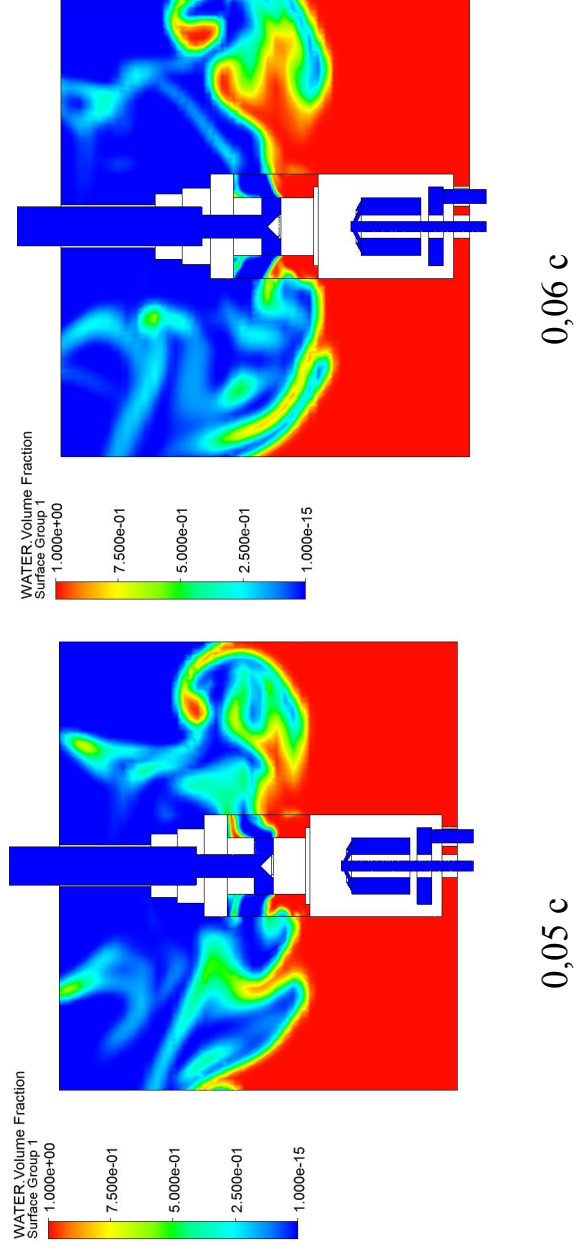
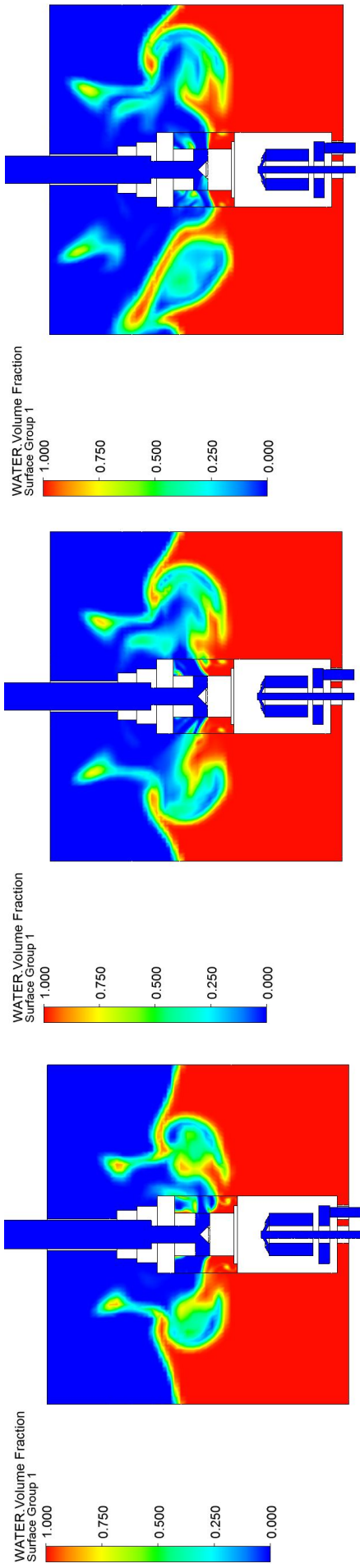


Рисунок 7.25 – Об’ємний вміст води в просторі біля клапану

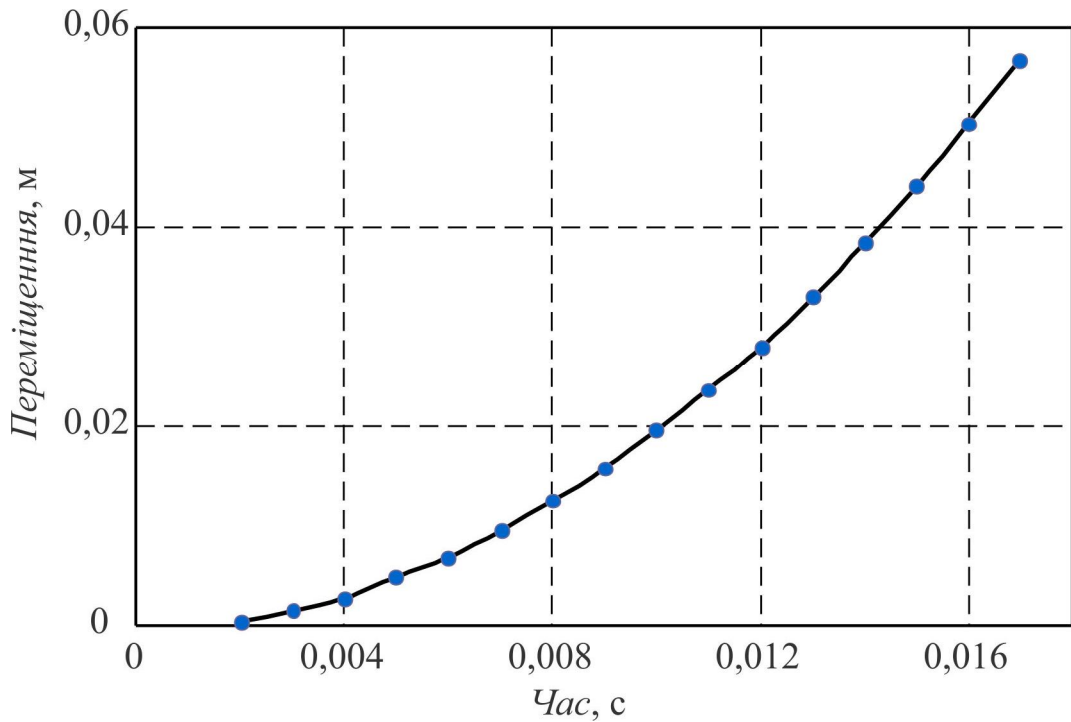


Рисунок 7.26 – Динаміка розгону поршня

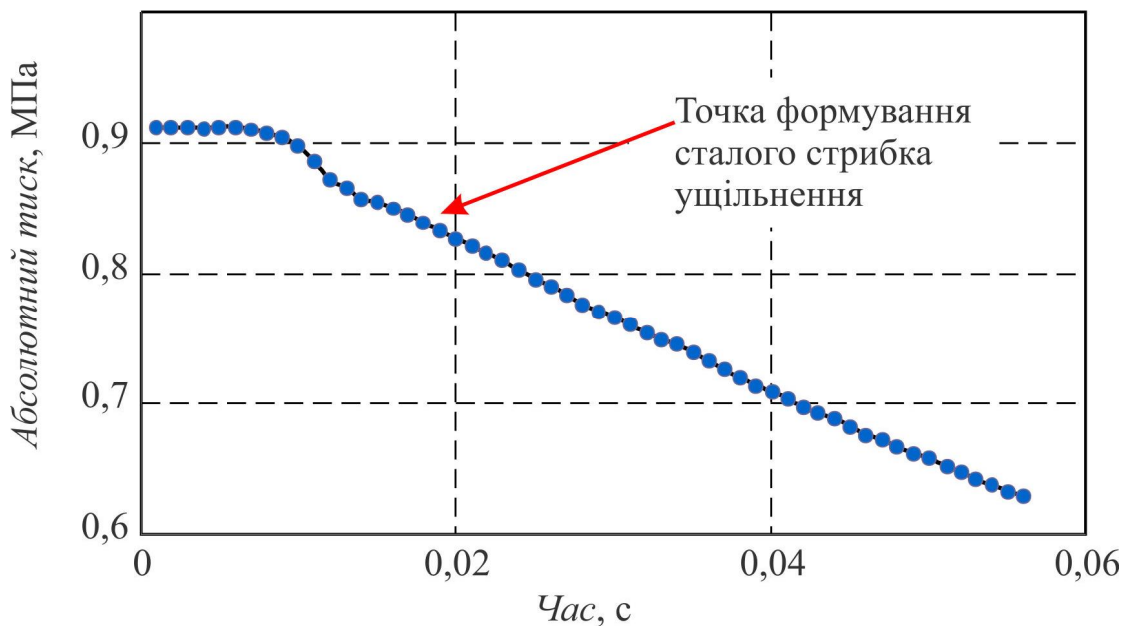


Рисунок 7.27 – Зміна тиску в камері згоряння

Визначено характер зміни тиску в камері під час випуску продуктів згоряння. Показано, що час формування сталого стрибка ущільнення перед випускними вікнами, після якого падіння тиску незмінне з часом (до моменту зниження тиску нижче критичного) співрозмірний с часом відкриття клапану і складає 0,012 с від початку відкриття випускних вікон (або через 0,018 с від моменту подачі керуючого повітря

на відкриття клапану). Тому цей момент потребує більш детального розгляду в тому числі з урахуванням реальних характеристик ущільнення рухомих частин клапану.

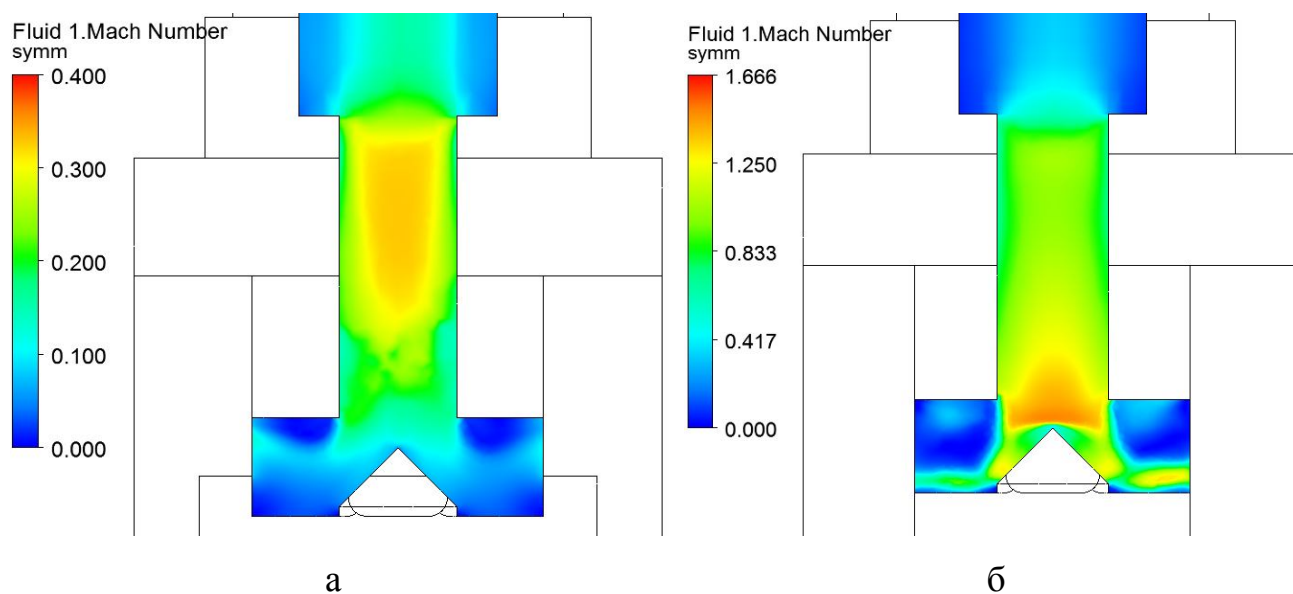


Рисунок 7.28 – Формування стрибка ущільнення потоку перед випускними вікнами:

а – 0,004 с від початку відкриття випускних вікон;

б – 0,012 с від початку відкриття випускних вікон

7.4 Схема та опис роботи системи випуску продукті згорання

Система випуску продуктів згорання (рис. 7.29) 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*; змішувача *SM70*.

Випуск продуктів згорання здійснюється через водяний забір. Датчик *SL60* сигналізує про рівень води в баку. Якщо рівень недостатній, тоді заповнення робочої камери горючою сумішшю неприпустимо й блокується системою ЧПК. Клапан випуску продуктів згорання залишається в закритому положенні, і робота установки блокується до усунення причини, або виконання програми по переведенні термоімпульсної установки в цілому в безпечний стан.

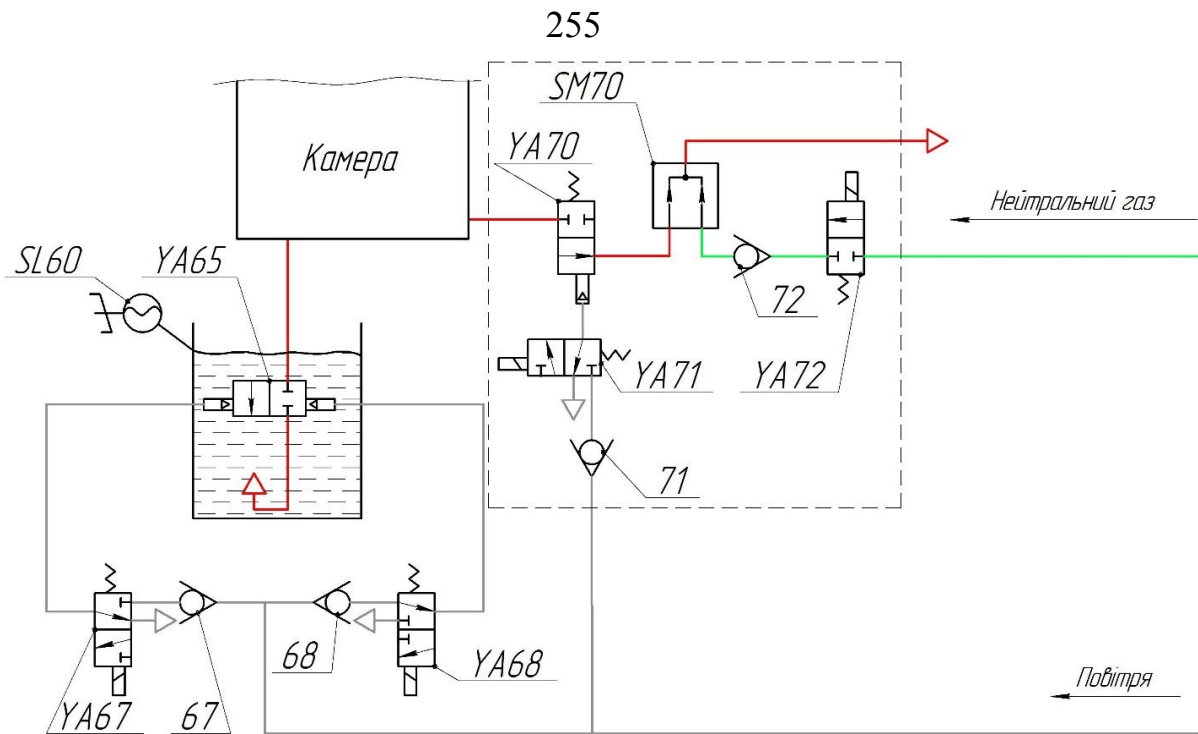


Рисунок 7.29 – Схема системи випуску продуктів згоряння при термоімпульсному обробленні: *YA65* – клапан випуску продуктів згоряння; *YA67* – нормально закритий 3-х ходовий електромагнітний клапана; *YA68* – нормально відкритий 3-х ходовий електромагнітний клапан; *67*, *68*, *72* – зворотні клапани; *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

Керування клапаном випуску продуктів згоряння *YA65* здійснюється стисненим повітрям за допомогою двох триходових електромагнітних клапанів. Швидкість відкриття залежить від тиску повітря в магістралі й часу реагування керуючих клапанів. Час впливу теплової енергії залежить від швидкості відкриття клапана випуску продуктів згоряння, яка залежить від тиску повітря в магістралі й часом реагування керуючих клапанів.

Зважаючи на те, що при циклічній роботі стінки робочої камери нагріваються, є необхідність коректувати режим оброблення, керуючи часом впливу теплової енергії, яка також залежить від початкової температури газу. Використовуючи датчик тиску *BP60*, відому масу газової суміші, об'єм камери з відрахуванням об'єму оброблюваної деталі й можливого пристосування згідно із залежністю, $PV = RT$ одержуємо усереднений показник температури газу в камері.

Клапан *YA68* приводить клапан випуску *YA65* у закриті 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 *YA69* 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 струм повітря при падінні тиску в системі подачі повітря.

При виникненні аварійної ситуації (система підпалу не працює, зупинка устаткування оператором і ін.) керуючий клапан *YA71* відкриває аварійний клапан *YA70* з одночасним відкриттям клапана *YA72* для розведення в змішувачі горючого газу за межі запалення (нижня межа запалення метан повітряної суміші 5 %).

7.5 Результати випробувань клапана контрольованого випуску продуктів згорання

Одним з найважливіших параметрів, що забезпечують прецизійність термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами є точність роботи клапану випуску продуктів згорання. Тривалість оброблення визначається як час від початку детонування до відкриття клапану та випуску продуктів згорання. Цей час визначається в залежності від матеріалів, форми деталей, що підлягають обробленню, якості поверхні, яку необхідно отримати після оброблення, а також від типу суміші. Тривалість оброблення може становити від сотих до десятих часток секунди та повинна задаватись з точністю до мілісекунди.

Клапан має пневматичний привід, його відкриття та закриття здійснюється шляхом наповнення повітрям під тиском, відповідно, камер *1* та *2* (рис. 7.30).

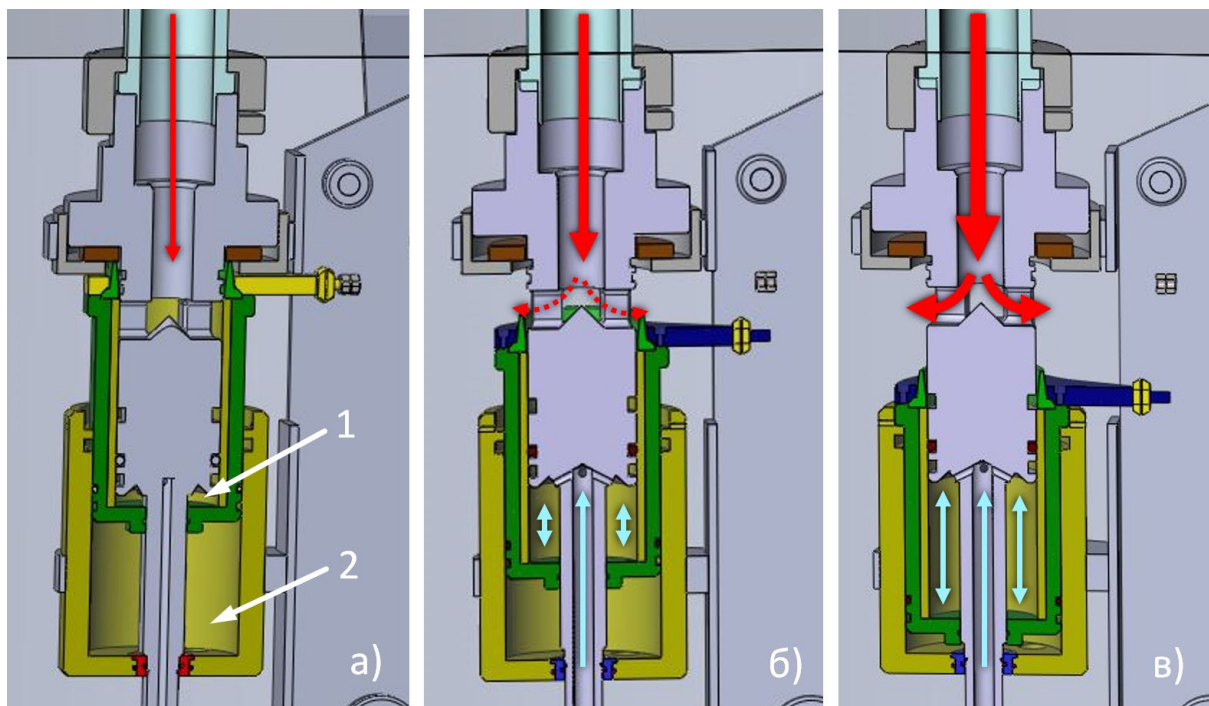


Рисунок 7.30 – Принцип роботи клапана випуску:

а – клапан закритий; б – подача повітря, відкриття клапану; в – клапан відкритий

Подача повітря в свою чергу здійснюється за допомогою електричних клапанів. У початковому стані клапан закритий. 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'язано з механічними переміщеннями, час відкриття може сягати кілька десятих часток секунди, що не відповідає описаним вище вимогам щодо тривалості оброблення.

Таким чином, виникла потреба дослідити процес відкриття клапану та визначити можливість керування ним з необхідною точністю. Контроль процесу відкриття клапану необхідно реєструвати за допомогою датчика положення.

З цією метою було використано інкрементальний енкодер, принцип дії якого полягає у формуванні імпульсів при обертанні валу. На відміну від абсолютного енкодера, який оснащений послідовним інтерфейсом передачі даних, внаслідок чого виникає затримка у отриманні інформації, інкрементальний енкодер дає змогу отримувати інформацію в режимі реального часу за рахунок формування імпульсів при

кожній зміні положення.

Роздільна здатність інкрементального енодера при стандартному алгоритмі підрахунку (рис. 7.31,а) становить 3000 імпульсів на один оберт. Існують алгоритми, які дають змогу збільшити роздільну здатність в чотири рази (рис. 7.31,б).

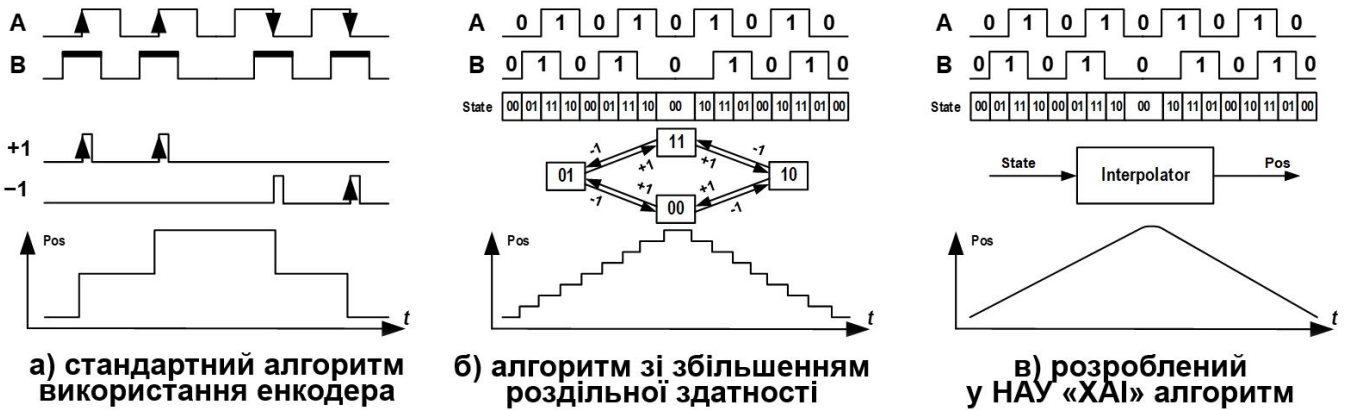


Рисунок 7.31 – Алгоритми оброблення сигналів інкрементального енодера

В Національному аерокосмічному університеті ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут» було розроблено алгоритм оброблення сигналів інкрементальних енодерів, що дає змогу окрім положення отримувати дані про швидкість та прискорення руху валу (рис. 7.31,в). Це дає змогу підвищити точність визначення положення на декілька порядків. Порівняння даних, отриманих різними алгоритмами наведено на рис. 7.32.

Для проведення експериментів було створено стенд, що містить клапан з підключеним енодером та керуючими електроклапанами, а також реєструючу апаратуру (рис. 7.33).

Енодер з'єднаний з рухомою частиною клапана за допомогою дротової передачі (рис. 7.34). Реєструюча апаратура (рис. 7.35) створена на основі системи ЧПК, що містить процесорний блок, модуль оброблення сигналів інкрементального енодера та модуль керування дискретними сигналами.

Модуль оброблення сигналів енодера створений на базі програмованої логічної інтегральної схеми (ПЛІС, FPGA), в якій реалізовано вказаний вище алгоритм оброблення. Модуль дискретних сигналів забезпечує керування електроклапанами, що подають повітря під тиском на випускний клапан.

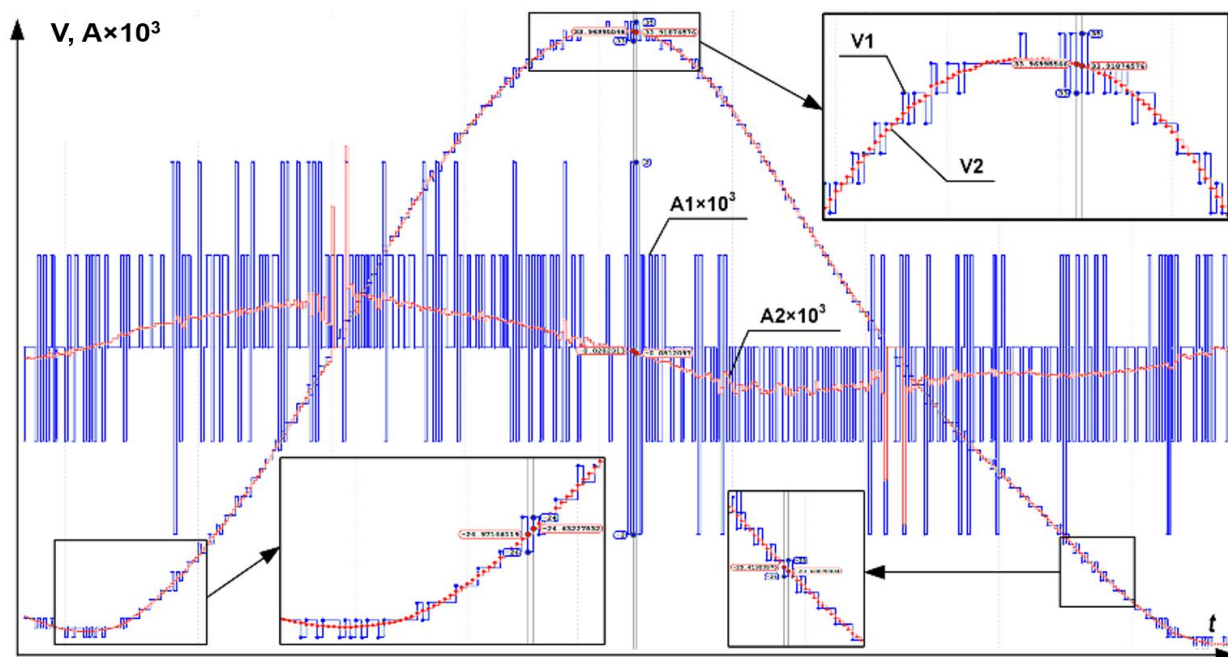


Рисунок 7.32 – Порівняння алгоритмів оброблення сигналів інкрементального енкодера: V1, A1 – швидкість та прискорення, отримані при використанні алгоритмів зі збільшенням роздільної здатності вчетверо; V2, A2 – швидкість та прискорення, отримані при використанні алгоритмів, що розроблено у Національному аерокосмічному університеті ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут»

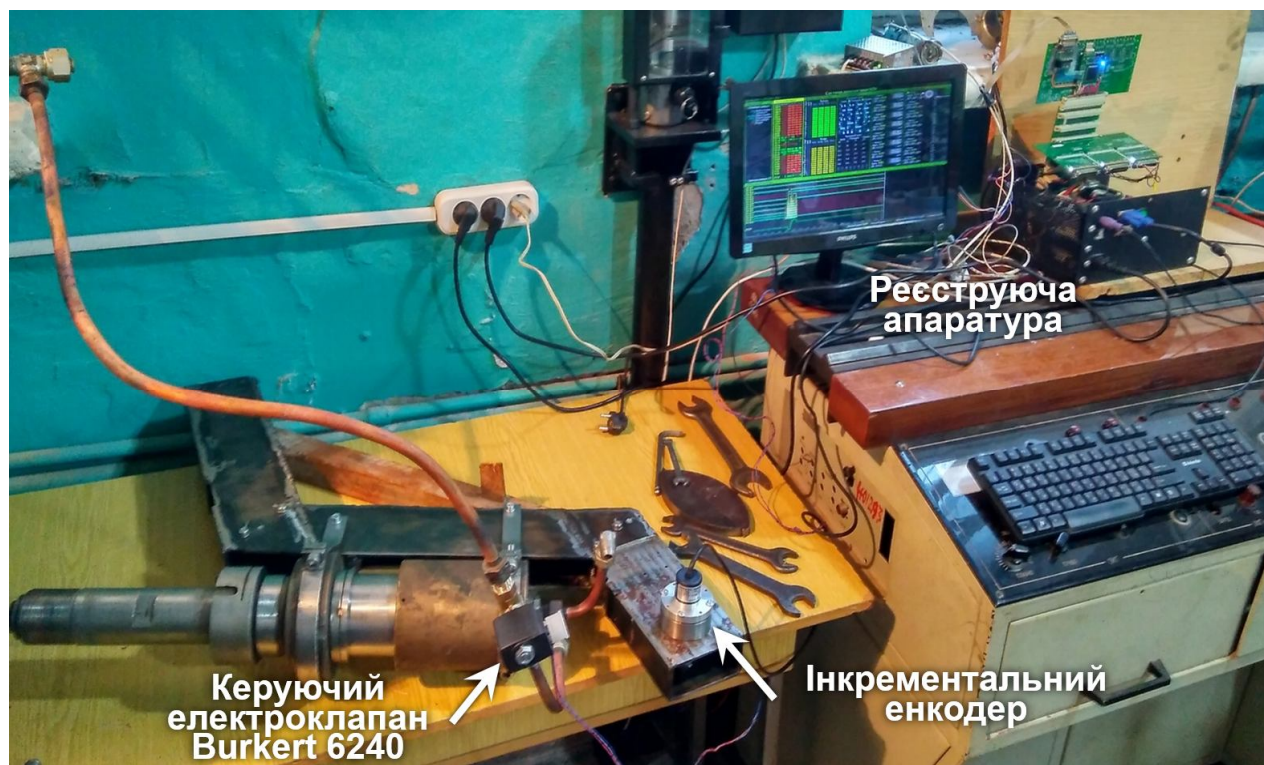


Рисунок 7.33 – Стенд для випробувань

Процесорний блок працює під керуванням операційної системи реального часу, що забезпечує можливість керування процесом з частотою 1 кГц. Для проведення досліджень було використане розроблене у Національному аерокосмічному університеті ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут» діагностичне програмне забезпечення, що дає можливість керування електроклапанами та реєстрації даних з модуля оброблення сигналів енкодера (рис. 7.36).



Рисунок 7.36 – Діагностичне програмне забезпечення

Вкладка «Дискретні сигнали» надає доступ до видачі та контролю за станом сигналів керування електроклапанами. Діаграма реєстратора сигналів дає змогу контролювати змінення сигналів в реальному часі.

У вкладці «Зворотній зв'язок» відображається поточний стан інкрементальних енкодерів. Виконується контроль стану лінії передачі даних з енкодера на наявність обривів та замикань.

Контролюється кількість імпульсів на один оберт з метою попередження некоректного оброблення, наприклад, внаслідок зникнення живлення енкодера, або його виходу з ладу.

При проведенні експерименту програмне забезпечення формує сигнал відк-

риття електроклапану, що подає повітря під тиском до випускного клапану. При цьому випускний клапан починає рух, який передається на інкрементальний енкодер. Енкодер формує імпульси, які передаються до модуля оброблення сигналів енкодера. Алгоритм оброблення, що запрограмований в мікросхемі FPGA цього модуля, виконує фільтрацію сигналів та їх подальше оброблення. Результатом оброблення є дані про положення, швидкість та прискорення. Апаратний таймер, що працює з частотою 100 МГц, забезпечує високу точність визначення часових проміжків для фіксації отриманих даних. Дані стають доступними для зчитування процесорному блоку через внутрішню паралельну шину. Програмне забезпечення зчитує дані з модуля оброблення та зберігає у внутрішній пам'яті процесорного блоку та зберігає у файл.

Після проведення експериментів отримані файли можуть бути отримані по шині USB або Ethernet. Подальше оброблення даних виконується на персональному комп'ютері з використанням програмного забезпечення Excel, Matlab, Mathcad тощо. Проте, кожна з цих програм має певні недоліки для оброблення результатів експериментів, особливо коли мова йде про необхідність одночасного аналізу великої кількості графіків.

При виконанні роботи було розроблене програмне забезпечення, що оптимізоване для одночасного відображення великої кількості графіків (десятків, сотень) та виконувати їх математичне оброблення (рис. 7.37).

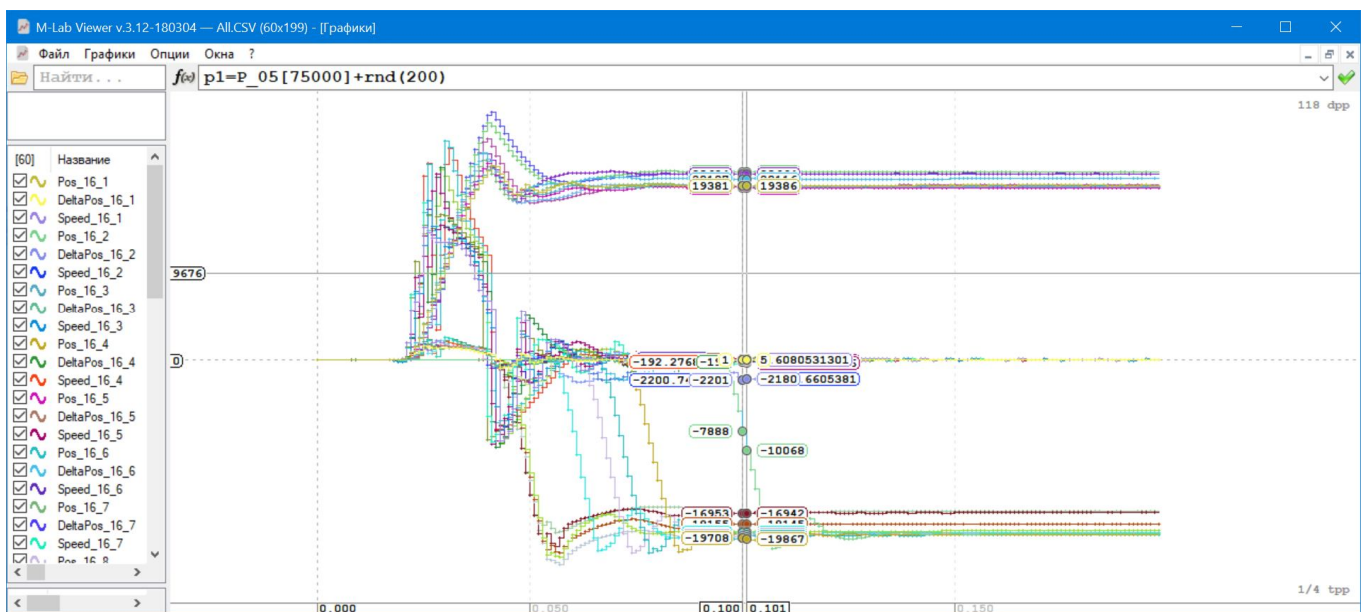


Рисунок 7.37 – Програмне забезпечення для оброблення результатів експериментів

Отримані результати експериментів наведено на рис. 7.38.

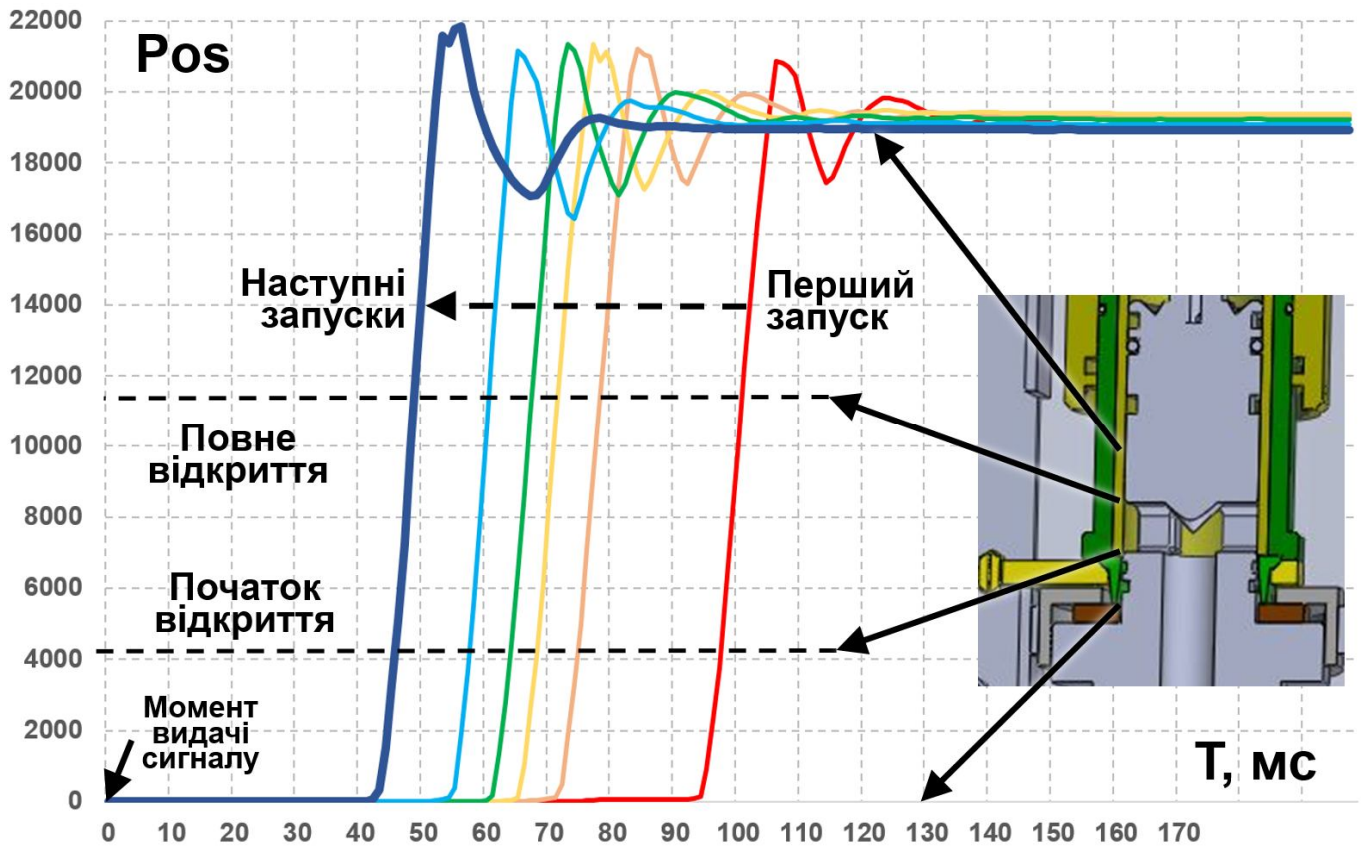


Рисунок 7.38 – Результати експериментів

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. Таким чином, для забезпечення прецизійного термоімпульсного оброблення слід перед виконанням робочого циклу забезпечити стабільну роботу клапана шляхом виконання кількох попередніх запусків клапана до досягнення стабільної роботи. Після стабілізації роботи клапана слід зафіксувати отримані значення часу відкриття для їх подальшого використання. В робочому режимі час оброблення буде визначатися з урахуванням часу відкриття клапана. Це дає змогу забезпечити точність дотримання часу до 1 мс.

Для дослідженої конструкції випускного клапана збільшення швидкості спрацьовування до величин, встановлених в якості умов до прецизійного термоімпульсного оброблення (0,01 с) за рахунок підвищенні тиску є неефективним. Виходячи з даних випробувань, наведених на рис. 7.38, навіть при тиску 1,2 МПа, який використовувався в ході експериментів, час відкривання клапана знаходився на необхідному

рівні $\approx 0,01$ с, в той час, коли затримка, пов'язана зі спрацюванням керуючих клапанів, складала близько 0,04 с. Таким чином, використання запропонованого у розд. 7.1 рішення з попередньою подачею тиску на відкриття клапану з його утриманням електромагнітом дасть змогу досягти необхідних показників як за швидкістю спрацювання, так і за її стабільністю. Цей висновок підтверджують дані, наведені на рис. 7.38, виходячи з яких розбіжність часу спрацювання клапану від першого запуску до встановлення його сталої величини, пов'язана саме з відхиленнями в часі спрацювання керуючих пневмоклапанів.

АВТОМАТИЗАЦІЯ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ

8.1 Перспективні способи прецизійного термоімпульсного оброблення

Однією з основних переваг термоімпульсного оброблення детонувальними газовими сумішами є підвищена ефективність теплообміну, що дає змогу скоротити час оброблення до величин порядку 10^{-1} с. Нажаль, час дії ударних хвиль після детонації паливної суміші у камері обмежений тривалістю процесу дисипації і в сучасному обладнанні для термоімпульсного або термоенергетичного оброблення ніяк не регулюється. Фактично єдиним способом підвищення інтенсивності енергетичного впливу в існуючому обладнанні є підвищення початкового тиску паливної суміші. Але така міра є недостатньо ефективною, зважаючи на те, що питомі теплові потоки залежать від тиску суміші як $q \sim \sqrt{p}$ [172], тобто збільшення початкового тиску суміші, наприклад, у 9 разів призводить до трикратного підвищення усередненого теплового потоку, що діє на оброблювані деталі.

Зважаючи на це, однією з задач досліджень була розробка нових способів термоімпульсного оброблення, які б, з одного боку, забезпечували б більшу енергетичну ефективність оброблення, а з іншого – високу повторюваність результатів оброблення, яка безпосередньо пов'язана зі стабільністю умов оброблення при циклічній роботі термоімпульсного обладнання. Такі способи в рамках виконання були розроблені на рівні нових технічних рішень, на які було подано заявки на отримання патентів України. Нижче наводяться їхні детальні описи.

Перший з розроблених способів спрямовано на вирішення задачі підвищення можливостей керування інтенсивністю енергетичного впливу при термоімпульсному обробленні.

Відомий спосіб термічного видалення задирок з виробів [46], за яким вироби розташовують у камері, заповнюють камеру паливною сумішшю і запалюють суміш для видалення задирок.

Недоліком цього способу є значний нагрів виробів, що часто призводить до

жолоблення деталей з тонкими стінками, окиснення поверхонь оброблюваних деталей, утворення на них суги осілих продуктів згоряння задирок.

Частково вказані недоліки усунуто у способі термічного видалення задирок з виробів [63], за яким вироби розташовують у камері, заповнюють камеру паливною сумішшю, запалюють суміш для видалення задирок та через $10^{-3} \dots 10^{-2}$ с після запалення суміші з камери випускають продукти згоряння суміші за $10^{-4} \dots 10^{-1}$ с.

Недоліком вказаного способу є нестабільна якість оброблення через нестабільність діючих теплових потоків та невизначеність часу початку випуску продуктів згоряння, які залежать від режимів горіння суміші.

Вказані недоліки викликані тим, що згоряння паливних сумішей може проходити у різних режимах – дефлаграційному, детонаційному або у режимі теплового вибуху. При цьому можливість переходу від одного режиму до іншого залежить від багатьох факторів: складу паливної суміші, способу ініціювання горіння, форми оброблюваних деталей та ін. Величина питомих теплових потоків, які виникають при взаємодії продуктів згоряння з оброблюваними деталями в залежності від режиму горіння може відрізнятись на порядки. Це призводить до нестабільної якості оброблення при реалізації відомого способу.

При розробці способу термоімпульсного оброблення, який позбавлений від цих недоліків було покладено рішення задачі підвищення якості видалення ліквідів та точності призначення часу початку випуску продуктів згоряння.

Поставлена технічна задача була вирішена за рахунок того, що на відміну від відомого способу термічного видалення ліквідів за [63], у запропонованому згорянні паливної суміші проводять з прямим ініціюванням детонації.

При згорянні палива у детонаційному режимі видалення ліквідів ведеться в умовах дії ударних хвиль. При цьому величина питомих теплових потоків, які діють на оброблювані деталі, на протязі часу угамування ударних хвиль є достатньо стабільною, що дає змогу забезпечити стабільну якість оброблення. Час вигорання палива залежить від розмірів камери та швидкості детонації, яка в свою чергу однозначно визначається складом та тиском паливної суміші. Цей час є достатньо стабільним і може бути заздалегідь врахований при призначенні часу випуску продуктів згоряння.

Поставлена технічна задача вирішується також тим, що в ході оброблення управляють часом дії ударних хвиль за рахунок застосування генератора ударних хвиль. Застосування такого генератора можливе у випадках, коли величина питомих теплових потоків, які діють на протязі угамування ударних хвиль після детонації у камері, є замалою для видалення ліквідів. Як це відзначалось вище, зазвичай в таких випадках збільшують початковий тиск паливної суміші, щоб збільшити її густину та відповідно з цим величину діючих питомих теплових потоків. Але при цьому пропорційно зростає тиск продуктів згорання, що може призвести до деформування тонкостінних елементів оброблюваних деталей. Використання генератора ударних хвиль дає змогу керувати їх інтенсивністю і часом дії та забезпечує якісне оброблення без необхідності використання паливних сумішей високого початкового тиску.

Спосіб реалізують таким чином. Оброблювані деталі розміщуються в камері згорання, заповнюють камеру паливною сумішшю і запалюють її з прямим ініціюванням детонації для видалення ліквідів. Через $10^{-3} \dots 10^{-2}$ с після згорання суміші продукти згорання випускають з камери за $10^{-4} \dots 10^{-1}$ с. Завдяки високій ефективності нагрівання при дії ударних хвиль ліквіди видаляються, а оброблювані деталі не встигають нагріватися до температур, які можуть призвести до утворення тріщин або жолоблення. Завдяки заздалегідь визначеному часу початку випуску продуктів згорання не допускається окиснення поверхонь оброблюваних деталей та утворення на них суги осілих продуктів згорання ліквідів. У випадках, коли час угамування ударних хвиль після детонації у камері є замалим для видалення ліквідів, а підвищення тиску продуктів згорання може призвести до деформування тонкостінних елементів деталей, для оброблення використовується генератор ударних хвиль.

Таким чином запропонований спосіб в значній мірі усуває недоліки притаманні реалізованім у сучасному обладнанні для термоімпульсного та термоенергетичного оброблення. В разі своєї реалізації він має дати змогу вести оброблення при знижених значеннях початкового тиску паливної суміші. При цьому встановлена якість оброблення буде досягатися за рахунок подовження часу дії ударних хвиль.

Ще однією проблемою сучасних способів фінішного оброблення детонувальними газовими сумішами є нестабільна якість оброблення, викликана тим, що такі

параметри паливної суміші як температура та густина є нестабільними з причини розігріву стінок робочої камери при циклічній роботі обладнання.

Вказані недоліки викликані тим, що при термічному видаленні ліквідів величина теплових потоків визначається конвективним теплообміном між продуктами згоряння паливної суміші та оброблюваними деталями [66]. Тому для стабілізації теплових потоків при виконанні послідовних циклів оброблення однакових виробів потрібно забезпечити як сталість коефіцієнта тепловіддачі, що залежить від густини суміші, так і змінювати час оброблення зворотно пропорційно зміні перепаду температур між продуктами згоряння і поверхнею оброблюваних деталей.

При наповненні камери паливною сумішшю її кількість зазвичай визначають поточним вимірюванням тиску [64], або маси заряду [173]. Але при наповненні камери паливною сумішшю одночасно змінюються як її тиск, так і температура. При цьому температура суміші змінюється як за рахунок стиснення газу у камері, так і за рахунок його нагрівання при контакті зі стінками камери, температура яких може істотно змінюватись при циклічній роботі обладнання. З цієї причини величина теплового потоку, що діє на оброблювані деталі при циклічній роботі обладнання у відомих способах не є стабільною. Це призводить до нестабільної якості оброблення при їх реалізації.

З метою усунення цього недоліку при розробці удосконаленого способу термомпульсного оброблення було поставлено задачу підвищення якості видалення ліквідів за рахунок стабілізації теплового потоку, що діє на оброблювані деталі при циклічній роботі обладнання.

Поставлена технічна задача була вирішена за рахунок того, що у способі термічного видалення ліквідів за яким вироби розташовують у камері, заповнюють камеру паливною сумішшю, запалюють суміш для видалення ліквідів, через $10^{-3} \dots 10^{-2}$ с проводять випуск газів з камери за $10^{-4} \dots 10^{-1}$ с, згідно з запропонованим способом наповнення камери паливною сумішшю ведуть одночасно вимірюючи її масу та тиск, при цьому час видалення ліквідів визначають як

$$t = t_0 T_0 \frac{m_c R_c}{(V_k - V_d) P_c},$$

де t_0 – час видалення ліквідів, встановлений для випадку, коли початкова температура паливної суміші становить T_0 ; m_c , P_c – виміряна маса та тиск паливної суміші; V_k , V_d – об'єм робочої камери та сумарний об'єм оброблюваних деталей та затискних пристроїв для їх закріплення; $R_c = \sum_i c_i R_i$ – газова стала суміші, яка складається з компонент з масовою концентрацією c_i та газовими сталими R_i .

Завдяки контролю маси паливної суміші при постійному її об'ємі здійснюють стабілізацію її густини і, як наслідок, коефіцієнту тепловіддачі між продуктами згоряння та оброблюваними деталями. При цьому за величиною початкового тиску паливної суміші з заданим складом та відомою густиною, з рівняння стану визначають її середню по камері початкову температуру як

$$T = \frac{(V_k - V_d) P_c}{m_c R_c}.$$

Це, в свою чергу, за заданим часом видалення ліквідів сумішшю певної температури дає змогу скорегувати час оброблення з умови збереження величини теплового потоку. Стабілізація теплового потоку, поглиненого деталями при реалізації ряду послідовних циклів термічного видалення ліквідів, дає змогу забезпечити стабільну якість оброблення.

Оскільки при конвективному теплообміні величина поглиненого оброблюваними деталями теплового потоку лінійно залежить від температури продуктів згоряння, яка, в свою чергу, пропорційна початковій температурі паливної суміші, для стабілізації теплового потоку при циклічному термічному видаленні ліквідів час оброблення має бути зворотно пропорційний початковій температурі суміші, що враховано в наведеному виразі.

Запропоноване технічне рішення вирішує проблему стабілізації енергетичних характеристик термоімпульсного оброблення і може слугувати базою для розробки прецизійного автоматизованого обладнання для її реалізації. В той же час, воно потребує поточного моніторингу як маси заряду палива, так і його тиску, що потребує зміни алгоритмів керування системою дозування енергії.

8.2 Структура і організація роботи програмно-апаратного комплексу

8.2.1 Вибір підходу до розробки системи керування

Розроблення системи керування автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення є специфічною задачею. В той же час деякі стандартні підходи до створення систем числового програмного керування (СЧПК) можуть бути застосовані з урахуванням особливостей даного процесу.

Так, наприклад, задача дозування суміші може бути розв'язана за допомогою алгоритмів, що застосовуються для позиційного керування органами металоріжучих верстатів. Подібні алгоритми виконують переміщення робочих органів на задану відстань з великою точністю, використовуючи для зворотного зв'язку датчики положення. Так само, розглядаючи задачу дозування суміші, використання подібних алгоритмів та датчиків тиску і температури дасть змогу виконати дозування з великою точністю.

Принципи керування допоміжними органами обладнання аналогічні до таких, що застосовуються в металоріжучих верстатах.

Отже, система керування автоматизованим комплексом для прецизійного термоімпульсного оброблення може бути створена на основі стандартної СЧПК.

Серед основних архітектурних варіантів сучасних СЧПК, представлених на ринку, превалюють системи на базі ПК, які надають гнучкий інтерфейс оператора й використання комунікативних можливостей підключення до локальних й глобальних мереж то одночасно забезпечують високу точність (прецизійність) керування технологічними процесами і високу надійність функціонування самої системи ЧПК.

Подібні розробки зі створення систем ЧПК для керування технологічним обладнанням високої продуктивності і точності проводяться в Національному аерокосмічному університеті ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут». Результати теоретичних і експериментальних досліджень в цьому напрямку застосовані для створення системи керування автоматизованим комплексом для прецизійного термоімпульсного оброблення.

8.2.2 Вибір концепції автоматизованого керування обладнанням термоімпульсного оброблення

Найважливішими вимогами до системи керування обладнанням термоімпульсного оброблення є:

- забезпечення стабільності та точності співвідношення компонентів робочої суміші;
- забезпечення точності величини маси суміші, що подається в робочу камеру;
- забезпечення точності та стабільності часу оброблення;

Розглядається схема системи формування робочої суміші з використанням проміжних ємностей (ресиверів), що у сукупності з використанням запропонованого змішувального пристрою забезпечують стабільність співвідношення компонентів робочої суміші за рахунок використання жиклерів з критичними отворами заданої площі (розд. 5, рис. 5.17). Окрім основних компонентів, таких, як кисень та метан в розробленій схемі вдосконаленого обладнання використовуються такі компоненти, як азот та повітря (рис. 5.18). основне призначення підсистеми подачі азоту – це продувка змішувача після завершення наповнення робочої камери для попередження займання робочої суміші в магістралях установки. Азот подається в змішувач за схемою, яка аналогічна до схеми подачі основних робочих компонентів, що дає змогу при необхідності виконувати формування трикомпонентної суміші в робочій камері з підвищеним тиском наповнення та обмеженою масою і, відповідно, енергією горючого матеріалу. Окрім азоту, для виконання керування складом робочої суміші і початковим тиском в камері установки є можливість подачі в камеру стисненого повітря. Усі чотири розглянуті компоненти (кисень, метан, азот та повітря) подаються до робочої камери за уніфікованою схемою з використанням проміжних ресиверів.

При створенні системи ЧПК комплексу термоімпульсного оброблення використовується підхід, при якому процеси підготовки (наповнення) ресиверів та заповнення камери робочою сумішшю забезпечуються за допомогою керування станом ресиверів за параметром, що визначається опосередковано – за масою газоподібного компоненту, що надходить до ємності. При збільшенні маси газу в ресивері здійснюється керування впускним клапаном відповідного компоненту (K_{in} , рис. 8.1). При

зменшенні маси газу в ресивері здійснюється керування випускним клапаном (K_{out} , рис. 8.1), що через особливості конструкції системи наповнення еквівалентно завданню подачі компонента до камери.

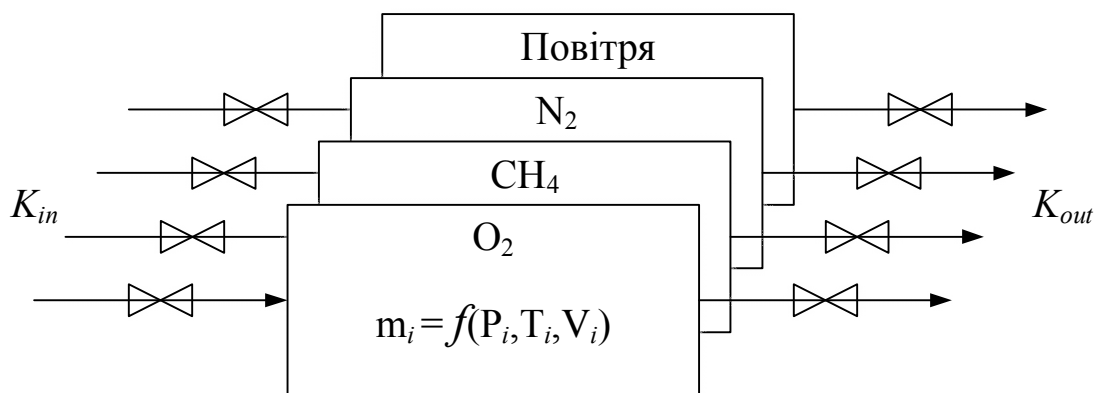


Рисунок 8.1 – Керування ресиверами

Таким чином, керування усього чотирма пристроями за параметром стану (за масою), забезпечує керування процесами наповнення чотирьох ресиверів та процесами наповнення камери чотирма різними газами. При цьому параметр «маса газу» в ресивері, в якому організовано замикання зворотного зв'язку в контурі керування станом пристрою є величиною, що визначається опосередковано за параметрами прямих вимірювань тиску ($P_{iвим}$) та температури ($T_{iвим}$) відповідного компонента. Величина об'єму відповідного ресивера ($V_{iвим}$) є попередньо визначеною константою для варіанту з ємностями відповідного об'єму. Для варіанту системи наповнення з регульованими об'ємами ресиверів ($V_{iвим}$) визначається шляхом вимірювання лінійного положення поршня, аналогічно до вимірювання положення робочих органів металоріжучого обладнання з використанням обертальних або лінійних енкодерів.

Точність та стабільність часу оброблення залежить від узгодженості функціонування системи запалювання та системи випуску відпрацьованих газів. Тривалість оброблення може становити від сотих до десятих часток секунд і повинна задаватися з точністю до мілісекунди. При цьому робота елементів цих систем, таких, як реле, електро- та пневмоклапани пов'язана з механічними інерційними переміщеннями. В розд. 7 показано, що час відкриття випускного клапану становить від 0,05 с до 0,1 с, що не відповідає вимогам щодо тривалості оброблення. При реалізації незалежного керування такими елементами неможливо забезпечити необхідний рівень

узгодженості функціонування систем запалювання та випуску відпрацьованих газів. Задачі високоточної синхронізації функціонування інерційних органів технологічної системи (наприклад, при нарізанні різьби на металоріжучому обладнанні) вирішуються шляхом розробки спеціалізованих алгоритмів зв'язаного керування. Використання аналогічних алгоритмів для процесів запалювання суміші та випуску відпрацьованих газів дає змогу забезпечити необхідну синхронізацію. Оснащення випускного клапану системою вимірювання положення керуючого поршня дає змогу реалізувати відповідні підходи. При цьому випускний клапан розглядається як керована координата з задаванням гарантованого часу між подіями запалювання суміші та початком випуску відпрацьованих газів ($t_{обр}$, рис. 8.2). 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.

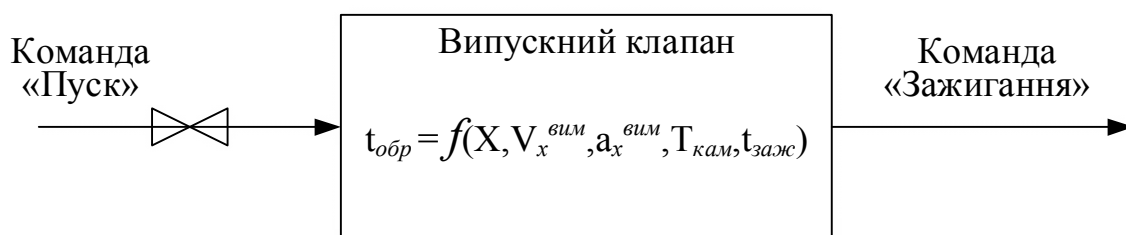


Рисунок 8.2 – Керування випускним клапаном

Таким чином, використання запропонованої конструкції змішувача з одночасною подачею робочих газів забезпечує стабільність співвідношення компонентів протягом усього часу заповнення камери, а організація керування з регулюванням за параметром маси дає змогу гарантувати величину енергії, що виділяється в процесі термоімпульсного оброблення.

Забезпечення точності та стабільності часу оброблення досягається використанням спеціалізованих алгоритмів зв'язаного керування випускним клапаном та системою запалювання з регулюванням часу оброблення за параметрами фактичного стану клапану. Це реалізується за допомогою системи ЧПК з п'ятикоординатною схемою керування. В якості координат керування розглядаються чотири керовані координати маси газу в ресиверах та одна координата керування положенням випускного клапану.

8.2.3 Вимоги до програмно-апаратного комплексу

З метою забезпечення можливості проведення досліджень на реальному обладнанні необхідно було розробити програмно-апаратний комплекс (ПАК), інтегрований до системи ЧПК. ПАК дослідження алгоритмів і процесів інтегрований у вигляді додаткового апаратного й програмного забезпечення у дворівневу СЧПК на базі ПК.

Дворівнева система ЧПК на прикладному рівні виконує наступні завдання керування [120, 158, 176]:

- геометричне – керування слідкуючими приводами;
- логічне – організація керування електроавтоматикою;
- технологічне – підтримання або оптимізація параметрів технологічного процесу;
- диспетчерське – забезпечення керування іншими завданнями на прикладному рівні;
- термінальне – підтримання діалогу з оператором, відображення станів системи, редагування й верифікація керуючих програм;
- комунікаційне – забезпечення обміну інформацією з системою керування підприємством.

Програмно-апаратні засоби ПАК повинні забезпечувати отримання та збереження інформації про виконання алгоритмів усіх вище перерахованих завдань.

Технічні рішення з організації архітектури СЧПК та системи дослідження алгоритмів і процесів повинні забезпечувати високу частоту циклу керування устаткуванням. Незважаючи на те, що процес зміни маси газу в ресиверах комплексу термоімпульсного оброблення можна вважати відносно повільним, від точності визначення швидкості і прискорення залежить можливість організації прецизійного оброблення детонувальними сумішами. У свою чергу, для забезпечення контролю стану випускного клапана, як координати керування необхідно застосовувати СЧПК з високою частотою циклу керування. Сучасні зразки систем ЧПК здійснюють керування технологічним обладнанням з частотою керуючого циклу від 300 до 2500 Гц [186]. В роботі запропоновано використовувати СЧПК з частотою циклу 1000 Гц.

Така частота керуючого циклу забезпечує необхідну точність керування процесом термоімпульсного оброблення.

При побудові ПАК та СЧПК на базі ПК були враховані особливості реалізації режиму реального часу. Під поняттям реального часу розуміють, що поведінка обчислювальної системи передбачувана і час, що витрачається на певну процедуру, не перевищує заздалегідь встановленого обмеження. Це означає, що на виконання однієї і тієї ж дії обчислювальна система може витратити час, тривалість якого залежить від різних обставин, але не виходить за встановлені межі. ПАК для дослідження алгоритмів і процесів забезпечує можливість вимірювання реальної тривалості процесів, що відбуваються в СЧПК та обладнанні. Внутрішній таймер персонального комп'ютера не дає змогу отримати необхідну точність вимірювання реальної тривалості процесів. Для вимірювання тривалості виконання окремих етапів алгоритмів і всього циклу керування в системі ЧПК передбачено спеціалізований апаратний таймер.

Система ЧПК здійснює контроль великої кількості параметрів, але для аналізу технологічного процесу або інших процесів, що відбуваються в устаткуванні, може знадобитися реєстрація різноманітних сигналів і даних зовнішньою реєструючою апаратурою. Передбачена можливість синхронізації зовнішніх вимірювальних пристроїв із внутрішнім циклом системи ЧПК.

Процес збирання та реєстрації даних здійснюється паралельно з процесом керування устаткуванням і не впливає на нього. Із цієї причини в процесі збирання даних виконується тільки запис даних. Аналіз та оброблення результатів здійснюються після закінчення експерименту з використанням як програмного забезпечення зі складу ПАК, так і спеціалізованих програмних засобів і пакетів, наприклад, Excel, Mathcad, Matlab.

Таким чином, сформульовані вимоги дали змогу створити ПАК для збирання даних про стан обладнання та процесів, які реалізуються в ньому, що забезпечує можливість реєстрації об'єктивних даних про протікання технологічних процесів у обладнанні. Повнота об'єктивних даних, що реєструються, забезпечує можливість дослідження алгоритмів і процесів, що відбуваються всередині технологічної системи.

8.2.4 Апаратна частина комплексу

Апаратна частина комплексу створена на базі дворівневої системи ЧПК, у якій завдання керування поділені між двома ПК, об'єднаними в локальну мережу (рис. 8.3) [158].

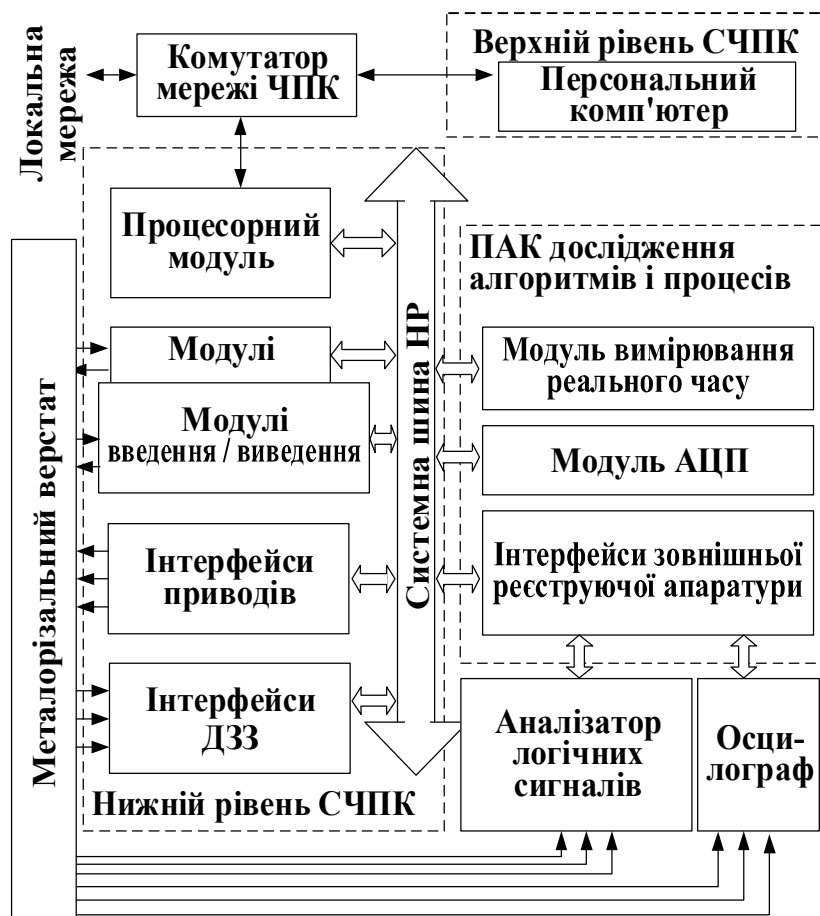


Рисунок 8.3 – Структура апаратного забезпечення СЧПК і ПАК для дослідження алгоритмів і процесів

Верхній рівень (ВР) являє собою ПК, що функціонує під операційною системою Windows. Він виконує термінальне, комунікаційне та, частково, технологічне завдання керування.

Нижній рівень (НР) СЧПК являє собою ПК, до системної магістралі якого підключені спеціалізовані пристрої спряження: модулі вводу-виводу дискретних сигналів, реєстрації аналогових сигналів, інтерфейси датчиків зворотного зв'язку (ДЗЗ). Нижній рівень функціонує під операційною системою реального часу та забезпечує виконання диспетчеризації, геометричного, логічного і технологічного завдань.

Розділення завдань між рівнями СЧПК дає змогу забезпечувати максимальну ефективність і частоту циклу керування на рівні 1000...2500 Гц.

Створення керуючої машини системи ЧПК на основі материнської плати з сучасним процесором та оперативною пам'яттю об'ємом не менше 2 Гб дало змогу паралельно з керуванням процесом оброблення здійснювати реєстрацію необхідної кількості параметрів та оброблення даних від додаткових устаткувань комплексу.

Магістральна організація обміну даними між пристроями спряження й процесорним модулем забезпечує найбільшу продуктивність і високу надійність обміну даними, що найкращим чином підходить для організації системи реєстрації більшої кількості даних з пристроїв спряження і внутрішніх змінних програмного забезпечення (ПЗ) СЧПК.

Апаратне забезпечення комплексу повністю включає до себе апаратне забезпечення СЧПК з додатковим підключенням до системної магістралі спеціальних модулів: вимірювання реального часу, аналого-цифрового перетворення (АЦП) та керування зовнішньою реєструючою апаратурою.

Технологічне устаткування для термоімпульсного оброблення, оснащене СЧПК з додатковим апаратним забезпеченням у складі комплексу, можна розглядати як дослідний стенд. Проведення технологічного експерименту на реальному обладнанні без використання імітації дає змогу отримати найбільш достовірні та цінні результати.

Таким чином, розроблено апаратну частину ПАК, інтегрованого до СЧПК, що забезпечує можливість проведення експериментів і дослідження операцій термоімпульсного оброблення на реальному обладнанні.

8.2.5 Програмна частина комплексу

За основу організації програмного забезпечення комплексу прийнята двокомп'ютерна структура ПЗ СЧПК (рис. 8.4). ПЗ ВР розроблене у Microsoft Visual C++. ПЗ ВР складається з двох підсистем: підсистеми керування процесом реєстрації даних і підсистеми оброблення даних [158].

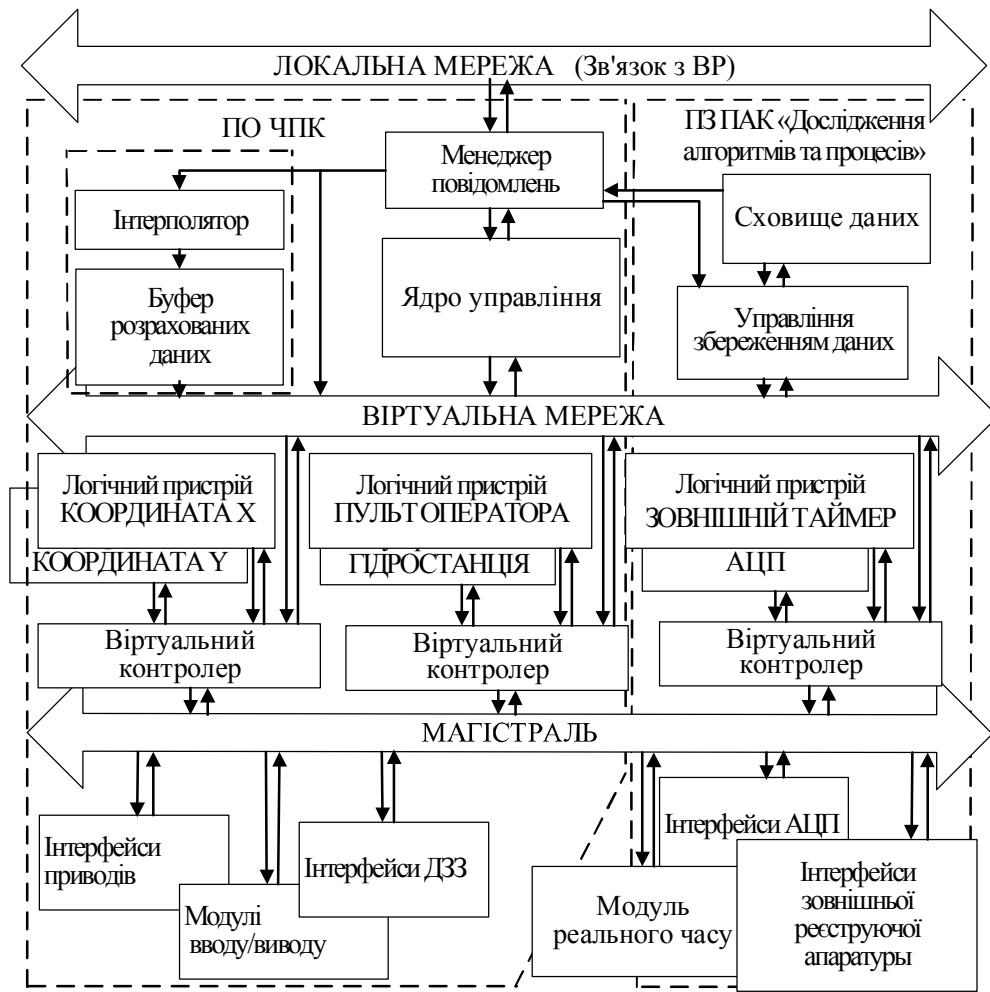


Рисунок 8.4 – Структура програмного забезпечення СЧПК

і ПАК для дослідження алгоритмів і процесів

Керування процесом реєстрації уніфіковано з керуванням технологічним устаткуванням і здійснюється за допомогою команд, що передаються локальною мережею СЧПК на машину HP. Підсистема оброблення даних дає змогу візуалізувати будь-який набір зареєстрованих даних одного або декількох експериментів, провести перетворення даних, вирахувати амплітудо-частотну характеристику й здійснити експорт даних у Excel, Mathcad та інші пакети.

Керування окремими пристроями обладнання здійснюється програмно реалізованими автоматами логічних пристроїв. Логічні пристрої згруповані за віртуальними контролерами. Ядро керування забезпечує взаємодію пристроїв через розсилання команд і повідомлень контролерам внутрішньою віртуальною мережею. Обмін даними з фізичними інтерфейсами здійснюється з перетворенням до адресного простору віртуальних контролерів. Додавання до системи спеціальних інтерфейсів

комплексу не порушує загальної структури ПЗ. Обмін даними з додатковими інтерфейсами здійснюється аналогічно обміну даними з інтерфейсами СЧПК.

Спеціально для комплексу розроблено модуль керування збереженням даних. Модуль забезпечує збирання й збереження в оперативній пам'яті даних про процеси, що відбуваються на програмному рівні в СЧПК і даних про фізичні процеси, що відбуваються в технологічному обладнанні. Модуль керується ядром і отримує дані від логічних пристроїв.

Модуль керування збереженням даних забезпечує два режими: режим «Реєстрація параметрів» і режим «Аварійне збереження параметрів».

У режимі «Реєстрація параметрів» ініціалізація й завершення збереження даних виконується за командою, що передається з ВР на НР. Реєстрація даних виконується на кожному такті роботи системи. Час безперервної реєстрації складає не менше 60 секунд. Для кожного керованого агрегату може реєструватися до 200 змінних. Набір даних визначається під час конфігурування системи. Конфігурація даних, що збережені в конкретному файлі експерименту, описується в заголовку файлу, що дає змогу здійснювати подальше оброблення для устаткування різної конфігурації. Режим використовується для проведення дослідження алгоритмів і різних процесів в технологічному устаткуванні.

Функція аварійного збереження параметрів активізує збереження даних під час збою в роботі обладнання. При виникненні аварійних ситуацій, таких як відмова випускного клапану або інших критичних систем, відбувається зупинка роботи обладнання і збереження всіх параметрів роботи системи за час не менше 40 секунд, що передували відмові. Режим використовується для налагодження алгоритмів керування пристроями й діагностики відмов.

Таким чином, розроблено програмну частину ПАК, інтегровану до системи ЧПК. Розроблений ПАК СЧПК забезпечує можливість проведення експериментів на реальному обладнанні, що дає змогу виконувати збирання об'єктивних даних для дослідження операцій термоімпульсного оброблення на обладнанні з ЧПК для раціонального налаштування технологічної системи в різних режимах її роботи. Розроблений ПАК дає змогу реєструвати більший обсяг об'єктивних даних про взаємодію

різних підсистем технологічної системи, наприклад, процесів енергоспоживання в технологічній системі, процесів наповнення робочої камери і випуску відпрацьованих газів, керування автоматикою. Кількість змінних, яка необхідна для проведення експериментів і доступна для реєстрації для кожної координати керування складає 150...200 параметрів, що набагато більше можливостей, наданих такими передовими розробниками систем ЧПК як Siemens і Heidenhain.

8.2.6 Структурні елементи комплексу термоімпульсного оброблення та керування ними в системі ЧПК

При створенні програмного забезпечення системи числового програмного керування комплексом термоімпульсного оброблення використано метод декомпозиції усього комплексу на структурні елементи. Для кожного структурного елементу комплексу в просторі відображення програмних параметрів сформовані логічні пристрої.

Поняття логічного пристрою можна визначити як виокремлення групи вхідних та вихідних сигналів, а також програмних параметрів, що об'єднані між собою за певною логічною ознакою та описують функціонування окремо взятого структурного елементу комплексу.

Логічний пристрій являє собою програмний кінцевий автомат, в кожному стані якого може виконуватись одне з трьох дій: оброблення сигналів, контроль та перехід до нового стану. Спрощена схема функціонування логічного пристрою приведена на рис. 8.5.

Стани логічних пристроїв (автоматів) мають певні значення, під якими розуміють виконання конкретних дій. Уніфікований алгоритм функціонування логічного пристрою керування дискретними сигналами не залежить від кількості сигналів, що об'єднані в одному автоматі.

При отриманні команди на зміну стану логічний пристрій встановлює відповідні рівні вихідних сигналів і очікує відгуку системи, контролюючи вхідні сигнали. Якщо логічний пристрій не отримує необхідного йому відгуку системи, або відгук системи змінився з часом, пристрій фіксує помилку. При цьому логічний пристрій

переходить в стан помилки, фіксує причину аварії та змінює вихідний вплив щоб уникнути подальшого пошкодження обладнання.

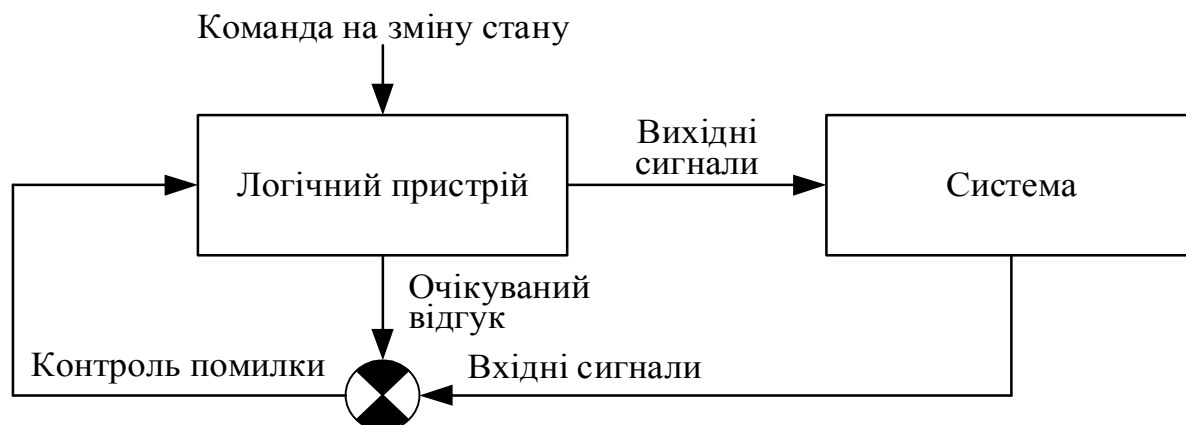


Рисунок 8.5 – Схема функціонування логічного пристрою

Уся сукупність логічних пристроїв складає логічний рівень системи ЧПК. Спеціальна частина програмного забезпечення системи ЧПК, що має назву «Рівень керування» організовує взаємодію між логічними пристроями системи шляхом перекладу їх з одного стану в інший під дією поточних команд та в залежності від поточного стану пристроїв.

Усі вихідні впливи логічних пристроїв та отримання початкової інформації про стан структурних елементів комплексу реалізується за допомогою пристрою сполучення у вигляді портів вводу-виводу дискретних сигналів, інтерфейсів ЦАП та АЦП, інтерфейсів оброблення сигналів енкодерів. Саме ці пристрої виконують перетворення фізичних сигналів в логічні та навпаки.

Сукупність пристроїв сполучення, що виконують роль сполучної ланки між датчиками, виконуючими пристроями обладнання та програмним рівнем складає фізичний рівень системи (рис. 8.6).

Окрім структурних елементів комплексу, що керуються розглянутими вище простими логічними пристроями в системі ЧПК реалізовані логічні пристрої з регулятором положення. В цих пристроях (рис. 8.6) зміна стану логічного пристрою призводить до зміни слова стану (WS), що керує режимом роботи регулятора положення. В якості положення може розглядатись будь-який інший параметр логічного пристрою.

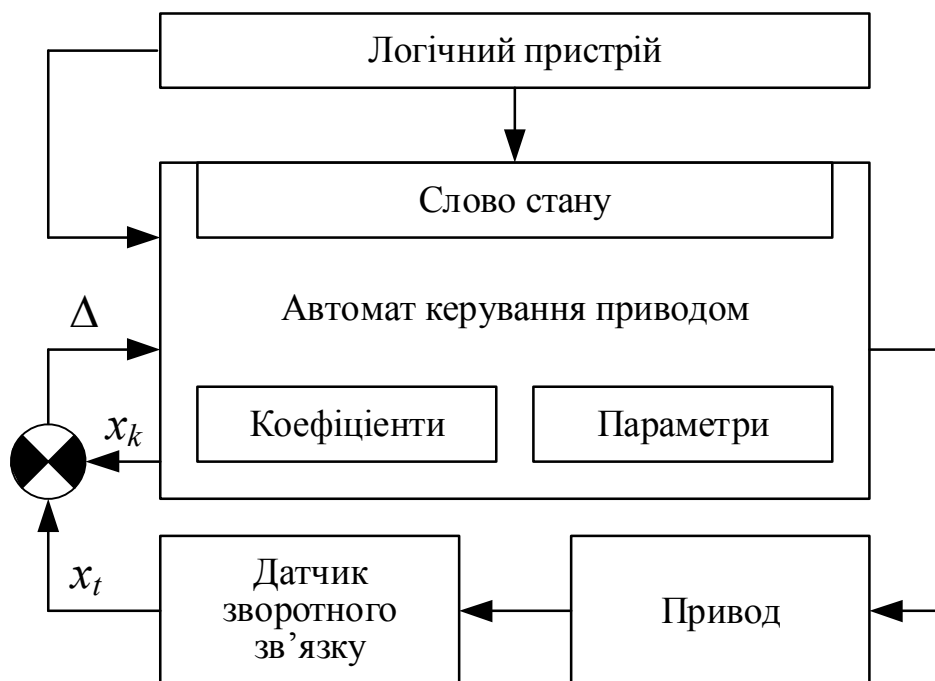


Рисунок 8.6 – Схема функціонування логічного пристрою з регулятором положення

У відповідності до описаного принципу декомпозиції об'єкту керування було виокремлено наступні логічні пристрої з регулятором положення, що реалізують п'ятикоординатне керування процесом термоімпульсного оброблення:

- ресивер кисню;
- ресивер метану;
- ресивер азоту;
- ресивер повітря;
- випускний клапан.

В якості простих логічних пристроїв в структурі комплексу термоімпульсного оброблення виокремленні наступні пристрої:

- режим запуску ЧПК;
- готовність ЧПК;
- блок живлення;
- вентиляція;
- запалювання;
- камера;
- штора;

- затвор;
- аварійний клапан;
- ПО (пульт оператора).

Усі вказані структурні елементи комплексу термоімпульсного оброблення реалізовані у вигляді логічних пристроїв у програмному забезпеченні системи ЧПК (рис. 8.7).

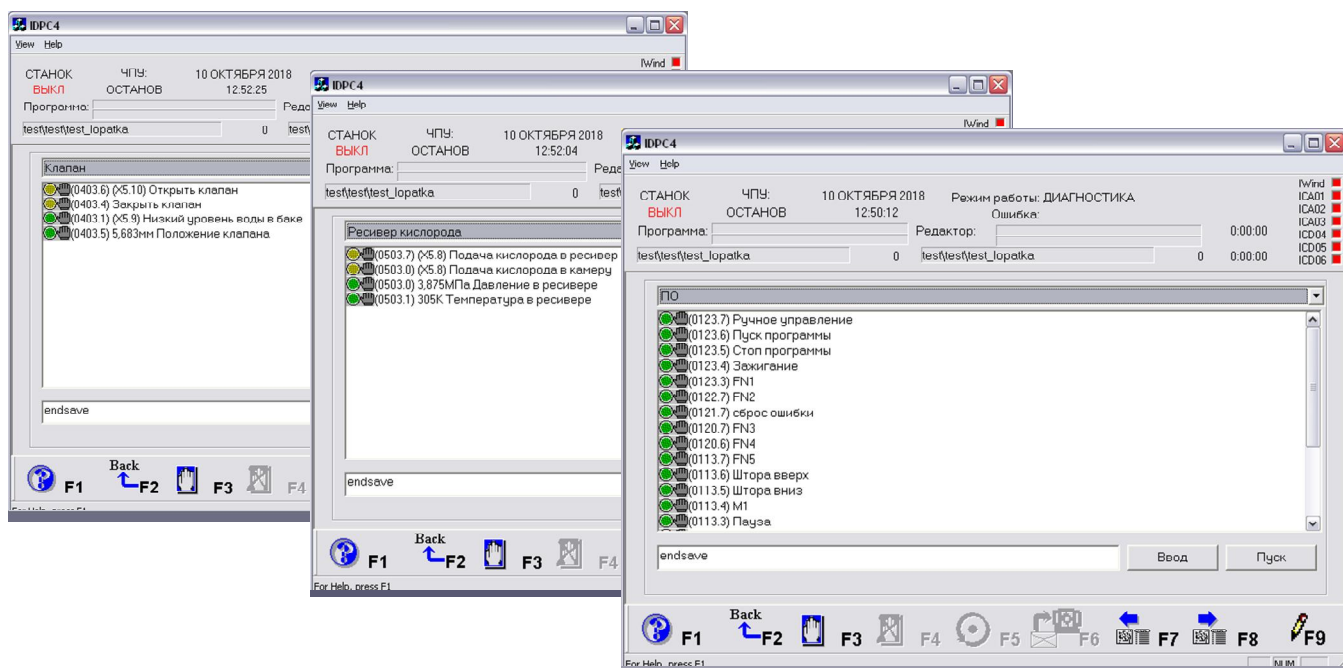


Рисунок 8.7 – Відображення сигналів контролю стану та керування структурними елементами комплексу

8.2.7 Процедура наповнення робочої камери

При заповненні камери в кожному циклі окрім запрограмованих компонентів в камеру потрапляє повітря, що знаходиться в камері при її обслуговуванні та азот, що залишився в змішувачі при продувці в попередньому циклі. Азот додається до маси заряду.

Для повітря необхідно враховувати кількість кисню в його складі і зменшувати на цю величину кількість кисню, що подається з ресивера. Якщо технологічний цикл не передбачає подачі кисню, а в якості окиснювача використовується повітря, то його кількість так само необхідно зменшувати відповідно до кількості повітря в камері.

8.3 Опис роботи з розробленою системою керування комплексом термоімпульсного оброблення

8.3.1 Органи керування комплексом

Для керування комплексом термоімпульсного оброблення стійка системи ЧПК (рис. 8.8) має наступні органи керування:

- панель ввімкнення живлення комплексу;
- пульт оператора системи ЧПК;
- панель налагодження.



Рисунок 8.8 – Стійка системи ЧПК:
зовнішній (а) та внутрішній (б) вигляд

Панель ввімкнення живлення комплексу.

Панель ввімкнення живлення комплексу (рис. 8.9) розташована на стійці ЧПК, містить автоматичний вимикач і призначена для подачі живлення системи ЧПК та силового обладнання. При ввімкненні автоматичного вимикача здійснюється подача живлення електрошафи, зокрема на обчислювальні машини системи ЧПК, блоки живлення автоматики. Крім того, автоматичний вимикач забезпечує захист обладнання від перевищення струму, зокрема в наслідок коротких замикань.

Кнопка ввімкнення призначена для ввімкнення та вимкнення системи ЧПК. Поруч з нею розташований індикатор готовності ЧПК.

Кнопка-грибок призначена як для штатної так і для аварійної зупинки роботи обладнання та відключення живлення окремих систем. Живлення критичних систем, що відповідають за безпеку роботи обладнання при цьому залишається. Кнопка фіксується при натисненні. Для продовження роботи кнопку необхідно перевести в початковий стан поверненням проти годинникової стрілки.

Кнопка «Вкл» виконує ввімкнення комплексу термоімпульсного оброблення, тобто переведення усіх агрегатів в робочий режим. Ввімкнення супроводжується індикацією на кнопці.

Кнопка «Сброс» при виникненні помилок в роботі обладнання виконує перехід системи зі стану помилки в робочий стан.

Група кнопок «Программа» призначена для керування роботою обладнання в автоматичному режимі (по програмі). Кнопка «Пуск» виконує запуск на виконання завантаженої в оперативну пам'ять програми. Індикатор на кнопці інформує про те, що програма виконується. Кнопка «Стоп» призначена для повної зупинки виконання програми. Кнопка «Пауза» призначена для тимчасової зупинки виконання програми та відновлення її роботи. Кнопка «M1» активує режим умовних технологічних зупинок. В цьому режимі відбувається зупинка керуючої програми на кадрах, що містять команду «M1». Якщо режим не активний, команди «M1» в тексті програми ігноруються.

Кнопка «Ручное упр.» вмикає режим ручного керування органами обладнання в процесі налагодження. В цьому режимі заборонений запуск програми. В той же час, при виконанні програми ввімкнення ручного режиму неможливе. Ввімкнення режиму супроводжується індикацією на кнопці.

Групи кнопок «Штора», «Затвор», «Камера», «Клапан» призначені для керування відповідними агрегатами обладнання. Ці кнопки активні тільки в режимі ручного керування. Фактичний стан агрегатів відображається індикацією відповідних кнопок незалежно від режиму роботи обладнання.

Кнопка «Зажигание» призначена для перевірки запалювання в режимі ручного

керування і генерує іскру при натисненні.

За допомогою групи кнопок «Вентиляція» здійснюються ввімкнення та вимкнення вентиляції. При роботі по програмі вентиляція може бути ввімкнена автоматично, якщо це передбачено керуючою програмою. В такому випадку, на час виконання програми ручне керування вентиляцією блокується. Фактичний стан вентиляції відображається індикацією відповідних кнопок незалежно від режиму роботи обладнання.

Кнопки «FN1»–«FN5» передбачені для програмування додаткових функцій при подальшому вдосконаленні обладнання та програмного забезпечення.

Панель налагодження.

Панель налагодження розташована всередині стійки ЧПК та містить трипозиційний перемикач вибору спеціальних режимів запуску системи ЧПК, що використовуються для діагностики та ремонту обладнання (рис. 8.11).



Рисунок 8.11 – Панель налагодження з перемикачем режимів запуску

В залежності від положення перемикача режимів запуск системи ЧПК здійснюється в наступних режимах:

«0» – робочий режим;

«1» – режим мережевого доступу до керуючої машини системи ЧПК;

«2» – режим діагностики обладнання.

Режими «1» і «2» призначені для використання тільки кваліфікованими спеціалістами. Робота в режимах «0» та «1» не потребує додаткового обладнання. Для роботи в режимі «2» (режим діагностики) до керуючої машини необхідно під'єднати клавіатуру та монітор.

Для запуску в одному з режимів необхідно перед ввімкненням системи ЧПК встановити перемикач у відповідне положення, після чого ввімкнути ЧПК. Перемикач режимів під час роботи системи ЧПК не призводить до зміни режимів та ігнорується системою.

8.3.2 Ввімкнення та вимкнення живлення. Режими запуску системи

Для ввімкнення комплексу термоімпульсного оброблення необхідно перевести автоматичний вимикач на панелі ввімкнення живлення в положення «ввімкнено». Після цього необхідно повернути ключ-вимикач ввімкнення ЧПК вправо і утримувати до появи індикації ввімкнення ЧПК, після чого відпустити. Розпочнеться завантаження операційної системи та програмного забезпечення ЧПК. По закінченню завантаження на моніторі оператора з'явиться вікно програмного забезпечення. Після цього можна переводити систему в робочий стан натисненням кнопки «Вкл.» на пульті оператора.

Робочий режим є основним режимом роботи системи ЧПК, в якому обладнання виконує свої безпосередні функції. Для запуску ЧПК в робочому режимі перемикач режимів на панелі налагодження повинен бути в положенні «0».

Режим мережевого доступу застосовується для роботи з файловою системою керуючої машини системи ЧПК, зокрема для оновлення програмного забезпечення та вивантаження файлів «чорних ящиків». Для запуску ЧПК в режимі мережевого доступу перемикач режимів необхідно встановити в положення «1».

Режим діагностики (перемикач режимів в положенні «2») застосовується для налагодження обладнання і надає повний доступ до керування усіма органами та

сигналами для кваліфікованих спеціалістів. Для роботи в цьому режимі до керуючої машини системи ЧПК необхідно під'єднати клавіатуру та монітор. В цьому режимі працює діагностичне програмне забезпечення, робоче програмне забезпечення не використовується.

В режимі діагностики система ЧПК не контролює стан обладнання. В більшості випадків діагностику рекомендується проводити в робочому режимі з використанням функціоналу робочого програмного забезпечення.

Після закінчення роботи в режимах «1» та «2» необхідно перевести перемикач режимів положення «0».

Для вимкнення обладнання необхідно натиснути кнопку-грибок, завершити роботу програмного забезпечення та операційної системи поверненням ключ-вимикача вправо. Після повного завершення роботи ЧПК може бути вимкнений автоматичний вимикач живлення обладнання.

8.3.3 Ініціалізація агрегатів

Після ввімкнення комплексу термоімпульсного оброблення окремі агрегати потребують виконання ініціалізації.

Для ініціалізації випускного клапана необхідно у вікні програми вибрати режим виходу в нуль і натиснути послідовно кнопки «Открыть» та «Закрыть» з групи «Клапан» на пульті оператора. При цьому система виконує перевірку датчика положення клапана і реєструє фактичне положення та час виконання процесу відкриття клапану, що необхідні для подальшої роботи.

8.3.4 Керуючі програми

Технологічний процес термоімпульсного оброблення здійснюється за допомогою керуючих програм. Створення та редагування керуючих програм здійснюється незалежно від режиму роботи обладнання та поточного стану системи.

Для перегляду, створення та редагування керуючих програм необхідно натиснути кнопку F5 у головному вікні програми або на клавіатурі. Відкриється вікно редагування тексту програми з текстом останньої редагованої програми (рис. 8.12).

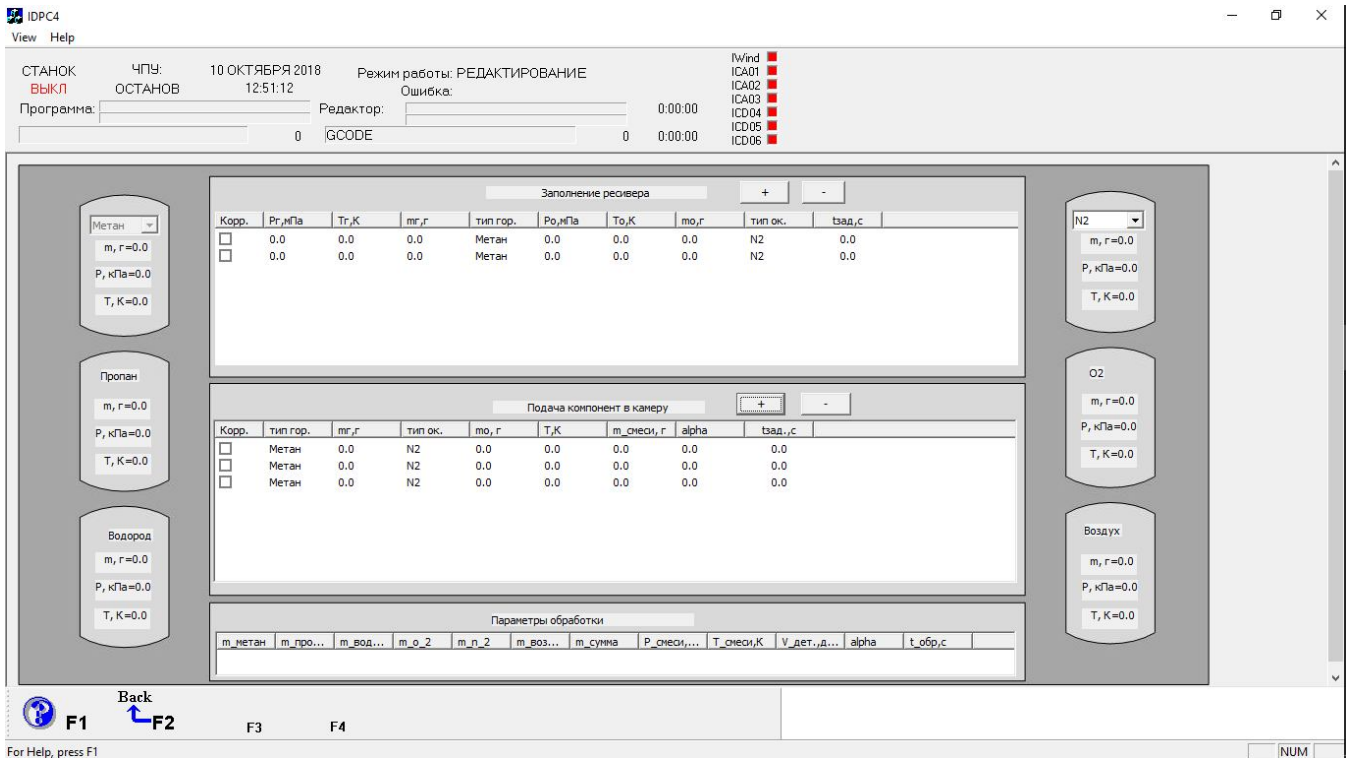


Рисунок 8.12 – Интерактивна форма програмування операції термоімпульсного оброблення

Архів керуючих програм.

Для того, щоб вибрати існуючу програму з архіву необхідно натиснути кнопку «F4». Вікно архіву керуючих програм містить три списки: «Агрегати», «Деталі» та «Програми».

Переміщення по списку здійснюється клавішами «↑», «↓» на клавіатурі. Переміщення між списками здійснюється клавішею «Tab». Для створення нової програми необхідно натиснути кнопку «F3» та ввести назву. Новостворена програма з'явиться в переліку. Після вибору з переліку програм необхідний перехід до її редагування здійснюється натисненням кнопки «F2».

Програмування технологічної операції термоімпульсного оброблення.

Автоматизоване формування коду керуючої програми для керування процесом термоімпульсного оброблення здійснюється за допомогою спеціалізованої програми верхнього рівня системи ЧПК. Зовнішній вигляд вікна інтерактивного програмування наведено на рис. 8.12.

Редагування тексту керуючої програми.

Редагування керуючої програми може здійснюватися шляхом введення тексту програми за допомогою клавіатури у вікні редагування.

Перевірка синтаксису введених команд та коректність задання параметрів здійснюється натисненням кнопки «F7» у вікні редагування. При виявленні помилок у тексті програми їх перелік буде відображений у нижній частині вікна. Переведення курсора в позицію, де знайдена помилка, здійснюється натисненням кнопки «F8».

Завантаження керуючої програми.

Завантаження керуючої програми для її подальшого виконання здійснюється в режимі автоматичного керування. Для переходу в цей режим необхідно натиснути кнопку «F7» з головного вікна. Для завантаження програми з архіву необхідно натиснути кнопку «F4», вибрати програму з переліку та натиснути «F2» для повернення у вікно автоматичного керування.

Завантаження вибраної програми в пам'ять системи ЧПК здійснюється натисненням кнопки «F5». Після успішного завантаження програми вона може бути запущена на виконання.

Запуск та зупинка керуючої програми.

Запуск керуючої програми здійснюється натисненням кнопки «Пуск» групи «Програма» на пульті оператора або натисненням кнопки F7 на клавіатурі.

Для налагодження роботи програми передбачений режим умовних технологічних зупинок. Цей режим активується натисненням кнопки «M1» на пульті оператора. При створенні програми на тих етапах її виконання, де повинна відбутись зупинка, необхідно додати команди M1. Під час виконання програми при досягненні цих команд подальше виконання програми буде призупинено. Це дає змогу перевірити стан обладнання та впевнитись в правильності завдання програми. Для продовження виконання програми слід натиснути кнопку «Пуск» на пульті оператора.

Незалежно від режиму умовних технологічних зупинок призупинити виконання програми можна натисненням кнопки «Пауза». Для продовження виконання програми кнопку «Пауза» слід натиснути повторно.

Для повної зупинки виконання програми слід натиснути кнопку «Стоп» пульта оператора, або кнопку F8 на клавіатурі.

8.3.5 Оброблення помилок

При роботі системи ЧПК можуть виникати різноманітні недопустимі ситуації при яких подальша робота обладнання не допускається. При цьому система ЧПК зупиняє роботу і переходить в стан помилки. На пультах оператора з'являється індикація на кнопці «Сброс». У вікні робочої програми відображається інформація про помилку та джерело її виникнення. Система ЧПК починає процес оброблення помилки, виконується запис файлу «чорного ящика», в якому реєструються зміни станів усіх параметрів обладнання та системи ЧПК за час близько 40 секунд до виникнення помилки.

Цей файл може бути переглянутий за допомогою спеціального програмного забезпечення у вигляді графіків (рис. 8.13). Аналіз файлу дає змогу відслідкувати послідовність зміни сигналів, дій оператора та встановити причини виникнення помилок.

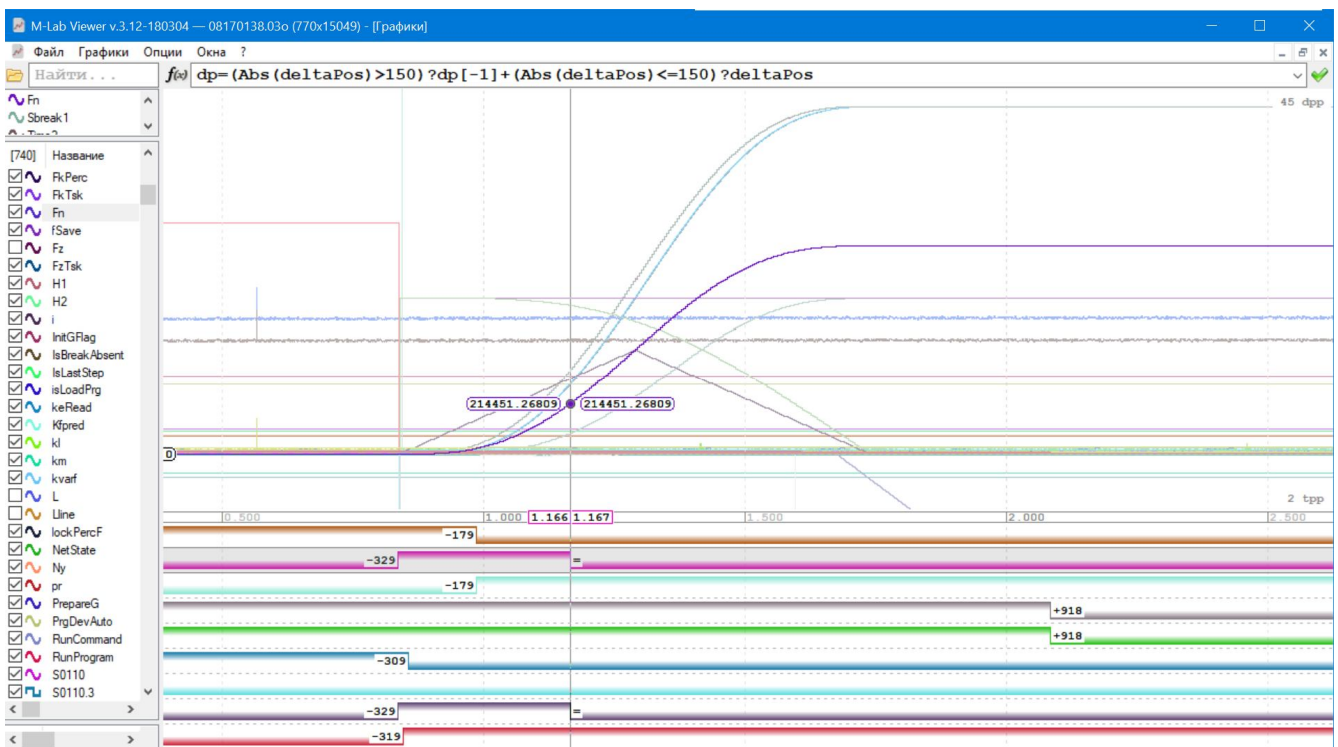


Рисунок 8.13 – Перегляд файлу «чорного ящика»

Вихід системи ЧПК зі стану помилки здійснюється натисненням кнопки «Сброс» на пульті оператора.

8.3.6 Режим діагностики

Для діагностики апаратних засобів ЧПК необхідно при відключеному живленні системи ЧПК під'єднати до керуючої машини клавіатуру та монітор, встановити перемикач режимів запуску в положення 2 та увімкнути керуючу машину системи ЧПК.

На керуючій машині системи ЧПК буде завантажено діагностичне програмне забезпечення, що надає доступ до керування усіма агрегатами та сигналами комплексу термоімпульсного оброблення. Інтерфейс діагностичного програмного забезпечення поділений на вкладки за типами сигналів. Перехід між вкладками здійснюється за допомогою клавіші «Tab».

Вкладка «Дискретные сигналы» відображає стан вхідних та вихідних дискретних сигналів. Сигнали згруповані за фізичними портами. Стан вихідних сигналів можна змінювати. Для цього необхідно перемістити курсор на позицію обраного сигналу та натиснути клавішу «Пробіл» для зміни стану сигналу. Наявність зв'язку з відповідними фізичними портами відображається в стовпці «Вкл». Наявність живлення портів – в стовпці «Пит».

Вкладка «Пульт оператора» відображає стан сигналів пульта оператора та наявність зв'язку з пультами.

Вкладка «Аналоговые сигналы» відображає значення напруги на вхідних клеммах аналого-цифрових перетворювачів.

Вкладка «Обратная связь» дає змогу контролювати інформацію з датчиків положення, стан лінії зв'язку датчиків, поточне положення, швидкість руху, кількість дискрет на один оберт тощо.

Таким чином створена в ході виконання досліджень система ЧПК та програмно-апаратний комплекс дають змогу не тільки повністю розв'язати поставлені задачі автоматизації прецизійного термоімпульсного оброблення, а й забезпечують можливість суттєвого розширення можливостей проведення дослідницьких експериментальних робіт, забезпечуючи високу точність та повторюваність умов експерименту а також збір, оброблення та зберігання необхідного масиву даних.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

В рамках виконання досліджень з розроблення автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення отримано такі наукові та прикладні результати.

1. Розроблено метод автоматизованого призначення режимів термоімпульсного оброблення кромки на основі узгодження розв'язків завдань про визначення енергетичних характеристик устаткування й стану кромки під впливом теплового потоку з відомою інтенсивністю, який на відміну від відомих підходів дає змогу призначати технологічні параметри оброблення кромки на основі кваліметричних показників кромки та інформації, доступної в сучасних системах CAD/CAM і спеціалізованих базах даних властивостей матеріалів, що дає змогу зробити налаштування термоімпульсного устаткування повністю автоматизованим.

2. Для розрахунків енергетичних характеристик термоімпульсного устаткування розроблено метод еквівалентної камери. Для режимів роботи з дією ударних хвиль у якості еквівалентної запропоновано вибирати камеру з розташованим усередині тілом простої геометричної форми, що має об'єм, який дорівнює обсягу оброблюваної деталі. За результатами числового моделювання показано, що похибка визначення усереднених теплових потоків при використанні даного методу не перевищує 7 %. Показано, що для забезпечення рівномірності теплових потоків необхідно забезпечити хаотичний характер руху ударних хвиль розташовуючи деталь рівновіддалено від стінок камери.

3. На основі аналізу результатів числового моделювання теплообміну при загасанні ударних хвиль після згоряння паливних сумішей з різним коефіцієнтом надлишку палива показано, що точність дозування компонентного складу паливної суміші повинна бути 8 раз більшою, ніж необхідна точність завдання теплового потоку. При цьому точність завдання величини теплового потоку повинна бути визначена числовим методом виходячи із допустимого відхилення форми кромки, що задається вимогами міжнародних стандартів.

4. Удосконалено модель оброблення кромки оплавленням. На відміну від підходів, що застосовувалися раніше, модель враховує змінення геометрії кромки при

досягненні температури ліквідусу на постійній сітці скінченних елементів. Крім того враховується зменшення конвективного теплового потоку з ростом температури металу. При цьому питомий тепловий потік додатково усереднюється за часом дії, що дає змогу задавати його у вигляді ряду значень. Це припущення перевірено в ході числового моделювання для ряду металів (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 усереднення теплового потоку за часом не перевищувала величини 0,6 %.

5. При термоімпульсному обробленні деталей, що мають кромки біля стінок різної товщини одержання стабільної якості оброблення можливо при виконанні наступних умов:

- наявності на кромках задирок однакової форми, товщини й близької довжини;

- застосування режимів, при яких час оброблення не перевершує часу прогріву стінки деталі з мінімальною товщиною.

6. Для випадку термоімпульсного оброблення кромки уперше запропоновано методику визначення зони допустимих режимів за кваліметричним показником кромки. Межі зони режимів визначаються перетинанням кривих у координатах $q - t$, отриманих перетином поверхні режимів площиною $a = [a]$ і графіків зміни величини усередненого за часом питомого теплового потоку від часу, отриманих методом еквівалентної камери для мінімального тиску, що забезпечує оброблення й максимально допустимого початкового тиску суміші. Додатково слід враховувати вимоги до часу оброблення, які введено виходячи з умови однакової якості оброблення й міцнісних обмежень, пов'язаних зі спільною дією імпульсного нагрівання й тиску на оброблювані деталі.

7. Показано, що областю застосування термоімпульсного оброблення може бути оброблення кромки типу E2 і E3 згідно міжнародних стандартів. Уперше обґрунтовані вимоги по точності дозування компонент паливної суміші й часу термоімпульсного оброблення. Для одержання якості оброблення кромки по класу А зазначеного стандарту необхідно забезпечувати генерацію паливної суміші з точністю

дозування компонент до 0,1 %. При цьому система керування термоімпульсним устаткуванням повинна забезпечувати завдання часу оброблення із кроком порядку 10^{-3} с і похибкою до $6 \cdot 10^{-3}$ с. З урахуванням цих даних сформульовано технічні умови на характеристики систем сумішоутворення, керування згорянням і часом оброблення встаткування для прецизійного термоімпульсного оброблення.

8. Запропоновано новий спосіб термоімпульсного оброблення детонуючи ми газовими сумішами, який відрізняється від відомих тим, що в ході оброблення керують часом дії ударних хвиль. Таке керування можливе при застосуванні додаткового генератора ударних хвиль і може використовуватися у випадках, коли час загасання ударних хвиль після детонації в камері малий для видалення задирок, або тиск продуктів згоряння при детонації може призвести до деформації тонкостінних елементів оброблюваних деталей.

9. Сформульовано основні принципи створення автоматизованого встаткування для прецизійного термоімпульсного оброблення:

– точність, яка з урахуванням малого часу протікання процесів має забезпечуватися спільним застосуванням автоматичного регулювання параметрів на рівні фізичних законів і попереднього індивідуального налаштування виконавчих механізмів систем;

– керованість і адаптивність, що вимагає оснащення систем і їх виконавчих механізмів датчиками безперервного моніторингу для діагностики їх стану й корекції налаштувань АСК в ході експлуатації;

– системність, яка для забезпечення якості оброблення вимагає врахування не тільки взаємного впливу систем термоімпульсного встаткування, але й геометричних характеристик оброблюваних деталей, технологічної спадковості й узгодження з режимами розмірного оброблення при експлуатації термоімпульсних установок у складі технологічних систем;

– надійність і безпека роботи, яка крім рішень, що використовуються в наявному устаткуванні, повинна забезпечуватися контролем закінчення згоряння суміші й ряду інших параметрів.

10. Для завдань прецизійного термоімпульсного оброблення обґрунтована не-

обхідність одночасного контролю масової витрати й тиску суміші в робочій камері. При цьому прямим вимірюванням масової витрати забезпечується точність дозування маси суміші, а вимірювання тиску паливної суміші в ході її подачі в робочу камеру служить для урахування початкової температури паливної суміші й наступної корекції часу оброблення виходячи з величини усередненого питомого теплового потоку.

11. Вперше запропоновано комплекс математичних моделей для врахування міцнісних обмежень режимів термоімпульсного оброблення. Для різного типу обмежень обґрунтовано необхідність врахування анізотропії матеріалу за коефіцієнтом лінійного теплового розширення, наявності структурних дефектів в поверхневому шарі і технологічної спадковості за попередніми операціями виготовлення деталі для оцінки можливого поверхневого руйнування.

12. Розроблено систему керування згорянням на основі використання двоіскрового синхронізованого розряду, яка, на відміну від існуючих світових аналогів, дає змогу реалізувати режими з прямою ініціацією детонації, що дає змогу точно визначати час згоряння паливної суміші в камері та призначати момент випуску продуктів згорання. Розроблено та експериментально перевірено методику розрахунку режимів запалення газової суміші двоіскровим синхронізованим розрядом.

13. Удосконалено систему керованого випуску продуктів згоряння, що дало змогу забезпечити контроль положення клапану випуску з точністю на рівні 10^{-6} м та час його відкриття на рівні 10^{-2} с. Запропоновано конструкцію клапану керованого випуску на базі ущільнень на робочий тиск до 30 МПа з робочою швидкістю ковзання до 30 м/с. Розроблено та експериментально перевірено методику числового моделювання випуску продуктів згоряння з камери термоімпульсної установки з використанням дослідженого клапану.

14. Розроблено систему дозування енергії на основі нового способу динамічного сумішоутворення в якому, на відміну від існуючих, використовується вільне витікання з проміжних посудин у надкритичному режимі. Розроблено методику розрахунку об'єму проміжних посудин і початкового тиску в них, що забезпечує розрахункову похибку дозування компонент на рівні не більшим ніж 0,1 %.

15. На основі сучасних цифрових виконавчих механізмів розроблено систему автоматичної та ЧПК установки для прецизійного термоімпульсного оброблення з поточним моніторингом робочих характеристик та програмною компенсацією систематичних, а для системи сумішоутворення і випадкових похибок завдяки моніторингу тиску та температури газів в проміжних посудинах у тракті подачі компонентів паливної суміші.

16. Розроблено конструкторську документацію на систему дозування енергії та клапан керованого випуску продуктів згорання автоматизованого комплексу для прецизійного термоімпульсного оброблення у вигляді 3D моделей та робочих креслень деталей. Розроблена технічна документація на систему автоматичної та автоматизованого керування комплексом для прецизійного термоімпульсного оброблення.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Achasov O. V., Penyazkov O. G. Some gasdynamic methods for control of detonation initiation and propagation // High-Speed Deflagration and Detonation: Fundamentals and Control / ed. by G. Roy, S. Frolov, D. Netzer, A. Borisov. Moscow : Elex-KM Publ, 2001. P. 31–44.
2. An analytical model for the impulse of a single-cycle pulse detonation tube / J. Austin, E. Wintenberger, M. Cooper et al. // Journal of Propulsion and Power. 2003. Vol. 19, iss. 1. P. 22–38.
3. An updated comprehensive kinetic model of hydrogen combustion / J. Li, Zh. Zhao, A. Kazakov, F. L. Dryerl // International Journal of Chemical Kinetics. 2004. Vol. 36, iss. 10. P. 566–575.
4. ANSYS CFX reference guide [Electronic resource]. URL: https://www.sharenet.ca/Software/Ansys/16.2.3/en-us/help/cfx_ref/cfx_ref.html. (last accessed: 1.03.2020).
5. 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.
6. Burr prevention and minimization for the aerospace industry [Electronic resource] / D. Dornfeld, S. Min, J. Kim et al. // SAE Technical Paper 1999-01-2292. 1999. 8 p. URL: <https://doi.org/10.4271/1999-01-2292>. (last accessed: 25.05.2017).
7. Byrne G., Dornfeld D., Denkena B. Advancing cutting technology // CIRP Annals. 2003. Vol. 52, iss. 2. P. 483–507.
8. Characterization of a corona discharge initiator using detonation tube impulse measurements [Electronic resource] / D. L. Lieberman, J. E. Shepherd, F. Wang et al. // Proc. of 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, AIAA (Reno, Jan. 10–13, 2005). AIAA, 2005. Paper AIAA 2005-1344. URL: <https://doi.org/10.2514/6.2005-1344>. (last accessed: 1.03.2020).
9. Cherepanov G. P. On the theory of thermal stresses in a thin bonding layer // Journal of Applied Physics. 1995. Vol. 78, iss. 11. P. 6826–6832.
10. Davidson L. Evaluation of the SST-SAS model: channel flow, asymmetric diffuser and axi-symmetric Hill [Electronic resource] // ECCOMAS CFD 2006 : proc. of the European Conf. on Computational Fluid Dynamics (Egmond aan Zee, Sept. 5–8, 2006) /

Delft Univ. of Technology. 2006. URL: <http://resolver.tudelft.nl/uuid:5d23e2a6-5675-450d-bf3d-1dd40d736cae>. (last accessed: 25.08.2015).

11. Deflagration-to-detonation control by non-equilibrium gas discharges and its applications for pulsed detonation engine [Electronic resource] / E. N. Kukaev, D. L. Tsyganov, V. P. Zhukov et al. // Proc. of 42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit (Reno, Jan. 5–8, 2004). AIAA, 2004. Paper AIAA 2004-870. URL: <https://doi.org/10.2514/6.2004-870>. (last accessed: 1.03.2020).

12. Device for thermal deburring of a workpiece [Electronic resource] : Pat. EP1232822A1 EU : Int. Cl.7 B23D 79/02. Appl. No. 02003311.4 ; fil. 13.02.2002 ; publ. 21.08.2002. 10 p. URL: <https://patents.google.com/patent/EP1232822A1/en>. (last accessed: 1.03.2020).

13. Diver D. A. A plasma formulary for physics, technology and astrophysics. Berlin : Wiley-VCH, 2001. 204 p.

14. 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.

15. Focusing of shock waves on reflection from concave curvilinear surfaces / O. V. Achasov, S. A. Labuda, V. V. Kondrashov et al. // Journal of Engineering Physics and Thermophysics. 1993. Vol. 65, iss. 5. P. 1073–1077.

16. 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.

17. Gas regulator for thermal energy machining [Electronic resource] : pat. 7922833 USA : Int. Cl. F17D01/16, F16K31/12. Appl. No. 12/185949 ; fil. 05.08.2008 ; publ. 12.04.2011. 10 p. URL: <http://www.freepatentsonline.com/7922833.pdf>. (last accessed: 25.05.2013).

18. Gillespie L. K. Deburring and edge finishing handbook. New York : ASME Press, 1999. 404 p.

19. Gillespie L. K. The formation and properties of machining burrs : Master of Science Thesis : Manufacturing Engineering / Utah State University. Logan, 1973. 165 p.
20. Gillespie L.K. Your burr technology efforts changed the world [Electronic resource] // Deburring and Surface Finishing : proc. of the 8th Int. Conf. (Osaka, Nov. 7–8, 2006) / Kansai University. 2006. URL: <http://www.larouxgillespie.com/burrhist.pdf>. (last accessed: 25.08.2017).
21. 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.
22. High-accuracy stable gas flow dilution using an internally calibrated network of critical flow orifices / P. J. Brewer, B. A. Goody, T. Gillam et al. // Measurement Science and Technology. 2010. Vol. 21, no. 11. P 115902-1–8.
23. Investigation of transient plasma ignition for pulse detonation engines [Electronic resource] / 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 AIAA 2005-3774. URL: <https://doi.org/10.2514/6.2005-3774>. (last accessed: 1.03.2020).
24. ISO 13715:2017. Technical product documentation. Edges of undefined shape. Indication and dimensioning. Geneva, 2017. 22 p.
25. ISO 6145-1:2003. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Part 1: Methods of calibration. Geneva, 2003. 32 p.
26. ISO 6145-10:2002. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Permeation method. Geneva, 2002. 16 p.
27. ISO 6145-11:2005. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Part 11: Electrochemical generation. Geneva, 2005. 14 p.
28. ISO 6145-2:2014. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic methods. Part 2: Piston pumps. Geneva, 2014. 30 p.
29. ISO 6145-3:1986. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures. Dynamic volumetric methods. Part 3: Periodic injections into a flowing gas stream. Geneva, 1986. 21 p.

30. ISO 6145-4:2004. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Part 4: Continuous syringe injection method. Geneva, 2004. 15 p.
31. ISO 6145-5:2009. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Part 5: Capillary calibration devices. Geneva, 2009. 14 p.
32. ISO 6145-6:2017. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Part 6: Critical orifices. Geneva, 2017. 27 p.
33. ISO 6145-7:2009. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Part 7: Thermal mass-flow controllers. Geneva, 2009. 15 p.
34. ISO 6145-8:2005. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Part 8: Diffusion method. Geneva, 2005. 19 p.
35. ISO 6145-9:2009. Gas analysis. Preparation of calibration gas mixtures using dynamic volumetric methods. Part 9: Saturation method. Geneva, 2009. 14 p.
36. 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.
37. Kelley D. G., Schwarz K. H. Thermal energy deburring / *Technical Paper MR91-136*. Dearborn : SME, 1991. 32 p.
38. Launder B. E., Spalding D. B. The numerical computation of turbulent flows // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 1974. Vol. 3, iss. 2. P. 269–289.
39. Mallinger F. Numerical analysis of different vibrational relaxation models for master equations [Electronic resource] // *Institut national de recherche en informatique et en automatique*, 1997. Report 3263. 33 p. URL: <http://hal.archives-ouvertes.fr/docs/00/07/34/26/PDF/RR-3263.pdf>. (last accessed: 1.03.2020).
40. McBride B. J., Gordon S. Computer program for calculation of complex chemical equilibrium compositions and application / *NASA Reference Publication 1311*. Cleveland : Lewis Research Center, 1996. 177 p.
41. Menter F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // *AIAA Journal*. 1994. Vol. 32. no. 8. P. 1598–1605.

42. Menter F. R., Egorov Y. The scale-adaptive simulation method for unsteady turbulent flow predictions. Part 1: theory and model description // *Flow, Turbulence and Combustion*. 2010. Vol. 85, iss. 1. P. 113–138.

43. 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.

44. Menter F. R., Kuntz M., Bender R. A scale-adaptive simulation model for turbulent flow predictions // *AIAA Paper 2003-0767*. 2003. 40 p.

45. Petersen E. L., Hanson R. K. Reduced kinetics mechanisms for ram accelerator combustion // *Journal of Propulsion and Power*. 1999. Vol. 15, no 4. P. 591–600.

46. Process for treating articles of manufacture to eliminate superfluous projections [Electronic resource] : Pat. US3475229A USA : Int. Cl. B23K 27/00. Appl. No. 643890 ; fil. 06.06.1967 ; publ. 22.10.1969. 12 p. URL: <https://patents.google.com/patent/US3475229A/en>. (last accessed: 1.03.2020).

47. Protectively doused valving device for a combustion chamber [Electronic resource] : pat. 3994668 USA : Int. Cl.² F23D11/36. Appl. No. 05/606447 ; fil. 21.08.1975 ; publ. 30.11.1976. 5 p. URL: <http://www.freepatentsonline.com/3994668.pdf>. (last accessed: 25.05.2013).

48. 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.

49. Schäfer F. Product design influences on deburring / *Technical Paper MR75-483*. Dearborn : SME, 1975. 117 p.

50. Sensitization of fuel-air mixtures for deflagration to detonation transition / A. J. Higgins, P. Pinard, A. C. Yoshinaka, J. H. S. Lee // *High-Speed Deflagration and Detonation: Fundamentals and Control / ed. by G. Roy, S. Frolov, D. Netzer, A. Borisov*. Moscow : Elex-KM Publ, 2001. P. 45–62.

51. Sentoku Y., Kemp A. J. Numerical methods for particle simulations at extreme densities and temperatures // *Journal of Computational Physics*. 2008. Vol. 227, no. 14. P. 6846–6861.

52. Shock-to-detonation transition in tubes with shaped obstacles / I. Semenov, S. Frolov, V. Markov, P. Utkin // Pulsed and Continuous Detonations / ed. by G. Roy, S. Frolov, J. Sinibaldi. Moscow : Torus Press, 2006. P. 159–169.
53. Sonogo R. Advances in TEM technology / Technical paper MR93-322. Dearborn : SME. 1993. 9 p.
54. Takazawa K. Burr technology. Tokyo : Asakura Bookstore Company, 1980. 230 p.
55. Takazawa K. Design principle and manufacturing technique for the rotary compressor of room air conditioner // Deburring and Surface Finishing : proc. of 5th Int. Conf. (San Francisco, Sept. 29–30, 1998). Deburring technology international, 1998. P. 35–48.
56. The standardization for the edge quality of the precise machining products / Y. Kato, K. Ohmri, E. Hatano, K. Takazawa // Advanced Materials Research. 2007. Vols. 24/25. P. 83–90.
57. Thermal deburring [Electronic resource] / ATL Anlagentechnik Luhden GmbH, 2011. 20 p. URL: http://www.atl-luhden.de/fileadmin/user_upload/Downloads/Prospekte/2012_iTEM_brochure_EN.pdf. (last accessed: 25.08.2013).
58. Thermal deburring apparatus with rapid ventilation [Electronic resource] : Pat. US7708255A1 USA : Int. Cl.⁷ F16K 24/00, B23D 79/005. Appl. No. 11/624,833 ; fil. 29.02.2007 ; publ. 27.09.2007. 5 p. URL: <https://patents.google.com/patent/US20070221875A1/en>. (last accessed: 1.03.2020).
59. Transient plasma ignition of hydrocarbon-air mixtures in pulse detonation engines [Electronic resource] / 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 AIAA 2004-0834. URL: <https://doi.org/10.2514/6.2004-834>. (last accessed: 1.03.2020).
60. Vieser W., Esch T., Menter F. Heat transfer predictions using advanced two-equation turbulence models // CFX Validation Report № CFX-VAL10/0602. 2002. 73 p.
61. WBTC-STD 14/1997. An integrated international standard for burrs and edge conditions. Kansas City, 1997. 36 p.
62. Zeldovich Ya. B. Regime classification of an exothermic reaction with nonuni-

form initial conditions // *Combustion Flame*. 1980. Vol. 39, iss. 2. P. 211–226.

63. А. с. 1129042 СССР, МКИ³ В23К 28/00. Способ термического удаления заусенцев с изделий / А. В. Гаек, Ю. В. Гаек, В. Н. Елагин и др. № 3450172/25-27 ; заяв. 10.06.1982 ; опубл. 15.12.1984, Бюл. № 46.

64. А. с. 300088 СССР, МКИ³ F02В 43/00, В21D 26/08. Камера сгорания / В. Г. Кононенко, И. П. Комнатный, С. А. Мазниченко и др. № 1272335/24-06 ; заяв. 23.09.1968 ; опубл. 07.12.1981, Бюл. № 45.

65. Абрамсон И. С., Гегечкори Н. М. Осциллографические исследования искрового разряда // *Журнал экспериментальной и теоретической физики*. 1951. Т. 21, № 4. С. 484–492.

66. Адонин С. М., Манжалей В. И. О теплоотдаче продуктов детонации газовой смеси в камере // *Нестационарные проблемы механики : сб. научн. тр. / Ин-т гидродинамики*. Новосибирск, 1986. Вып. 74. С. 3–10.

67. Аналіз термічних напружень деталі під дією термоімпульсного навантаження / О. В. Шипуль, В. Б. Минтюк, Д. А. Брега, С. О. Крицкий // *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т»*. Харьков, 2016. Вып. 72, С. 77–90.

68. Атабеков Г. И. Основы теории цепей. М. : Энергия, 1969. 424 с.

69. Бай Ши-и. Динамика излучающего газа / пер. с англ. М. : Мир, 1968. 323 с.

70. Баранов М. И. Приближенный расчет максимальной температуры плазмы в сильноточном канале искрового разряда высоковольтного воздушного коммутатора // *Техническая электродинамика*. 2010. № 5. С. 18–21.

71. Басов Н. Г., Борович Б. Л., Зуев В. С. Сильноточный разряд в газах II. Описание динамики мощного разряда в газе автомодельным решением уравнений газовой динамики с нелинейной теплопроводностью // *Журнал технической физики*. 1970. Т. 40, № 4. С. 805–813.

72. 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.

73. Болюх В. Ф., Коритченко К. В. Основні напрямки розвитку електромеханічних імпульсних прискорювачів // Електротехніка і електромеханіка. 2009. № 4. С. 7–13.

74. 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.

75. Брагинский С. И. К теории развития канала искры // Журнал экспериментальной и теоретической физики. 1958. Т. 34, № 6. С. 1548–1557.

76. Булат П. В., Упырев В. В. Детонация и ее инициирование – история экспериментального, теоретического и численного исследования // Технические науки – от теории к практике. 2015. № 48–49. С. 105–125.

77. Вагграфтик Н. Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. М. : Наука, 1972. 721 с.

78. Варнатц Ю., Маас У., Диббл Р. Горение. Физические и химические аспекты, моделирование, эксперименты, образование загрязняющих веществ / пер. с англ. ; под ред. П. А. Власова. М. : Физматлит, 2003. 352 с.

79. Васидзу К. Вариационные методы в теории упругости и пластичности / пер. с англ. ; под ред. Н. В. Баничука. М. : Мир, 1987. 542 с.

80. Васильев А. А. Энергетические аспекты инициирования бытовых газов // Физика горения и взрыва. 2008. Т. 45, № 1. С. 96–101.

81. Вейник А. И. Приближенный расчет процессов теплопроводности. М. : Госэнергоиздат. 1959. 183 с.

82. Гегечкори Н. М. Экспериментальное исследование канала искрового разряда // Журнал экспериментальной и теоретической физики. 1951. Т. 21, № 4. С. 493–506.

83. Головастов С. В. Управление процессами воспламенения и детонации в газовых средах : дис. канд. физ.-мат. наук : 01.04.14 / Объед. ин-т высок. температур РАН. М., 2008. 136 с.

84. Григорьев Ю. Н., Ершов И. В., Ершова Е. Е. Влияние колебательной релаксации на пульсационную активность в течениях возбужденного двухатомного газа // Прикладная механика и техническая физика. 2004. Т. 45, № 3. С.15–23.
85. Гулый Г. А. Научные основы разрядно-импульсных технологий. Киев : Наукова думка, 1990. 311 с.
86. Даутов Н. Г., Старик А. М. Влияние возбуждения молекулярных колебаний на динамику горения H_2+O_2 за детонационной ударной волной // Прикладная механика и техническая физика. 1995. Т. 36, № 6. С. 25–34.
87. Дослідження тріщиностійкості деталі під дією термоімпульсного навантаження / О. В. Шипуль, І. Б. Кузнецов, Г. С. Тевзадзе, Р. О. Ходак // Авиационно-космическая техника и технология. 2017. № 1 (136). С. 67–72.
88. ДСТУ ISO 6142-1:2017 Аналіз газів. Приготування калібрувальних газових сумішей. Частина 1. Гравіметричний метод для сумішей класу I (ISO 6142-1:2015, IDT). Київ, 2017. 39 с.
89. ДСТУ ISO 6144:2009. Аналіз газів. Готування повірочних газових сумішей. Статичний об'ємний метод (ISO 6144:2003, IDT). Київ, 2009. 26 с.
90. Дубовенко К. В. Влияние параметров электроразрядного контура с индуктивно-емкостным накопителем энергии на характеристики электрического разряда // Электротехника и электромеханика. 2012. № 4. С. 54–59.
91. 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.
92. Жданов В. М. Явления переноса в газах и плазме. М. : МИФИ, 2008. 240 с.
93. Жуков В. П. Воспламенение насыщенных углеводородов при высоких давлениях и инициирование детонации наносекундным разрядом : дис. ... канд. физ.-мат. наук : 01.04.17 / Моск. физ.-техн. ин-т (гос. ун-т). Долгопрудный, 2004. 127 с.
94. Звегинцев В. И. Газодинамические установки кратковременного действия. Ч. 1. Установки для научных исследований. Новосибирск : Параллель, 2014.

551 с.

95. Зверев И. Н., Смирнов Н. Н. Газодинамика горения. М. : Моск. ун-т, 1987.

307 с.

96. Зеленцов А. А. Исследование локального теплообмена в камере сгорания дизеля, конвертированного на природный газ : дис. ... канд. техн. наук : 05.04.02 / Моск. гос. техн. ун-т им. Н. Э. Баумана. М., 2011. 167 с.

97. Зельдович Я. Б. Теория ударных волн и введение в газодинамику. Л. : Изд-во АН СССР, 1946. 187 с.

98. Зельдович Я. Б., Баренблатт Г. И., Либрович В. Б. Математическая теория горения и взрыва. М. : Наука, 1980. 326 с.

99. Зиновьев В. Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах : справ. М. ; Л. : Металлургия. 1989. 384 с.

100. Ибрагимова Л. Б., Смехов Г. Д., Шаталов О. П. Сравнительный анализ констант скоростей химических реакций, описывающих горение водородно-кислородных смесей [Электронный ресурс] // Физико-химическая кинетика в газовой динамике. 2009. Т. 8. URL: www.chemphys.edu.ru/pdf/2009-06-29-001.pdf. (дата обращения: 21.03.2018).

101. Измерение теплового потока на внутренних стенках канала ударной трубы / С. З. Сапожников, В. Ю. Митяков, А. В. Митяков и др. // Письма в ЖТФ. 2004. Т. 30, вып. 2. С. 76–80.

102. Импульсная резка горячего металла / В. С. Кривцов, А. Ю. Боташев, С. И. Планковский и др. Харьков : Нац. аэрокосм. ун-т «Харьков. авиац. ин-т», 2005. 476 с.

103. Инженерия поверхности деталей / под ред. А. Г. Сулова. М. : Машиностроение. 2008. 320 с.

104. Кавтарадзе Р. З. Локальный теплообмен в поршневых двигателях. М. : МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2007. 472 с.

105. Калантаров П. Л., Цейтлин Л. А. Расчет индуктивностей. Л. : Атомэнергоиздат, 1986. 481 с.

106. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел / пер. с англ. ; под ред.

А. А. Померанцева. М. : Наука, 1964. 488 с.

107. Коваленко Д. А. Основы термоупругости. Киев : Наукова думка, 1970. 307 с.

108. 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.

109. Колмогоров В. Л. Пластичность и разрушение М. : Metallurgiya, 1977. 336 с.

110. Колодко А. Я. Разрушение твердых тел при поверхностном нагреве : дис. ... канд. ф.-м. наук : 01.02.04 / Ин-т горного дела СО АН СССР. Новосибирск, 1984. 144 с.

111. Кондратьев В. Н., Никитин Е. Е. Химические процессы в газах. М. : Наука, 1981. 264 с.

112. Коновалов Г. М. Исследование влияния импульсного коронного разряда на процесс развития детонации в газовых смесях : дис. ... канд. физ.-мат. наук : 01.04.08 / Моск. физ.-техн. ин-т (гос. ун-т). М., 2007. 114 с.

113. Коритченко К. В. Ініціювання детонації з перерозподілом енергії імпульсного розряду // Проблемні питання розвитку озброєння та військової техніки : тези доп. наук.-техн. конф. (16–17 груд. 2010 р.) / Центр. наук.-досл. ін-т озброєння та військової техніки Збройних Сил України. Київ, 2010. С. 75–76.

114. Коритченко К. В., Замана В. М. Моделювання стиснення повітряного заряду у дизельних двигунах в умовах релаксації енергії коливального збудження // Військово-технічний збірник Академії сухопутних військ. 2011. № 1 (4). С. 130–134.

115. Коритченко К. В., Замана В. М. Полегшення пуску двигуна за рахунок релаксації енергії коливального збудження в повітряному заряді // Автомобільний транспорт. 2010. № 27. С. 52–55.

116. Коритченко К. В., Чертищев И. А. Влияние газодинамических процессов на развитие ионизационно-перегревной неустойчивости в головке лидера // Прикладна радіоелектроніка. 2007. Т. 6, № 4. С. 549–554.

117. Королев Ю. Д., Месяц Г. А. Физика импульсного пробоя газов. М. : Наука, 1991. 224 с.

118. Корытченко К. В. Расчет электрической цепи для решения задач воспламенения и инициирования детонации импульсной дугой / Прикладная радиоэлектроника. 2008. Т. 7, № 2. С. 165–170.

119. Корытченко К. В., Болух В. Ф., Галак А. В. Обоснование динамики ввода энергии в газоразрядный канал при моделировании инициирования детонации искровым разрядом // Электротехника и электромеханика. 2011. № 3. С. 70–73.

120. Кривцов В. С., Сорокин В. Ф., Комбаров В. В. Проблемы сплайновой интерполяции с гладко-ограниченными кинематическими параметрами движения в задачах числового программного управления высокоскоростным оборудованием // Авиационно-космическая техника и технология. 2012. № 9 (96). С. 11–19.

121. Кузнецов И. Б., Цегельник Е. В., Шипуль О. В. Математическое моделирование напряженного состояния деталей военной техники при детонационной очистке // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2016. Вып. 73. С. 44–51.

122. Кузнецов І. Б., Коритченко К. В., Шипуль О. В. Можливості управління величиною теплових потоків при термоімпульсній обробленні детонувальними газовими сумішами // Труды Університету : зб. наук. пр. / Нац. Ун-т оборони України. Київ, 2015. Вип. 4 (131). С. 179–183.

123. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов : справ. / Н. Н. Рыкалин, А. А. Углов, И. В. Зуев, А. Н. Кокора. М. : Машиностроение, 1985. 495 с.

124. Лапин Ю. В., Стрелец М. Х. Внутренние течения газовых смесей. М. : Наука, 1980. 366 с.

125. Лебедев В. Г., Клименко Н. Н. Некоторые соображения о механизме образования шлифовочных напряжений и трещин // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. 2011. Вип. 115. С. 218–225.

126. Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа : учеб. для вузов. М. : Дрофа,

2003. 840 с.

127. Лосев А. В. Повышение эффективности зачистки деталей пневматических и гидротопливных систем при использовании термоимпульсного метода : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Харьков. гос. политехн. ун-т. Харьков, 1994. 217 с.

128. Лосев А. В., Ладухина О. С. Влияние прогрева камеры сгорания импульсных машин на температуру горючей смеси // Обработка металлов давлением в машиностроении : респ. межвед. научн.-техн. сб. / Харьков. авиац. ин-т. Харьков, 1989. Вып. 25. С. 90–92.

129. Лохте-Хольтгревен В. Методы исследования плазмы спектроскопия, лазеры, зонды / пер. с англ. М. : Мир, 1971. 552 с.

130. Лухтура Ф. И. К вопросу об установившемся режиме истечения газа из осесимметричных отверстий и сопел // Вісник Приазовського державного технічного університету. Сер.: Технічні науки. 2015. Вип. 30, т. 1. С. 213–225.

131. Максимов Е. А., Кавтарадзе Р. З., Бенидзе Д. Ш. Методика экспериментального определения мгновенных значений температур поверхности камеры сгорания ДВС на рабочих режимах // Двигателестроение. 1989. № 10. С. 47–49.

132. Малашенко В. Л. Совершенствование технологии зачистной обработки деталей из термопластов на базе термоимпульсного метода : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.07 / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2014. 163 с.

133. Мамонтов М. А. Вопросы термодинамики тела переменной массы. М. : Оборонгиз, 1961. 56 с.

134. Манжалей В. И. Затухание ударных волн после детонации газа в камере // Гидродинамика взрыва. 1986. Вып. 78. С. 142–153.

135. Математическое моделирование газодинамической стадии развития искрового разряда в кислороде / К. В. Корытченко, Е. В. Поклонский, Д. В. Винников и др. // Вопросы атомной науки и техники. 2013. № 4. С.155–160.

136. Методика назначения 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.

137. Методика расчета тепловых потоков при термоимпульсной обработке детонирующими газовыми смесями / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, Е. С. Палазюк, С. А. Красовский // *Авиационно-космическая техника и технология*. 2014. № 6 (113). С. 17–23.

138. Мирошин К. Г., Косарина Е. И. Микроскопический неразрушающий контроль газовой пористости алюминиевых отливок с помощью микрофокусного рентгеновского аппарата // *Вестник Московского энергетического университета*. 2008. № 2. С. 58–62.

139. Митяков В. Ю. Возможности градиентных датчиков теплового потока на основе висмута в теплотехническом эксперименте : дис. ... д-ра. техн. наук : 01.04.14 / С.-Петерб. гос. политехн. ун-т. СПб., 2005. 239 с.

140. Моделирование процесса оплавления заусенцев при термоимпульсной обработке детонирующими смесями / С. И. Планковский, А. В. Гайдачук, О. В. Шипуль, Е. С. Палазюк // *Авиационно-космическая техника и технология*. 2013. № 3 (100). С.4–11.

141. Моделирование теплообмена при затухании ударных волн в замкнутой камере / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов и др. // *Авиационно-космическая техника и технология*. 2014. № 1 (108). С. 104–109.

142. Моделирование термоимпульсной обработки с учетом неоднородности топливной смеси / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, О. С. Борисова // *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии* : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2010. Вып. 46. С. 75–87.

143. Назначение режимов обработки для автоматизированных термоимпульсных установок в условиях информационно-интегрированного производства / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, В. Л. Малашенко, В. Г. Козлов // *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии* : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2012. Вып. 56. С.

67–77.

144. Направления совершенствования систем дозирования энергии термоимпульсного оборудования для финишной очистки / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, О. С. Борисова, В. Г. Козлов // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2010. Вып. 45. С. 99–108.

145. Нетлетон М. Детонация в газах / пер. с англ. М. : Мир, 1989. 280 с.

146. Николаенко В. А., Карпухин В. А. Измерение температуры с помощью облученных материалов. М. : Энергоатомиздат, 1986. 120 с.

147. Основы теплопередачи в авиационной и ракетно-космической технике / В. С. Авдудевский, Б. М. Галицейский, Г. А. Глебов и др. М. : Машиностроение, 1992. 528 с.

148. ОСТ 1 90021-92. Отливки фасонные из алюминиевых сплавов. Общие технические требования. М., 1992. 17 с.

149. ОСТ 1 90029-71. Методы определения структуры отливок из алюминиевых литейных сплавов. М., 1971. 25 с.

150. Павленко Д. В. Технологические методы уплотнения спеченных титановых заготовок // Вестник двигателестроения. 2015. № 1. С. 87–93.

151. Панин В. Е., Панин А. В. Эффект поверхностного слоя в деформируемом твердом теле // Физическая мезомеханика. 2005. Т.8, № 5. С. 7–15.

152. Перспективы создания прецизионной системы управления временем термоимпульсной обработки / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, Р. А. Ходак и др. // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2017. Вып. 1 (89). С. 21–29.

153. Петрушин Н. В., Светлов И. Л., Оспенникова О. Г. Литейные жаропрочные никелевые сплавы // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2012. № 5. С. 15–19.

154. Планковский С. И., Шипуль О. В., Заклинский С. А. Перспективы применения современных методов генерации газовых смесей для прецизионной термоим-

пульсной обработки // *Авиационно-космическая техника и технология*. 2017. № 3 (138). С. 85–93.

155. Планковский С. И., Шипуль О. В., Цегельник Е. В. Алгоритм назначения режимов термоимпульсной обработки с учетом прочностных ограничений // *Авиационно-космическая техника и технология*. 2018. № 4 (148). С. 63–71.

156. Планковский С. И., Шипуль О. В. Математическая модель отделки кромок при термоимпульсной обработке // *Авиационно-космическая техника и технология*. 2015. № 9 (126). С. 51–55.

157. Полянин А. Д. Справочник по линейным уравнениям математической физики. М.: Физматлит, 2001. 576 с.

158. Программно-аппаратный комплекс для исследования алгоритмов и процессов в станках с ЧПУ / В. С. Кривцов, Е. В. Комбарова, Р. В. Варнас, Е. А. Аксенов // *Авиационно-космическая техника и технология*. 2011. № 4 (81). С. 5–11.

159. Райзер Ю. П. Физика газового разряда. М. : Наука, 1987. 592 с.

160. Ракитин А. Е. Инициирование детонации в газах высоковольтным наносекундным разрядом : дис. ... канд. физ.-мат. наук : 01.04.08 / Моск. физ.-техн. ин-т (гос. ун-т). Долгопрудный, 2009. 147 с.

161. Расчет тепловых потоков при термоимпульсной обработке с форкамерно-факельным поджогом / О. В. Шипуль, Е. В. Цегельник, В. Л. Малашенко, С. А. Красовский // *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии* : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2013, Вып. 62. С. 89–97.

162. Рыжков А. В. Анализ и выбор рациональных конструкций цилиндрического линейного двигателя с магнитоэлектрическим возбуждением : дис. ... канд. техн. наук : 05.09.01 / Воронеж. гос. техн. ун-т. Воронеж, 2008. 154 с.

163. Рябоконт М. П. О коэффициенте сжатия струи при истечении газа через отверстие с острой входной кромкой // *Ученые записки ЦАГИ*. 1977. Т. VIII, № 1. С. 43–51.

164. Сапожников С. З., Митяков В. Ю., Митяков А. В. Измерение нестациона-

нарных тепловых потоков градиентными датчиками на основе анизотропных монокристаллов висмута // Журнал технической физики. 2004. Т. 74, вып. 7. С. 114–120.

165. Семиохин И. А. Элементарные процессы в низкотемпературной плазме. М. : Изд-во Моск. ун-та, 1988. 142 с.

166. Семиохин И. А., Страхов Б. В., Осипов А. И. Кинетика химических реакций. М. : Изд-во МГУ, 1995. 351 с.

167. Сергель О. С. Прикладная газодинамика. М. : Машиностроение, 1981. 374 с.

168. Сломинская Е. Н. Термоимпульсная отделка поверхностей деталей летательных аппаратов : дис. ... канд. техн. наук : 05.07.04 / Харьков. авиац. ин-т. Харьков, 1996. 165 с.

169. Смесеобразование в камерах термоимпульсных машин при обработке деталей агрегатов двигателей / С. И. Планковский, О. В. Шипуль, О. В. Трифонов, В. Г. Козлов // Авиационно-космическая техника и технология. 2010. № 9 (76). С. 7–11.

170. Смирнов-Аляев Г. А. Механические основы пластической обработки металлов. Л. : Машиностроение, 1968. 271 с.

171. Современное состояние и перспективы развития технологий финишной отделки прецизионных деталей летательных аппаратов / С. И. Планковский, А. В. Лосев, О. В. Шипуль, О. С. Борисова // Авиационно-космическая техника и технология. 2010. № 2 (69). С. 39–47.

172. Современные методы финишной очистки интенсивными потоками энергии : моногр. / О. В. Шипуль, Е. В. Цегельник, А. О. Гарин и др. Харьков : Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т», 2013. 189 с.

173. Спосіб дозування компонентів суміші в імпульсному тепловому двигуні : пат. 94196 Україна : МПК F02D 19/00, F02M 21/00, F23N 01/00. № a201007632 ; заявл. 18.06.2010 ; опубл. 11.04.2011, Бюл. № 7. 2 с.

174. Старик А. М., Титова Н. С. О механизмах низкотемпературного инициирования горения смесей $H_2 + O_2$ (воздух) при возбуждении колебательных степеней свободы исходных реагентов // Химическая физика. 2000. Т. 19, № 9. С. 61–70.

175. Стельмах В. А. Исследование и внедрение машин и процессов импульсной резки металла и брикетирования стружки с использованием энергии горючих газов : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Харьков. авиац. ин-т. Харьков, 1970. 215с.

176. Стратегия модернизации основных производственных фондов предприятий авиационной промышленности / А. К. Мялица, Ю. А. Раисов, В. Ф. Сорокин, В. В. Комбаров // Технологические системы. 2003. № 1. С. 32–41.

177. Стриженко В. Е. Исследование и внедрение газовых машин импульсной резки с внутренним смесеобразованием : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Харьков. авиац. ин-т. Харьков, 1972. 239 с.

178. Супельняк М. И. Исследование циклических процессов теплопроводности и термоупругости в термическом слое твердого тела сложной формы : дис. ... канд. техн. наук : 01.04.14 / Нац. исслед. ун-т МЭИ. Калуга, 2015. 249 с.

179. Сысоев Ю. А. Принципы создания смесей газов для технологических плазменных устройств : моногр. Харьков : Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т», 2017. 188 с.

180. Сысоев Ю. А. Создание многокомпонентных газовых смесей для ионно-плазменных технологий // Вопросы атомной науки и техники. 2014. №2 (90). С. 137–142.

181. Сысоев Ю. А., Руденко В. П., Долманов А. В. Создание смесей газов для ионно-плазменных технологий // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. 2014. № 2/5 (68). С. 15–19.

182. Техническая термодинамика : учеб. для вузов / под ред. В. И. Крутова. М. : Высш. школа, 1981. 439 с.

183. 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.

184. Трифонов О. В. Метод назначения режимов термоимпульсной обработки детонирующими газовыми смесями в интегрированных CAD/CAE-системах : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.07 / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2013. 149 с.

185. Физико-математическое моделирование подавления детонации облаками мелких частиц / А. В. Федоров, П. А. Фомин, В. М. Фомин и др. Новосибирск : НГАСУ (Сибстрин), 2011. 156 с.

186. Фойту О. В. Вдосконалення технології виготовлення поздовжнього силового набору літака з застосуванням високошвидкісної оброблення на обладнанні з ЧПК : дис. ... канд. техн. наук : 05.07.02 / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2017. 194 с.

187. Харламов Ю. А. Управляемое инициирование газовой детонации // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. 2017. № 7 (237). С. 101–113.

188. Черный Г. Г. Газовая динамика. М. : Наука, 1988. 424 с.

189. Шипуль О. В. Технология многопереходной закрытой штамповки авиационных деталей из алюминиевых сплавов с оценкой ресурса пластичности : дис. ... канд. техн. наук : 05.07.02 / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2007. 165 с.

190. Шипуль О.В., Кузнецов И. Б., Палазюк Е. С. Методика назначения режимов термоимпульсной отделки с учетом требований к качеству кромки // Авиационно-космическая техника и технология. 2015. № 5 (122). С. 21–26.

191. Щелкин К. И. Возникновение детонации в шероховатых трубах // Журнал технической физики. 1947. Т. 17, № 5. С. 17–22.

192. Эльдаров Ш. Ш., Омаров О. А. Особенности распространения ударной и тепловой волн при импульсном разряде во внешнем магнитном поле // Теплофизика высоких температур. 1993. Т. 4. С. 526–530.

193. Энергия разрыва химических связей. Потенциалы ионизации и сродство к электрону / Л. В. Гурвич, Г. В. Карачевцев, В. Н. Кондратьев и др. М. : Наука, 1974. 351 с.

Наукове видання

**Планковський Сергій Ігорович, Шипуль Ольга Володимирівна,
Цегельник Євген Володимирович, Трифонов Олег Валерійович,
Коритченко Костянтин Володимирович, Баранов Олег Олегович,
Сисоєв Юрій Олександрович, Гарін Вадим Олегович,
Аксьонов Євген Олександрович, Комбаров Володимир Вікторович,
Заклінський Сергій Олександрович**

**РОЗРОБЛЕННЯ АВТОМАТИЗОВАНОГО КОМПЛЕКСУ
ДЛЯ ПРЕЦИЗІЙНОГО ТЕРМОІМПУЛЬСНОГО ОБРОБЛЕННЯ
ДЕТОНУВАЛЬНИМИ ГАЗОВИМИ СУМІЩАМИ: НАУКОВІ МАТЕРІАЛИ**

Відповідальна за випуск О. В. Шипуль

Підписано до друку 31.07.2020

Формат 60×84 1/16. Папір офс. № 2. Офс. друк

Ум. друк. арк. 17,7. Обл.-вид. арк. 19,88. Наклад 50 пр.

Замовлення 47. Ціна вільна

Видавець і виготовлювач

Національний аерокосмічний університет ім. М. Є. Жуковського

«Харківський авіаційний інститут»

61070, Харків-70, вул. Чкалова, 17

<http://www/khai.edu>

Видавничий центр «ХАІ»

61070, Харків-70, вул. Чкалова, 17

izdat@khai.edu

Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи
до Державного реєстру видавців, виготовлювачів і розповсюджувачів
видавничої продукції сер. ДК № 391 від 30.03.2001