

НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ УКРАЇНИ
«КИЇВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ ІМЕНІ ІГОРЯ СІКОРСЬКОГО»
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ УКРАЇНИ
«КИЇВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ ІМЕНІ ІГОРЯ СІКОРСЬКОГО»
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

Онищук Юрій Анатолійович

УДК 621.039.586

ДИСЕРТАЦІЯ
ВДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДИКИ РОЗРАХУНКІВ РЕАКТОРНОЇ
УСТАНОВКИ ВВЕР-1000 ШЛЯХОМ СПРЯЖЕННЯ РОЗРАХУНКОВИХ
ЗАСОБІВ

143 – Атомна енергетика

Подається на здобуття наукового ступеня доктора філософії

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

_____/Онищук Ю.А./

Науковий керівник Клевцов Сергій Валерійович, к.т.н., доц. каф. АЕ

Київ – 2024

АНОТАЦІЯ

Онищук Ю.А. Вдосконалення методики розрахунків реакторної установки ВВЕР-1000 шляхом спряження розрахункових засобів. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора філософії за спеціальністю 143 «Атомна енергетика». – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» МОН України, Київ, 2024.

Дисертаційна робота присвячена вдосконаленню методики та отриманню спряжених розрахункових моделей для деталізованого моделювання теплогідрравлічних процесів в окремому обладнанні РУ ВВЕР чи його локальних частинах з врахуванням зовнішнього впливу з боку РУ.

У вступі обґрунтовано актуальність та подано загальну характеристику роботи, сформульована її мета, основні задачі, об'єкт та предмет досліджень, наведена наукова новизна та практична цінність отриманих результатів, представлено інформацію про особистий внесок здобувача та апробацію роботи, її структуру та обсяг.

У першому розділі виконано критичний огляд сучасного стану дослідження та спряженого моделювання теплогідрравлічних процесів в РУ ВВЕР. Він включає огляд розрахункових методів для проведення розрахунків теплогідрравлічних моделей всієї РУ ВВЕР. Описані традиційні підходи до моделювання за допомогою системних теплогідрравлічних кодів, наведено короткий огляд кодів, зокрема RELAP5, ATHLET, TRACE, CATHARE. Проведено огляд та аналіз наукової літератури щодо методів обчислювальної гідродинаміки та основних етапів отримання чисельного рішення з їх допомогою, а також застосування кодів обчислювальної гідродинаміки з метою аналізу безпеки АЕС.

Проаналізовано сучасний стан досліджень, спрямованих на розвиток методів спряження розрахункових засобів моделювання. Приведено класифікацію підходів щодо теплогідрравлічного спряження за трьома основними стратегіями: архітектура

спряження, просторова декомпозиція розрахункової області, числова схема спряження. Кожна зі стратегій в свою чергу класифікується на кілька підкатегорій для охоплення всіх можливих підходів до спряження. Виконано огляд стану розробки та застосування спряжених СТГ/CFD розрахункових засобів на теплогідравлічних моделях різноманітної конфігурації та складності.

Виконаний огляд підкреслює важливість подальших досліджень і вдосконалення методів моделювання теплогідравлічних процесів з метою підвищення рівня безпеки в атомній енергетиці. На основі виконаного літературного огляду сформульовано мету та завдання дослідження.

Другий розділ присвячений підходу щодо вдосконалення моделювання стаціонарних та перехідних режимів в теплогідравлічному обладнанні шляхом спряження системного теплогідравлічного коду RELAP5/MOD 3.2 та CFD-коду ANSYS CFX.

Проведено аналіз обраних кодів щодо можливості створення інтерфейсів для обміну даними, обираються найбільш оптимальні варіанти. Реалізація спряження відбувається за допомогою розробленого з модулю спряження RELAP5/CFX, що керує спряженим розрахунком та здійснює обробку даних. Представлено опис розробленого модулю спряження між кодами, висвітлено його структуру, основні функції, приведено схему виконання спряженого розрахунку та обміну даними між RELAP5 та ANSYS CFX.

Для відпрацювання технології спряження виконано тестування модулю на послідовно з'єднаних RELAP5- та CFD-моделях горизонтальних труб, а також на замкненому контурі. Тестування проводилося для трьох основних типів інтерфейсу: «вхідний потік», «вихідний потік», поєднання «вхідний/вихідний потік» на замкненому контурі. Результати розрахунків перехідних режимів для всіх трьох тестових завдань підтверджують правильність реалізації технології спряження.

Третій розділ присвячений розробці спряженого підходу до оцінки можливості виникнення гідравлічного удару у проточній частині ГЦН-195М при перехідному процесі пов'язаному з заклинюванням валу.

Заклинювання ГЦН насамперед небезпечне з точки зору погіршення тепловідведення. Однак, ще одним небезпечним наслідком є можливість виникнення гідравлічного удару в петлі з аварійним насосом. Гіпотетично за умови часткового перекриття прохідного перерізу проточної частини міжлопаткового простору або відвідного патрубка, при заклинюванні валу ГЦН може відбутися неповний гідравлічний удар. Моделі, що використовуються в СТГ-кодах не можуть коректно відтворити поведінку ГЦН при миттєвій зміні крутного моменту та ударній зміні тиску.

Для оцінки амплітуди підвищення тиску теплоносія, а також розподілу поля тиску за допомогою CFD-аналізу розроблено та представлено модель проточної частини ГЦН-195М для коду ANSYS CFX. Розроблена модель складається з простору рідини робочого колеса та равлика, а також вхідного та вихідного трубопроводу. Забезпечення коректних ГУ для моделювання заклинювання валу ГЦН зі застосуванням CFD-моделі виконано в спряженні з СТГ-моделлю повноцінної РУ. Для реалізації спряження, представлено модифікаційну модель, що застосовується, як надбудова над основною моделлю РУ, що базується на RELAP5/MOD 3.2 моделі енергоблока №1 ВВЕР-1000/В-320 ЗАЕС.

Описано підхід до виконання спряженого розрахунку та проведено валідацію спряженого стаціонарного стану РУ. Виконано моделювання перехідного процесу із заклинювання валу ГЦН-195М з застосуванням спряженого підходу та зроблено висновки щодо можливості виникнення гідравлічного удару в проточній частині насосу.

Четвертий розділ присвячений моделюванню процесів теплообміну між елементами верхнього блоку та корпусу реактору з охолоджуючим середовищем системам вентиляції TL03, TL05 із застосуванням спряженого підходу. Запропоновано підхід до вирішення даного завдання з застосування спряження між системним теплогідравлічним кодом, методами обчислювальної гідродинаміки та аналітичними методами.

Описано розроблену спряжену розрахункову процедуру, яка реалізує метод скінченних елементів, складний теплообмін та систему балансових рівнянь. Розрахункова модель має двоплощинну 8-градусну симетрію, містить спрощену шпильку головного ущільнення. Процедура дає можливість змодельовати поширення тепла в металі верхнього блоку та корпусі реактору шляхом чисельного рішення рівняння теплопровідності, а явища вимушеної і природної конвекції та випромінювання – за допомогою емпіричних співвідношень та теорії.

Виконується валідація розробленої спряженої розрахункової процедури на основі експлуатаційних даних енергоблоку АЕС. На основі експериментальних даних проводиться комплексний аналіз можливості коректного моделювання складного теплообміну розрахунковим кодом ANSYS CFX, визначаються та обґрунтовуються комбінації замикаючих моделей випромінювання і турбулентності.

На основі розробленої спряженої процедури виконано показові розрахунки для оцінки граничних умов на зовнішній поверхні верхнього блоку і корпусу реактору в стаціонарних та перехідних режимах та зроблено висновки щодо отриманих результатів.

Наукова новизна отриманих результатів. В роботі приведено результати, що отримано вперше, а саме:

- запропоновано класифікацію наявних підходів та розвинуто теорію щодо спряженого розрахункового моделювання теплогідравлічних процесів шляхом застосування СТГ-та CFD-кодів;

- запропоновано спряжений підхід до оцінки можливості виникнення гідравлічного удару у проточній частині ГЦН-195М при перехідному процесі пов'язаному з заклинюванням валу. На основі методів обчислювальної гідродинаміки та одновимірної теплогідравліки створені спряжені розрахункові моделі, що дозволяють з задовільними часовими та обчислювальними затратами врахувати зовнішній вплив з боку РУ на протікання перехідного процесу;

- встановлено відсутність гідравлічного удару у проточній частині ГЦН-195М при перехідному аварійному процесі пов'язаному з заклинюванням валу.

Підтверджено, що основний вплив на внутрішню поверхню равлика ГЦН здійснює фронт обертової хвилі тиску, яка викликана перебудовою потоку теплоносія в проточній частині ГЦН та переходом кінетичної енергії потоку в потенційну енергію рідини;

- запропоновано спряжений підхід між системним теплогідравлічним кодом, методами обчислювальної гідродинаміки і аналітичними методами для вирішення геометрично та теплофізично складних нестационарних задач з оцінки граничних умов на зовнішній поверхні корпусу реактору та верхнього блоку;

- на основі експериментальних даних та проведення комплексного аналізу встановлено можливість коректного моделювання складного теплообміну розрахунковим кодом ANSYS CFX; визначено та обґрунтовано комбінації замикаючих моделей випромінювання і турбулентності;

- на основі розробленої спряженої процедури виконано оцінку граничних умов на зовнішній поверхні верхнього блоку та корпусу реактору в стаціонарних та перехідних режимах, що надає кількісні та якісні характеристики для подальшого аналізу крихкої міцності в рамках завдань з оцінки продовження терміну експлуатації даних елементів.

Практична цінність отриманих результатів полягає у можливості їх застосування для проведення розрахункових аналізів при розробці та науково-технічній підтримці стратегій з аваріями на АЕС, а також для обґрунтування безпеки АЕС як при продовженні терміну їх експлуатації, так і при проектуванні нових РУ. Запропоновані підходи та алгоритми також можуть бути застосовані для розробки нових програмних засобів або враховані для оптимізації та покращення розрахункових можливостей наявних.

Ключові слова: аварія, АЕС, аналітичне рішення, валідація, ВВЕР, гідродинаміка, коефіцієнт тепловіддачі, модель, природня та вимушена конвекція, реактор, система відведення тепла, спряження, теплова потужність, теплообмін випромінюванням, CFD-моделювання.

ABSTRACT

Onyshchuk Y.A. Improvement of the calculation method of the VVER-1000 reactor installation by coupling calculation tools. – Qualification scientific study on the rights of manuscript.

Doctor of Philosophy of 143 «Nuclear power engineering» specialty. – National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”, Education and science ministry of Ukraine, Kyiv, 2024.

The theses are devoted to improving the methodology and obtaining coupled calculation models for detailed modeling of thermohydraulic processes in separate equipment of the VVER reactor installation or its local parts, taking into account external influence from the reactor installation.

Foreword justifies actualities of improving the methodology and developing coupled models. The general characteristics of the work are given. Its purpose, main objectives, object and subject of research also are formulated. The study scientific originality and practical value of the results obtained are shown. The thesis structure and scope of the work, information on the personal contribution of the applicant and the work approbation are represented.

In the first chapter, a critical review of the current state of research and coupled modeling of thermohydraulic processes at the VVER reactor installation is performed. It includes an overview of calculation methods for thermal-hydraulic models of the VVER reactor installation. Traditional approaches to modeling using system thermohydraulic codes are described, and a brief overview of codes including RELAP5, ATHLET, TRACE, CATHARE is given. A review and analysis of the scientific literature on the methods of computational hydrodynamics and the main stages of obtaining a numerical solution with their help, as well as the application of computational hydrodynamics codes for the purpose of analyzing the safety of nuclear power plants, was conducted.

The current state of research aimed at the development of methods of coupling of computational modeling tools is analyzed. The classification of approaches to

thermohydraulic coupling according to three main strategies is presented: coupling architecture, spatial decomposition of the computational domain, numerical scheme of coupling. Each of the strategies in turn is classified into several subcategories to cover all possible approaches to coupling. A review of the development and application of coupled STH/CFD calculation tools on thermo-hydraulic models of various configurations and complexity was performed.

The performed review emphasizes the importance of further research and improvement of methods of modeling thermohydraulic processes in order to increase the level of safety in nuclear power. Based on the literature overview, the purpose and objectives of the research were formulated.

The second chapter contains description of the approach aimed to improving the modeling of steady state and transient modes in the reactor system equipment by the coupling of the system thermohydraulic code RELAP5/MOD 3.2 and the CFD code ANSYS CFX. The developed coupling module between RELAP5 and ANSYS CFX is described, including its structure, main functions, the scheme of performing coupled calculations, and data exchange between RELAP5 and ANSYS CFX.

An analysis of the selected codes is carried out regarding the possibility of creating interfaces for data exchange, the most optimal options are selected. Coupling is implemented using the RELAP5/CFX coupling module, which manages the calculation and performs data processing.

To check the coupling technology, the module was tested on serially connected RELAP5 and CFD models of horizontal pipes, as well as on a closed circuit. Testing was performed for three main interface types: “inlet flow”, “outlet flow”, “inflow/outflow” combination on a closed loop. The results of calculations of transient modes for all three test tasks confirm the correct implementation of the coupling technology.

The third chapter is devoted to the development of a coupled approach for the assessment of the possibility of hydraulic shock in the flow part of the MCP-195M during the transient with shaft seizure.

Shaft seizure of the MCP is primarily dangerous from the point of view of deterioration of heat removal. However, another dangerous consequence is the possibility of hydraulic shock in the loop with the emergency pump. Hypothetically, under the condition of partial overlap of the passage section of the flow part of the interblade space or the outlet pipe, an incomplete hydraulic shock may occur when the MCP shaft is seized. The models used in the STH codes cannot correctly reproduce the behavior of the MCP with an instantaneous change in torque and shock pressure change.

To estimate the amplitude of the coolant pressure increase, as well as the distribution of the pressure field using CFD analysis, a model of the flow part of the MCP-195M for the ANSYS CFX code was developed and presented. It consists of the flow space of the impeller and the auger, as well as the inlet and outlet pipelines. To implement the coupling, a modified model is presented, which is used as a superstructure on the main model of the reactor installation, based on the RELAP5/MOD 3.2 model of unit №1 VVER-1000/V-320 Zaporizhzhia NPP.

The approach to performing the coupled calculation is described and the coupled steady state of the reactor installation is validated. Modeling of the MCP-195M shaft seizing transient using a coupled approach is carried out, and conclusions are drawn regarding the possibility of hydraulic shock in the flow part of the pump.

The fourth chapter is devoted to the modeling of heat exchange processes between the elements of the upper unit and the reactor body with the cooling medium of the ventilation systems TL03, TL05 using a coupled approach. An approach to the solution of this task is proposed using a combination of the system thermohydraulic code, methods of computational hydrodynamics, and analytical methods.

The developed coupled calculation procedure is described, which implements the finite element method, complex heat exchange and a system of balance equations. The calculated model has a two-plane 8-degree symmetry, contains a simplified model of the reactor the main seal pin. The procedure makes it possible to simulate the heat propagation in the wall of the reactor upper unit of protective tubes and pressure vessel by numerically solving the heat conduction equation, and the phenomena of forced and natural convection

and radiation – using empirical relations and theory. Validation of the developed coupled calculation procedure is performed based on operational data of the nuclear power plant. On the basis of experimental data, a comprehensive analysis of the possibility of correct modeling of complex heat exchange using the ANSYS CFX calculation code is carried out, combinations of closing models of radiation and turbulence are determined and substantiated.

On the basis of the developed coupled procedure, demonstrative calculations were performed to estimate the boundary conditions on the outer surface of the upper unit and the reactor pressure vessel in stationary and transient modes, and conclusions were drawn regarding the obtained results.

Scientific novelty of the obtained results. The thesis study represents the first obtained results, namely:

- a classification of existing approaches was proposed and a theory was developed regarding the coupled computational modeling of thermohydraulic processes by using STH and CFD codes;

- a coupled approach is proposed to assess the possibility of a hydraulic shock in the flow part of the MCP-195M during a transient process associated with shaft seizing. On the basis of the methods of computational hydrodynamics and one-dimensional thermohydraulics, coupled calculation models have been created that allow taking into account the systemic influence on the flow of the transition process;

- it was established that there was no hydraulic shock in the flow part of the MCP-195M during the transient emergency process associated with the shaft seizing. It has been confirmed that the main influence on the inner surface of the spiral of the MCP is exerted by the front of a rotating pressure wave, which is caused by the reorganization of the coolant flow in the flow part of the MCP and the transition of the kinetic energy of the flow into the potential energy of the liquid;

- proposed a coupled approach between the system thermohydraulic code, methods of computational hydrodynamics and analytical methods for solving geometrically and

thermophysically complex non-stationary problems of estimating the boundary conditions on the outer surface of the reactor pressure vessel and upper block;

- on the basis of experimental data and comprehensive analysis, the possibility of correct modeling of complex heat exchange using the ANSYS CFX calculation code was established; combinations of closing models of radiation and turbulence are defined and substantiated;

- on the basis of the developed coupled procedure, an assessment of the boundary conditions on the outer surface of the upper block and the reactor pressure vessel in steady-state and transient modes was performed, which provides quantitative and qualitative characteristics for further analysis of brittle strength within the framework of tasks to assess the service life of these elements.

The practical value of the obtained results lies in the possibility of their application for conducting calculation analyzes in the development and scientific and technical support of strategies with accidents at nuclear power plants, as well as in substantiating the safety of nuclear power plants during the extension of their operational life and in the design of new ones. The proposed approaches and algorithms can also be applied to the development of new software tools or taken into account to optimize and improve the computational capabilities of existing ones.

Keywords: accident, NPP, analytical solution, validation, VVER, hydrodynamics, heat transfer coefficient, model, natural and forced convection, reactor, heat removal system, coupling, thermal power, radiation heat exchange, CFD-modeling.

Публікації, в яких опубліковані основні наукові та практичні результати дисертації:

1) Онищук Ю.А. Проблематика моделювання внутрішньокорпусної фази важкої аварії / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія». №3. 2021. С. 111–121.

URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2021.251279>

2) Онищук Ю.А. Модуль спряження RELAP5-CFX: тестування на простих теплогідравлічних моделях / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія». №3. 2022. С. 98–106.

URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2022.272087>

3) Онищук Ю.А. Моделювання перехідного процесу на РУ ВВЕР-1000 зі застосуванням спряженого підходу / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія». №2. 2024. С. 81–87.

URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2024.303099>

Публікації які засвідчують апробацію матеріалів дисертації:

4) Онищук Ю.А. Моделювання процесу деградації корпусу реактору при важкій аварії на АЕС / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Сучасні проблеми наукового забезпечення енергетики. У 2-х т. : Матеріали XIX Міжнар. наук.-практ. конф. молод. вчених і студ., м. Київ, 20–23 квіт. 2021 р. – Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, Вид-во «Політехніка», 2021. – Т. 1. – 334 с.

URL: <https://aesitf.kpi.ua/wp-content/uploads/2021/11/2021-tom1-tezy.pdf>

5) Онищук Ю.А. Розробка модулю спряження RELAP5/MOD 3.2-CFX для застосування на РУ ВВЕР-1000 / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Сучасні проблеми наукового забезпечення енергетики. У 2-х т. : Матеріали XX Міжнар. наук.-практ. конф. молод. вчених і студ. (присвячена 125-річчю КПІ ім. Ігоря Сікорського та 90-річчю НН ІАТЕ (ТЕФ)), м. Київ, 25–28 квіт. 2023 р. – Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, Вид-во «Політехніка», 2023. – Т. 1. – 256 с.

URL: https://iate.kpi.ua/uploads/p_21_89484232.pdf

ЗМІСТ

АНОТАЦІЯ	2
ПЕРЕЛІК ОСНОВНИХ УМОВНИХ ПОЗНАК ТА СКОРОЧЕНЬ	16
ВСТУП.....	21
РОЗДІЛ 1. СУЧАСНИЙ СТАН ДОСЛІДЖЕНЬ ЩОДО СПРЯЖЕНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛОГІДРАВЛІЧНИХ ПРОЦЕСІВ	27
1.1 Системні теплогідравлічні коди	28
1.2 Коди обчислювальної гідродинаміки	31
1.3 Огляд та класифікація підходів до спряження.....	32
1.3.1 Архітектурні підходи до спряження.....	33
1.3.2 Просторова декомпозиція розрахункової області.....	35
1.3.3 Числові схеми спряження.....	36
1.4 Поточний досвід розробки та застосування спряжених СТГ/CFD розрахункових засобів	40
1.5 Висновки до розділу	44
РОЗДІЛ 2. РОЗРОБКА ПІДХОДУ ДО СПРЯЖЕНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ CFD- ТА СИСТЕМНОГО ТЕПЛОГІДРАВЛІЧНОГО КОДУ .	46
2.1 Розгляд СТГ-коду RELAP5/MOD 3.2 в аспекті спряження	46
2.1.1 Формат файлу вхідних даних	48
2.1.2 Файл «restart-plot»	49
2.1.3 Вихідний «output» файл	49
2.1.4 Вихідний «strip» файл.....	50
2.1.5 Можливості щодо створення інтерфейс спряження	50
2.2 Розгляд коду CFD-коду ANSYS CFX в аспекті спряження	51
2.2.1 CFX Command Language	52
2.2.2 Монітори та «cfx5mondata».....	52
2.2.3 Можливості щодо створення інтерфейс спряження	53
2.3 Розробка модулю спряження RELAP5/CFX	54

2.4 Тестування спряження на простих теплогідравлічних моделях	58
2.4.1 Тестування інтерфейсу «вхідного потоку»	60
2.4.2 Тестування інтерфейсу «вихідного потоку»	63
2.4.3 Тестування інтерфейсу «вхідного/вихідного потоку» на замкненому контурі	66
2.5 Висновки до розділу	69
РОЗДІЛ 3. ОЦІНКА ПОЧАТКОВОЇ ДИНАМІКИ ЗАКЛИНЮВАННЯ ВАЛУ ГЦН-195М ІЗ ЗАСТОСУВАННЯ СПРЯЖЕНОГО ПІДХОДУ	71
3.1 Розрахункова CFD-модель ГЦН-195М для коду ANSYS CFX.....	72
3.1.1 Розробка розрахункової моделі	72
3.1.2 Дискретизація розрахункової геометрії	74
3.1.3 Валідація стаціонарного стану розрахункової моделі	80
3.2 Модель РУ ВВЕР-1000 для коду RELAP5/MOD 3.2	83
3.2.1 Модифікація моделі РУ ВВЕР-1000 для коду RELAP5/MOD 3.2	83
3.2.2 Валідація стаціонарного стану розрахункової моделі	84
3.3 Розрахунок перехідного процесу	86
3.4 Висновки до розділу	90
РОЗДІЛ 4. ОЦІНКА ТЕПЛОВИХ ГРАНИЧНИХ УМОВ НА ЗОВНІШНІЙ ПОВЕРХНІ РЕАКТОРУ ВВЕР-1000 ІЗ ЗАСТОСУВАННЯ СПРЯЖЕНОГО ПІДХОДУ	91
4.1 Особливості теплообміну на зовнішніх поверхнях реактору	93
4.2 Опис розрахункової моделі.....	96
4.3 Опис спряженої розрахункової процедури	103
4.4 Дискретизація та особливості проведення розрахунків	111
4.5 Валідація спряженої розрахункової процедури	115
4.6 Розрахунок стаціонарного режиму	119
4.7 Розрахунок перехідного режиму	123
4.8 Висновки до розділу	129
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	132

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	135
ДОДАТОК А. ПРИКЛАД ВХІДНИХ ДАНИХ ДЛЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ КОМПОНЕНТІВ І ТЕПЛОВИХ СТРУКТУР RELAP5-МОДЕЛІ	147
ДОДАТОК Б. ОПИС ДЕЯКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТА ЗНАЧЕНЬ, ЩО ЗАСТОСОВУЮТЬСЯ В СПРЯЖЕНОМУ АЛГОРИТМІ «МСЕ/АНАЛІТИКА».....	149
ДОДАТОК В. ВИБІР ЗАМИКАЮЧИХ КОМБІНАЦІЙ МОДЕЛЕЙ ВИПРОМІНЮВАННЯ І ТУРБУЛЕНТНОСТІ ПРИ РОЗРОБЦІ CFD-МОДЕЛІ ВЕРХНЬОГО БЛОКУ	155
ДОДАТОК Г. ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ РОЗРОБЛЕНИХ ПІДХОДІВ ТА РЕЗУЛЬТАТІВ ДОСЛІДЖЕНЬ.....	195
ДОДАТОК Д. СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ.....	197

ПЕРЕЛІК ОСНОВНИХ УМОВНИХ ПОЗНАК ТА СКОРОЧЕНЬ

Познаки:

c – теплоємність, Дж/(кг·К);

D, d – діаметр, м;

E – модуль Юнга, МПа;

g – прискорення вільного падіння, м/с²;

G – масова витрата, кг/с;

H – напір насосу, м;

M – крутний момент, Н·м;

P, p – тиск, Па;

Q – тепловий потік, Вт;

q – густина теплового потоку, Вт/м²;

T, t – температура, К (°С);

W, w – швидкість потоку, м/с;

x, y – вісна та радіальна координати, м;

z, Z – аксіальна координата, м;

y^+ – безрозмірна відстань від стінки;

α – коефіцієнт тепловіддачі, Вт/(м²·К);

Δ – різниця;

δ – товщина, м;

ξ – коефіцієнт опору (тертя, прискорення);

ζ – коефіцієнт гідравлічного опору;

η – коефіцієнт корисної дії;

λ – коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м·К);

μ – коефіцієнт динамічної в'язкості, Па·с;

ν – коефіцієнт кінематичної в'язкості, м²/с;

ρ – густина, кг/м³;

τ – час, с;

Gr – число Грасгофа;

Pr – число Прандтля;

Nu – число Нуссельта;

Ra – число Релея;

Re – число Рейнольдса;

Індекси:

вих, out – вихід;

вх, in – вхід;

рід, f – рідина;

ст, w – стінка;

ave – середній;

last – на минулому часовому кроці;

max – максимальний;

min – мінімальний;

p, exp – розрахункове та експериментальне значення;

ref – опорне значення;

Скорочення:

АЕС – атомна електростанція;

АкЗ – активна зона;

АЗ – аварійний захист;

БЗТ – блок захисних труб;

ВБ – верхній блок;

ВВЕР – водо-водяний енергетичний реактор;

ГЕ – гідродинамічний елемент;

ГО – герметичний об'єм;
ГУ – гранична умова;
ГЦН – головний циркуляційний насос;
ГЦТ – головний циркуляційний трубопровід;
ДГУ – деталь головного ущільнення;
ЗАЕС – Запорізька АЕС;
КГО – коефіцієнт гідравлічного опору;
КЕМ – кроковий електромагніт;
ККД – коефіцієнт корисної дії;
КНВ – канал нейтронного вимірювання;
КПІ ім. Ігоря Сікорського – Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського;
КР – корпус реактору;
КТВ – коефіцієнт тепловіддачі;
МАГАТЕ – Міжнародне агентство з атомної енергії;
МОН України – Міністерство освіти і науки України;
МСЕ – метод скінченних елементів;
МСО – метод скінченних об'ємів;
МСР – метод скінченних різниць;
НН ІАТЕ – Навчально-науковий інститут атомної та теплової енергетики;
НПК – нижня плита колектору;
ПГ – парогенератор;
ПУ – початкова умова;
РУ – реакторна установка;
САОЗ – система аварійного охолодження АкЗ;
СЛАР – система лінійних алгебраїчних рівнянь;
СТГ-код – системний теплогідравлічний код;
СУЗ – система управління та захисту;
США – Сполучені Штати Америки;

твел – тепловидільний елемент;
ТК – технологічний канал;
ТП – термopара;
ТС – теплова структура;
ЦП – центральний процесор;
ШЗВК – швидкодіючий запірний відсічний клапан;
ЯПВУ – ядерна паровиробна установка;
ATHLET – Analysis of thermal-hydraulics of leaks and transients;
CAE – Computer Aided Engineering;
CATHARE – Code for analysis of thermal hydraulics during an accident of reactor and safety evaluation;
CCL – CFX Command Language;
CFD – Computational Fluid Dynamics;
CSV – Comma-separated values;
DLL – Dynamic Link Library;
DT – Discrete Transfer model;
ID – Identifier;
INEL – Idaho National Engineering Laboratory;
Low-Re – Low Reynolds number formulation;
LWR – Light-Water Reactor;
MC – Monte-Carlo method;
MCP – Main Circulation Pump;
MSLB – Main Steam Line Break;
NACIE – Natural Circulation Experiment;
NPP – Nuclear Power Plant;
NRC – Nuclear Regulatory Commission;
NURESAFE – Nuclear Reactor Safety simulation platform;
NURESIM – Nuclear Reactor Simulations;
NURISP – Nuclear Reactor Integrated Simulation Project;

OQ – Orthogonal Quality;
PHENIX – small-scale prototype fast breeder reactor;
PHWR – Heavy-Water Reactor;
PM – Phase Model;
PSBT – PWR Subchannel and Bundle Test;
PVM – Parallel Virtual Machine;
PWR – Pressurized Water Reactors;
RANS – Reynold Averaged Navier-Stokes;
RELAP – Reactor Excursion and Leak Analysis Program;
RMS – Root Mean Square;
RNG – Renormalization Group;
SJ – Single-Junction Component;
SKE – Standard k- ϵ ;
ss – steady state;
SS – Surface to Surface;
SSH – Secure Shell;
SST – Shear-Stress Transport model;
SW – Skewness;
TDJ – Time-Dependent Junction Component;
TDV – Time-Dependent Volume;
tr – transient;
UDF – User Defined Function;
WF – Wall Functions.

ВСТУП

Актуальність теми. За останні десятиліття в рамках міжнародних програм та проектів світовою ядерною спільнотою здійснено значний комплекс наукових і експериментальних досліджень та накопичений великий досвід в розумінні теплогідравлічних процесів і явищ, характерних для аварійних сценаріїв на АЕС [1]. Аналіз можливих сценаріїв аварій, розробка ефективних чисельних методів для розв’язання рівнянь математичної фізики та використання розроблених програмних кодів для аналізу динаміки аварій являються основними напрямками таких досліджень. Однак, сучасні вимоги з безпеки вимагають все більш поглибленого і детального вивчення та моделювання таких процесів та явищ. Особливо важливим компонентом таких досліджень є створення та оптимізація програмних кодів для моделювання та аналізу динаміки аварій. Такі коди являються необхідним інструментом для реалістичного відтворення поведінки систем у нештатних умовах, що надає точні дані для обґрунтування та підвищення безпеки на АЕС.

Найбільш перспективним засобом в моделюванні аварійних процесів на АЕС являються коди обчислювальної гідродинаміки (CFD-коди), які призначені для точного моделювання та аналізу складних теплогідравлічних та масообмінних процесів з непростою геометрією та багатофазними потоками. Вони надають ефективний інструмент для точного моделювання процесів завдяки їх високому рівню деталізації при реалізації фізичних моделей. Однак, розробка та застосування повноцінної CFD-моделі всієї реакторної установки включно з першим та другим контуром та їх допоміжним обладнанням є недоцільною через значні обчислювальні затрати, що являються основним обмеженням використання CFD-кодів для аналізу безпеки АЕС [1].

Одним з підходів до вирішення наведеної проблеми є застосування в спряженні швидкого в розрахунку системного теплогідравлічного коду (СТГ-коду), наприклад RELAP5, в якому потік може бути апроксимований з високою точністю одномірною моделлю, та CFD-коду, наприклад ANSYS CFX, для окремого обладнання АЕС чи

його локальних частин, де важливий високий рівень деталізації, а також аналітичних методів. Застосування такого підходу дозволяє більш точно та якісно, при цьому в адекватні терміни, моделювати складні теплогідравлічні та масообмінні процеси та явища в обладнанні РУ. При цьому спряження CFD-моделі з моделю STG-коду дасть змогу застосовувати накопичений досвід з використання STG-кодів, а саме: використання нодалізаційних схем першого та другого контуру максимально близьких до тих, що розроблені і верифіковані в даних кодах та застосовуються для аналізу безпеки АЕС, а також використання алгоритмів роботи систем нормальної експлуатації та систем безпеки [1].

Тому, вдосконалення методики та отримання спряжених розрахункових моделей є досить важливим та актуальним завданням, що надасть можливість деталізованого моделювання теплогідравлічних процесів в окремому обладнанні АЕС чи його локальних частинах з врахуванням зовнішнього впливу з боку РУ при протіканні аварій на АЕС.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Тематика дисертаційної роботи відповідає пріоритетному напрямку «Енергетика та енергоефективність» відповідно Закону України «Про пріоритетні напрями розвитку науки і техніки».

Мета і завдання дослідження полягає у вдосконаленні методики та отриманні спряжених розрахункових моделей для деталізованого моделювання теплогідравлічних процесів в окремому обладнанні РУ ВВЕР чи його локальних частинах з врахуванням зовнішнього впливу з боку РУ. Для досягнення поставленої мети у дисертаційній роботі поставлені та вирішені такі завдання:

- 1) Узагальнити сучасний стан дослідження та спряженого моделювання теплогідравлічних процесів на АЕС з ВВЕР;
- 2) Розробити підходи щодо спряженого моделювання теплогідравлічних процесів із застосуванням STG- та CFD-кодів, а також аналітичних методів;
- 3) Розробити модуль спряження RELAP5/CFX;

- 4) Підготувати CFD-моделі: проточної частини ГЦН-195М, сегменту корпусу і верхнього блоку реактору ВВЕР-1000;
- 5) Підготувати модифіковані RELAP5-моделі РУ ВВЕР-1000;
- 6) Виконати валідацію спряжених моделей на основі експериментальних та експлуатаційних даних АЕС;
- 7) Провести показові розрахунки.

Об'єктом дослідження є теплогідравлічні процеси, що відбуваються в окремому обладнанні РУ ВВЕР чи його локальних частинах під час перехідних режимів.

Предметом дослідження є спряжене моделювання теплогідравлічних процесів за допомогою методів обчислювальної гідродинаміки з врахуванням зовнішнього впливу з боку РУ.

Методи дослідження. Моделювання та аналіз теплогідравлічних процесів в окремому обладнанні РУ чи його локальних частинах на основі методів обчислювальної гідродинаміки з врахуванням зовнішнього впливу з боку РУ шляхом спряження. Зіставлення отриманих результатів з експериментальними та експлуатаційними даними АЕС.

Наукова новизна отриманих результатів. В роботі приведено результати, що отримано вперше, а саме:

- запропоновано класифікацію наявних підходів та розвинуто теорію щодо спряженого розрахункового моделювання теплогідравлічних процесів шляхом застосування СТГ-та CFD-кодів;
- запропоновано спряжений підхід до оцінки можливості виникнення гідравлічного удару у проточній частині ГЦН-195М при перехідному процесі пов'язаному з заклинюванням валу. На основі методів обчислювальної гідродинаміки та одновимірної теплогідравліки створені спряжені розрахункові моделі, що дозволяють з задовільними часовими та обчислювальними затратами врахувати зовнішній вплив з боку РУ на протікання перехідного процесу;

- встановлено відсутність гідравлічного удару у проточній частині ГЦН-195М при перехідному аварійному процесі пов'язаному з заклинюванням валу. Підтверджено, що основний вплив на внутрішню поверхню ралика ГЦН здійснює фронт обертової хвилі тиску, яка викликана перебудовою потоку теплоносія в проточній частині ГЦН та переходом кінетичної енергії потоку в потенційну енергію рідини;

- запропоновано спряжений підхід між системним теплогідравлічним кодом, методами обчислювальної гідродинаміки і аналітичними методами для вирішення геометрично та теплофізично складних нестационарних задач з оцінки граничних умов на зовнішній поверхні корпусу реактору та верхнього блоку;

- на основі експериментальних даних та проведення комплексного аналізу встановлено можливість коректного моделювання складного теплообміну розрахунковим кодом ANSYS CFX; визначено та обґрунтовано комбінації замикаючих моделей випромінювання і турбулентності;

- на основі розробленої спряженої процедури виконано оцінку граничних умов на зовнішній поверхні верхнього блоку та корпусу реактору в стаціонарних та перехідних режимах, що надає кількісні та якісні характеристики для подальшого аналізу крихкої міцності в рамках завдань з оцінки продовження терміну експлуатації даних елементів.

Практична цінність отриманих результатів полягає у можливості їх застосування для проведення розрахункових аналізів при розробці та науково-технічній підтримці стратегій з аваріями на АЕС, а також для обґрунтування безпеки АЕС як при продовженні терміну їх експлуатації, так і при проектуванні нових РУ. Запропоновані підходи та алгоритми також можуть бути застосовані для розробки нових програмних засобів або враховані для оптимізації та покращення розрахункових можливостей наявних.

Особистий внесок здобувача.

Дисертаційна робота виконана на кафедрі Атомної енергетики та на базі ТОВ «ІПП-Центр» – організації, яка спеціалізується в наданні висококваліфікованих

інжинірингових послуг для базових галузей індустрії: атомної та теплової енергетики, нафто-хімічної промисловості та трубопровідного транспорту. Робота виконана під науковим керівництвом к.т.н., доц. каф. атомної енергетики Клевцова С. В., який сприяв формуванню завдань дослідження та аналізу основних отриманих результатів.

Особистий внесок здобувача полягає у:

- постановці мети та завдань дослідження;
- розробці модулю спряження RELAP5/CFX;
- розробці модифікованих моделей РУ ВВЕР-1000/В-320 енергоблоку №1 ЗАЕС;
- участі у підготовці моделей проточної частини ГЦН-195М, верхнього блоку та корпусу реактору ВВЕР-1000 для коду ANSYS CFX;
- участі у розробці спряженої розрахункової процедури «МСЕ/аналітика»;
- підбору та виконанні валідаційних тестів і розрахунків;
- проведенні показових розрахунків.

Апробація результатів дисертації. Результати дисертації було представлено на 2-ох міжнародних наукових конференціях:

1) XIX міжнародна науково-практична конференція молодих вчених та студентів «Сучасні проблеми наукового забезпечення енергетики», Київ, 20-23 квітня 2021 р.

2) XX міжнародна науково-практична конференція молодих вчених та студентів (присвячена 125-річчю КПІ ім. Ігоря Сікорського та 90-річчю НН ІАТЕ (ТЕФ)) «Сучасні проблеми наукового забезпечення енергетики», Київ, 25-28 квітня 2023 р.

та на «Конкурсі проєктів у сфері ядерної науки, атомної енергетики та промисловості «Атомні інноватори», Київ, травень 2023 р.

Публікації. Основні результати дисертаційної роботи представлені у 5 публікаціях наукових робіт, серед яких, 3 статті наукових виданнях, включених до переліку фахових видань України та 2 тези доповідей на міжнародних конференціях.

Структура та об'єм дисертації. Дисертаційна робота складається зі вступу, чотирьох розділів, висновків, списку використаних джерел та 5 додатків. Повний обсяг дисертації 146 сторінок, 57 ілюстрацій, 9 таблиць, та 5 додатків на 52 сторінках. Список літератури включає 119 найменувань.

Висловлюю окрему подяку доктору філософії Філонову Владиславу Віталійовичу, який є керівником відділу моделювання процесів тепломасообміну та переносу випромінювання в ТОВ «ІПП-Центр» за його професійну підтримку та допомогу у аналізі основних феноменів, що розглядаються у дослідженні, а також за передачу унікального досвіду зі застосування методів обчислювальної гідродинаміки у вирішенні науково-технічних проблем в області аналізу безпеки АЕС. Його експертні знання і досвід являються невід'ємною частиною успішного виконання даного дослідження.

РОЗДІЛ 1. СУЧАСНИЙ СТАН ДОСЛІДЖЕНЬ ЩОДО СПРЯЖЕНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛОГІДРАВЛІЧНИХ ПРОЦЕСІВ

Завдання з моделювання теплогідравлічних процесів в технологічному обладнанні на АЕС традиційно здійснюються з використанням експериментальних та розрахункових методів моделювання.

Сучасні знання про теплогідравлічні процеси в системах, обладнанні АЕС чи його локальних частинах в більшості отримані на стендових установках в рамках експериментальних програм, що проводяться в багатьох дослідницьких центрах світу, а також на натурних об'єктах при проведенні пуско-налагоджувальних випробувань. Важливість експериментального підходу в сучасному науковому середовищі полягає в забезпеченні високоінформативних та достовірних даних, які є основою для подальшого розвитку теоретичних концепцій і розробки ефективних розрахункових методів моделювання. Тому, експериментальні методи являються ключовим аспектом наукових досліджень в області теплогідравліки.

Стендові установки маломасштабних моделей РУ являються доволі дорогівартісними, при цьому в переважній більшості дозволяють здійснювати дослідження тільки в граничній постановці. Експериментальні дослідження при пуско-налагоджувальних роботах на АЕС мають значні обмеження, які в першу чергу стосуються технологічного регламенту безпечної експлуатації. Враховуючи це, основними інструментами для обґрунтування безпеки АЕС, як при продовженні терміну їх експлуатації так і при проектуванні нових, а також при розробці та науково-технічній підтримці експлуатаційних і аварійних інструкцій залишаються розрахункові коди [2]. Дані засоби дають можливість здійснювати чисельне моделювання поведінки систем і обладнання енергоблоку в різних експлуатаційних режимах та являються ідеальним доповненням експериментальних методів. те через складнощі в реалізації математичних моделей, а також обмеження в доступній обчислювальній потужності різні розрахункові засоби мають різну область застосування в залежності від поставлених завдань. Деякі розрахункові засоби

націлені на прогнозування динаміки всієї системи, в той час як інші зосереджуються на фізичних явищах в конкретному елементі або його частині.

У РУ теплогідравлічні явища відбуваються в різних просторових масштабах, характерні довжини яких варіюються від нанометрів до метрів. Таким чином, розрахункові засоби моделювання можна класифікувати за трьома основними масштабами [3, 4]:

- коди масштабу систем – коди для моделювання явищ, пов'язаних з загальною динамікою РУ, наприклад, великі втрати теплоносія через аварію, коли система охолодження реактора виходить з ладу. Системні теплогідравлічні коди відносяться саме даної категорії [5].

- коди масштабу компонентів – коди для моделювання явищ, що відбувається в окремих компонентах РУ, таких як АкЗ, теплообмінники і т.п.

- коди мезомасштабу – коди для точного опису складних теплогідравлічних процесів в окремих елементах або їх локальних частинах, наприклад, несиметричне змішування теплоносія в опускній камері та нижній камері змішування реактора, процеси в ГЦН при його заклинюванні, тощо. Основними представниками даної категорії кодів являються коди обчислювальної гідродинаміки [6].

В даному розділі наведено критичний огляд застосування сучасних засобів розрахункового теплогідравлічного моделювання, зокрема: системних теплогідравлічних кодів, кодів обчислювальної гідродинаміки та засобів розроблених на основі їх спільного спряження.

1.1 Системні теплогідравлічні коди

Ранні підходи до аналізу безпеки АЕС базувалися на використанні СТГ-кодів «моделі оцінки» з одновимірними гомогенними моделями двофазної течії теплоносія. Тому для компенсації термічних і швидкісних нерівноважностей фаз в потоці, необхідним було визначення обмеженої кількості найбільш важких сценаріїв у поєднанні з консервативними припущеннями моделювання [7].

Пізніше після розробки двофазних нерівноважних одновимірних моделей набув широкого розповсюдження підхід «найкращої оцінки» [8, 9, 10, 11]. Такий підхід спрямований на детальний реалістичний опис постульованих сценаріїв аварій на основі найкращих доступних методологій моделювання та стратегій чисельного вирішення, достатньо перевірених на експериментальних даних із різномасштабних тестів окремого ефекту та засобів тестування інтегрального ефекту [12]. Відповідно до даного підходу були розроблені СТГ-коди «найкращої оцінки», які зараз широко використовуються для теплогідрравлічних досліджень ядерних реакторів, зокрема в аналізі безпеки аварійних сценаріїв, завданнях з ліцензування ЯПВУ, розробці та перевірці процедур з управління аваріями, аналізі впливу дій персоналу, завданнях з ймовірнісного аналізу безпеки і т. п. [13, 14].

Основними СТГ-кодами, що досягли високого рівня прогнозування при широкій валідації моделювання перехідних процесів РУ ВВЕР являються такі коди як: RELAP5 [15], TRACE [16], CATHARE [17], ATHLET [18]. В Україні теплогідрравлічні розрахунки РУ зазвичай проводяться за допомогою СТГ-коду RELAP5 від INEL (США). Версія RELAP5/Mod.3.2 [15] заснована на негомогенній, нерівноважній моделі двофазної системи. Код дозволяє моделювати широкий спектр перехідних процесів у системах легководних реакторів, такі як: великі та малі течії з втратою теплоносія, втрату живильної води, течії з першого контуру до другого, перехідні процеси без спрацьовування АЗ та багато інших [19].

Для моделювання з використанням СТГ-кодів застосовуються повні теплогідрравлічні моделі реакторних установок, розробка яких завжди є компромісом між бажаним ступенем роздільної здатності та прийнятними обчислювальними затратами. При цьому у рамках аналізу безпеки АЕС виникає потреба розширення моделей реакторних установок для теплогідрравлічних кодів, таких як RELAP5, для можливості більш детального та реалістичного моделювання локальних явищ різних аварійних сценаріїв [20]. Так в роботі [21] для врахування ефектів стратифікації і перемішування теплоносія в холодних та гарячих петлях проводяться зміни в їх нодалізації шляхом дворівневого моделювання. Таке рішення дає можливість більш

коректного моделювання, наприклад, роботи САОЗ на петлі з низькою швидкістю циркуляції теплоносія, в яких може виникати температурне розшарування теплоносія. Як наслідок, потрапляння такого теплоносія в опускную камеру реактору, може призводити до зміни картини руху в ній. Для реалізації можливості квазі-двовимірного моделювання опускної ділянки реактору в роботах [22, 23] проводиться її розбиття, що дає можливість більш реалістичного моделювання поведінки теплоносія при наявності, як описано вище, неоднорідності температури теплоносія за перерізом ГЦТ. Даний підхід в свою чергу дає можливість здійснити оцінку термічних навантажень на КР та ризик його руйнування [24].

Не зважаючи на можливість підвищення просторової роздільної здатності, шляхом зменшення розміру «контрольних об'ємів» зі збільшенням їх кількості, дане рішення не завжди приводить до покращення точності моделювання. Причиною такої поведінки являються дві основні умови:

- велика кількість емпіричних співвідношень, що використовуються в кодах, розроблена на основі фіксованої «грубої» нодалізації;
- чисельні схеми, що використовуються в кодах зазвичай містять штучні члени в'язкості у формуванні різницевого рівняння, які необхідні для забезпечення стабільних чисельних результатів. Зменшення розміру «контрольних об'ємів» нижче певного порогового значення може призводити до серйозних нефізичних нестабільностей [14, 15].

Деякі з існуючих системних кодів «найкращої оцінки», наприклад RELAP-3D [25], надають можливість враховувати багатовимірні потоки, наприклад, в об'ємі реактору. Однак тривимірне рішення, що здійснюється в даному випадку, ґрунтується на наближеному формуванні рівнянь балансу імпульсу та безпосередньо не враховує турбулентність. Окрім цього, інтегральні моделі РУ для СТГ-кодів дають можливість отримувати тільки середні значення параметрів в певному розрахунковому об'ємі без інформації щодо локальних характеристик. Тому, в даний час одним з найбільш перспективним напрямом в покращенні деталізації розрахункових засобів є застосування методів обчислювальної гідродинаміки.

1.2 Коди обчислювальної гідродинаміки

Коди обчислювальної гідродинаміки (CFD-коди) займають особливе місце серед розрахункових засобів моделювання. Ці коди призначені для точного моделювання та аналізу складних теплогідрравлічних та масообмінних процесів з непростю геометрією та багатозначними потоками. Вони надають ефективний інструмент для точного моделювання процесів завдяки їх високому рівню деталізації при реалізації фізичних моделей, хоча й з більш високими обчислювальними затратами [1, 26, 27]. Найбільш відомими CFD-кодами є CFX [28] та Fluent [29], що являються обчислювальними модулями платформи ANSYS Workbench від ANSYS Inc., а також OpenFOAM [30], Star CD [31], Star CCM + [32].

Отримання чисельного рішення за допомогою методів обчислювальної гідродинаміки включає три ключові етапи:

- попередній процесор, що застосовується для введення геометрії задачі, створення сітки, задання характеристик потоку та граничних умов;
- вирішувач, що застосовується для розв’язання системи рівнянь потоку відповідно до заданих умов;
- постпроцесор, що застосовується для аналізу та візуалізації отриманих результатів.

Основними методами, що лежать в основі вирішувача являються [33, 34]:

- метод скінченних різниць (МСР) – метод, що використовує пряму заміну похідних у вихідних рівняннях їх дискретними (різницевиими) аналогами в вузлах сітки, якою розділяється розрахункова область. При цьому забезпечується виконання законів збереження маси, руху та енергії для всієї розрахункової області;
- метод скінченних елементів (МСЕ) – метод, в основі якого лежить розбиття області, в якій розв’язуються диференціальні рівняння, на кінцеву кількість елементів. В кожному елементі обирається відповідний вид апроксимуючої функції, яка поза даним елементом дорівнює нулю. Значення функцій на границях елементів (вузлах) являється розв’язком задачі;

– метод скінченних об’ємів (МСО) – метод, при якому відбувається розділення розрахункової області на кінцеві об’єми за допомогою сітки, де вузли з рішенням розташовані в центрах цих об’ємів. Забезпечується виконання законів збереження основних величин для кожного об’єму. Саме цей метод засовується у CFD-кодах ANSYS CFX [28], ANSYS Fluent [29], Star CD [31], Star CCM+ [32].

З метою аналізу безпеки АЕС дані програмні засоби зазвичай застосовуються для моделювання та отримання інформації щодо двох- і трьох вимірних полів в окремому обладнанні АЕС чи його локальних частинах, а також з метою отримання кореляцій і наближень для СТГ-кодів, для їх крос-верифікації [1, 35].

1.3 Огляд та класифікація підходів до спряження

Спряження розрахункових кодів в галузі атомної енергетики є предметом наукових досліджень кількох десятиліть. У рамках європейських проєктів NURESIM [36], NURISP [37] і NURESAFE [38] систематично розроблялися підходи щодо спряження розрахункових засобів та інтеграції передових фізичних моделей у спільну відкриту програмну платформу. В сучасній літературі представлено значну кількість досліджень, спрямованих на розвиток методів спряження розрахункових засобів моделювання. Різні публікації [39, 40, 41, 42] містять рекомендації щодо потенційних підходів до зчеплення та роблять спробу стандартизувати підходи щодо вибору процедур теплогідравлічного спряження. Однак, не зважаючи на наявність значної кількості досліджень, зокрема в частині спряження саме СТГ- і CFD-кодів, слід відзначити, що створення абсолютно загальної концепції спряження являється достатньо складним завданням і, в певних випадках, навіть неможливим. Можна відзначити, що в загальному випадку процес спряження обов’язково включає обмін даних між різними областями застосування кодів, що породжує три ключові питання: які дані передаються, коли передаються і спосіб їх передачі [46]. При цьому, тип даних, що передаються, обумовлений просторовою декомпозицією розрахункової області між кодами та граничними умовами спряження, тоді як час і метод передачі

залежать від обраної числової схеми обміну даними. Окрім цього важливим питанням залишається вибір архітектурного підходу до реалізації спряження.

Нижче проводиться огляд та приведено класифікацію підходів щодо теплогідрравлічного спряження за трьома основними стратегіями: архітектура спряження, просторова декомпозиція розрахункової області, числова схема спряження. Кожна зі стратегій в свою чергу класифікується на кілька підкатегорій для охоплення всіх можливих підходів до спряження.

1.3.1 Архітектурні підходи до спряження

З точки зору архітектурного підходу можна виділити монолітний та роздільний тип спряження. У першому випадку здійснюється розробка єдиного спряженого розрахункового засобу на основі вихідних кодів, з створенням єдиного виконавчого файлу. Така розробка відбувається шляхом компіляції одного розрахункового засобу, як статичної або динамічної бібліотеки, з повною інтеграцією в інший розрахункових засіб (див. рисунок 1.1 (а)) або шляхом переписування та безпосереднього об'єднання кодових структур обох розрахункових засобів. Основна перевага даного підходу полягає в можливості досягнення значної ефективності та якості моделювання. Однак це стосується тільки дуже конкретних завдань в певних діапазонах робочих умов, оскільки вузькоспеціалізовані алгоритми можуть бути негнучкими та придатними для широкого діапазону робочих умов. Крім того, даний підхід полягає в безпосередній роботі з вихідними кодами розрахункових засобів, що в певних випадках являється неможливим.

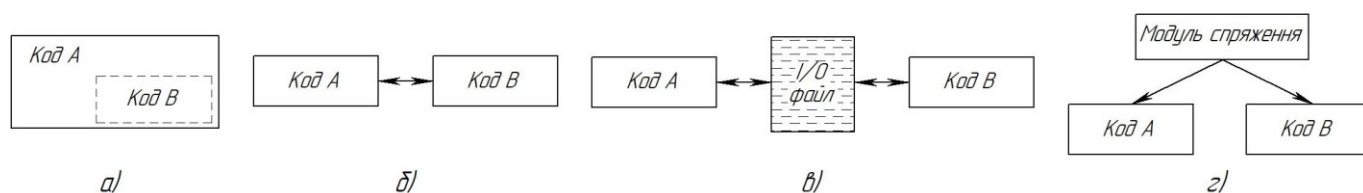


Рисунок 1.1 – Схема обміну даними при різних типах спряження: монолітний (а); безпосередня взаємодія кодів (б); обмін даними через файли введення/виведення (в); зовнішній модуль для керування спряженим розрахунком (г)

Враховуючи вказані обмеження монолітного підходу, значно більшого поширення набув роздільний тип спряження, який набагато простіший у реалізації та не потребує доступу до вихідних кодів. Окрім того, в даний час все більше комерційних кодів, як СТГ, так і CFD, мають спеціальне програмне забезпечення, що надає уже готові рішення для розробки спряжених розрахункових засобів. В такому випадку робота з кодами відбувається лише на рівні інтерфейсів, що забезпечує додаткову гнучкість та дає можливість користувачу обирати коди, що найкраще підходять для вирішення конкретного завдання. Потенційним недоліком роздільного підходу може бути спосіб обміну даними між кодами на рівні архітектури, що в деяких випадках може вимагати значного обчислювального часу. За способом обміну даними роздільний тип спряження можна поділити на три варіанти його реалізації:

- безпосередня взаємодія кодів один з одним;
- обмін даними через файли введення та виведення (I/O);
- розробка зовнішнього модулю для керування спряженим розрахунком.

Прикладом роздільного підходу з безпосередньою взаємодією кодів один з одним являється робота [47], в якій представлено розроблену комунікаційну бібліотеку для підключення зовнішніх програм розрахунку до коду RELAP5 за допомогою методу спільної пам'яті (див. рисунок 1.1 (б)). Однак, як і в монолітному підході, дана реалізація вимагає здійснення модифікацій вихідного коду RELAP з подальшою його перекомпіляцією.

Підхід з обміном даними через файли введення та виведення (I/O) полягає в записі даних з інтерфейсу одного розрахункового засобу в текстовий файл, з подальшим зчитуванням даних іншим кодом (див. рисунок 1.1 (в)). Такий підхід є менш ефективним в порівнянні з прямою передачею даних через пам'ять, хоча й легший в реалізації.

Найбільш поширеним варіантом реалізації роздільного спряження являється розробка зовнішнього модулю спряження, що відповідає за зовнішнє керування спряженим розрахунком (див. рисунок 1.1 (г)). Такий підхід являється найбільш

гнучким і оптимальним, дає можливість легкої підтримки розробленого спряженого засобу, його розширення та модифікації, хоча і вимагає глибоких знань з програмування.

1.3.2 Просторова декомпозиція розрахункової області

Для реалізації спряження необхідне виконання просторової декомпозиції розрахункової області, здійснення якої можливе шляхом безпосередньої «декомпозиції» або «перекриття» [46]. Візуалізація даних підходів приведена на рисунку 1.2

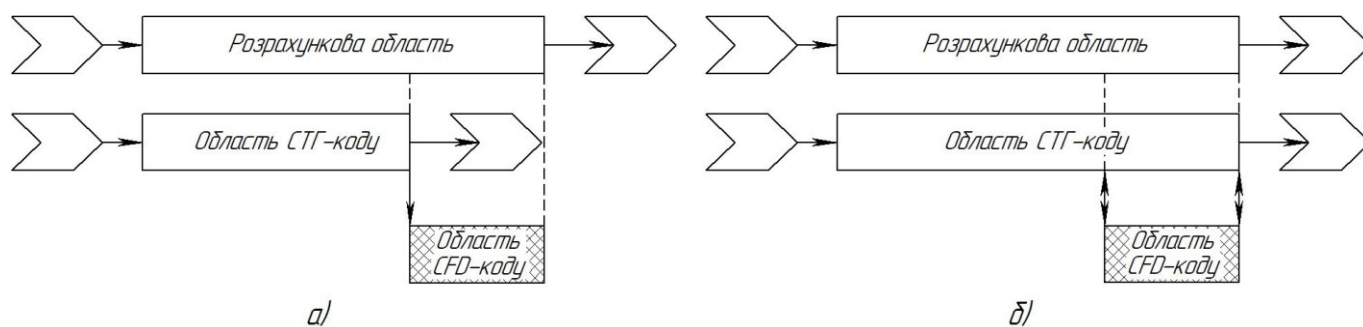


Рисунок 1.2 – Просторова декомпозиція розрахункової області:
декомпозиція (а); перекриття (б)

Підхід з «декомпозицією» полягає у поділі системи, яка моделюється, на дві дискретні області: одна моделюється за допомогою одного коду, а інша – за допомогою другого коду. При цьому обмін даними відбувається через граничну передачу даних між цих областями [41]. Враховуючи основну перевагу такого спряження – простоту реалізації, більшість досліджень, наявних в літературі, застосовують саме цей підхід [48, 49].

У підході з «перекриттям» весь обчислювальний процес виконується одним кодом, але деяка обрана область також моделюється за допомогою іншого коду [50]. Як приклад можна привести спряження СТГ-коду з CFD-кодом для РУ. За допомогою СТГ-коду моделюється вся РУ, тоді як CFD-код моделює меншу обмежену частину системи, наприклад реактор. Після цього коди об'ємно з'єднуються в області перекриття та рішення СТГ-коду коригується на основі даних CFD-коду. Це дозволяє

зробити рішення СТГ-коду більш відповідним рішенням CFD-коду на основі припущення, що рішення CFD-коду у визначеній області буде більш точним, ніж рішення СТГ-коду. Підхід спряження шляхом «перекриттям» застосовується в дослідженнях, описаних у джерелах [51, 52, 53]. Головною його перевагою є розв'язання СТГ-кодом рівняння балансу маси та імпульсу для всієї системи, що запобігає невідповідностям у збереженні маси, які можуть призвести до чисельної нестабільності для моделювання замкнутого контуру.

1.3.3 Числові схеми спряження

Для реалізації обміну даними між взаємопов'язаними областями розрахункової моделі і досягненням інтегрованого рішення між спряженими кодами існують різні реалізації числових схем обміну, які в загальному випадку можна класифікувати, як паралельні та послідовні [54].

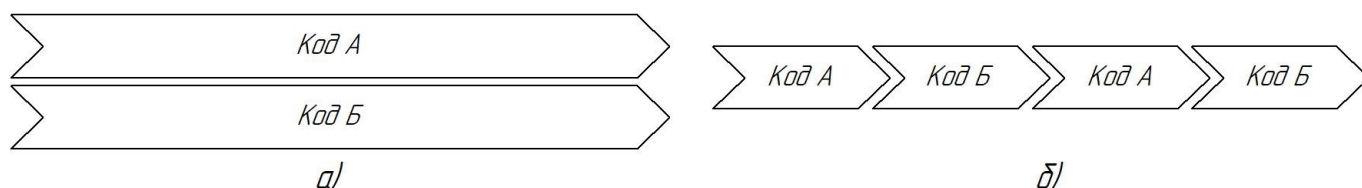


Рисунок 1.3 – Паралельна та послідовна схема спряженого розрахунку

У випадку паралельної числової схеми спряжені коди працюють одночасно, зменшуючи час простою та оптимізуючи загальний обчислювальний час. Однак така схема вимагає ретельного вибору граничних умов на кожному кроці часу, та може викликати проблеми з збереженням маси та енергії, а також проблеми зі стабільністю розрахунку. При послідовній числовій схемі один код залишається неактивним, поки інший виконує розрахунок. Після закінчення розрахунку першим кодом, він обмінюється необхідними граничних умови з другим кодом та переходить в режим очікування, поки другий код завершить обчислення і поверне нові граничні умови [54, 55]. Такий підхід є простішим та рекомендований до застосування у випадках, якщо час розрахунку одного з кодів набагато більший ніж іншого, наприклад при спряженні CFD- і СТГ-коду.

Також числові схеми обміну даними можна поділити на явні, повністю неявна і напівнеявна. При явній числовій схемі обміну даними здійснюються послідовні обчислення кодами без фактичної перевірки та синхронізації результатів. Кожен код виконує одноразове обчислення і отримані результати використовуються в якості нових граничних умов для іншого коду.

Перевагою такої схеми є відносно легка реалізація, а також швидший час обчислень, оскільки граничні умови не змінюються протягом одного часового кроку. Однак, вона більш схильна до нестабільності, розбіжності рішень та суперечливості результатів, внаслідок обмеження розміру кроку в часі межею Куранта-Фрідріха-Леві, що можна виразити як [56]:

$$C = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x} \leq C_{\max} \quad (1.1)$$

з обмеження $C_{\max} = 1$ для явної числової схеми.

Тому застосування явної схеми вимагає обов'язкового аналізу прийнятого часового кроку розрахунку. Покращення збіжності рішення в явній числовій схемі можливе шляхом застосування часової релаксації, що обмежує зміну пов'язаних граничних умов між кроками спряження. Однак це рекомендується лише для розрахунків стаціонарного стану або дуже повільних перехідних процесів, оскільки часова релаксація безпосередньо впливає на спотворення результатів розрахунку в часі [54, 55].

Повністю неявна числова схема обміну даними не містить обмежень накладених межею (1.1), однак передбачає одночасне розв'язання всіх рівнянь переносу, що практично неможливо із застосуванням спряження кількох комерційних кодів. Тому навіть незважаючи на те, що таке спряження являється найбільш надійним, його можна використовувати лише тоді, коли на рівні архітектури коду вибрано монолітний підхід [46, 55].

Напівнеявна числова схема обміну даними натомість забезпечує узгодженість отриманих результатів на інтерфейсі між двома кодами, шляхом ітераційних обчислень перед переходом до наступної часової точки [55].

Результати, надані кожним кодом, повторно використовуються в якості оновленої граничної умови для іншого, з оцінкою узгодженості отриманих результатів за критерієм прийнятності, визначеним користувачем. Якщо критерій прийнятності виконується, схема переходить до наступного часового кроку, а якщо ні – виконується ще одна внутрішня ітерація та обчислення для того самого часового кроку з оновленими граничними умовами. Такий підхід забезпечує надійне спряження та дає можливість застосування більшого часового кроку без виникнення нестабільності, а також зменшення розрахункового часу [57].

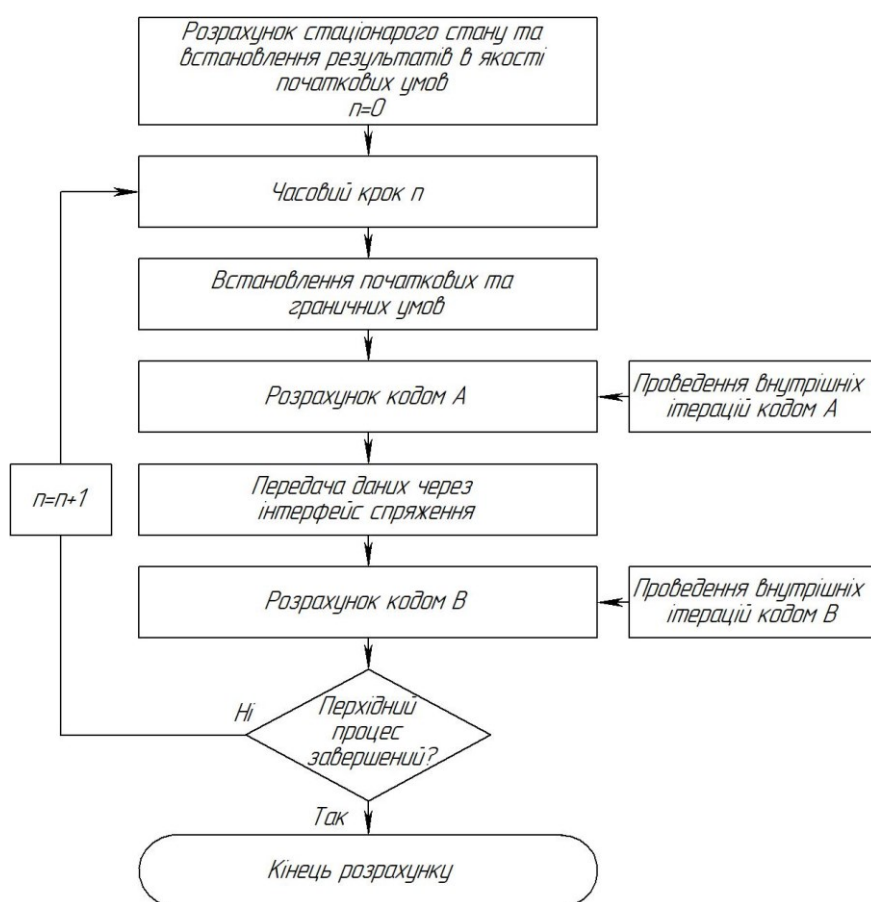


Рисунок 1.4 – Блок-схема спряженого розрахунку за явною числовою схемою

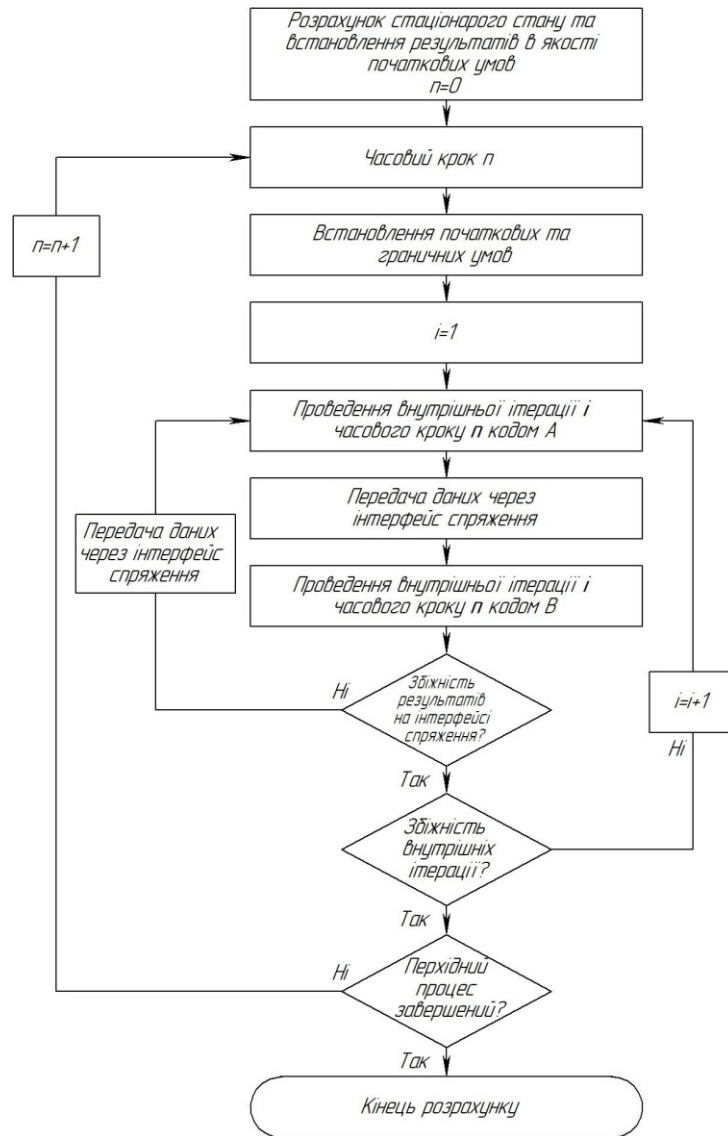


Рисунок 1.5 – Блок-схема спряженого розрахунку за неявною числовою схемою

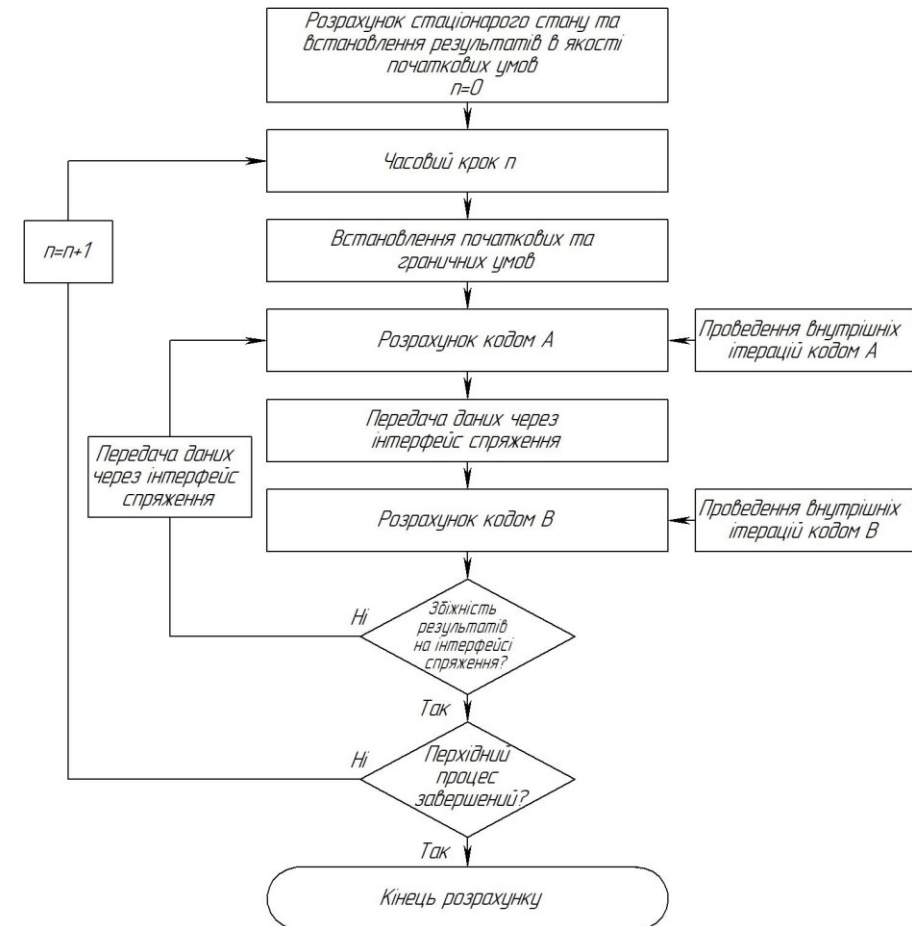


Рисунок 1.6 – Блок-схема спряженого розрахунку за напівнеявною числовою схемою

1.4 Поточний досвід розробки та застосування спряжених СТГ/CFD розрахункових засобів

Останні роки особливо відзначилися значним розвитком методів обчислювальної гідродинаміки. Крім того, стабільна тенденція зростання доступності обчислювальних ресурсів сприяє розробці та застосуванню більш складних моделей для вирішення завдань, які раніше було важко вирішити методами CFD. Враховуючи вказані тенденції стало доцільним спряження CFD-кодів з СТГ-кодами «найкращої оцінки». Так, у роботі [43] проводиться огляд методів спряження та підходів до обробки і обміну даними між СТГ- і CFD-кодами, а також верифікація та валідація спряжених кодів, що являється необхідною умовою для застосування кодів у проектуванні та аналізі безпеки АЕС. Роботи [44, 45] присвячені розробці та застосуванню аспектів методології спряжених розрахункових засобів. Крім того, в них розглядаються проблеми, пов'язані з процедурою спряження, і визначаються пріоритетні напрямки для подальших досліджень.

В роботах [20, 58, 59] проводиться розробка та тестування загальної методології напівнеявної схеми спряження СТГ-коду RELAP5. Дана методологія дозволяє об'єднувати теплогідравлічний розв'язок різних розрахункових засобів зі збереження маси й енергії, а також забезпечує числову стабільність. Здійсненність даної методології було продемонстровано шляхом виконання розрахунку, де RELAP5 був спряжений із самим собою. Ця проблема продемонструвала, що RELAP5 можна використовувати в якості як головного, так і підлеглого коду.

Значна кількість робіт в досліджуваній області проведена на базі Пізанського університету [55, 57, 60 - 63]. Так, робота [60] присвячені огляду наявної літератури та технічної документації спрямованої на розробку інтерфейсу спряження між CFD-кодом ANSYS CFX і СТГ-кодом RELAP5, а також розробці самого програмного інтерфейсу CRCoupler. Одною з особливостей розробки є наявність графічного інтерфейсу користувача, що спрощує та автоматизує використання інструменту. Логічним продовженням роботи [60] стала робота [57], що продемонструвала

застосовність розробленого інтерфейсу спряження на простих теплогідрравлічних моделях. Розрахунки перехідних режимів на моделях послідовно з'єднаних труб, з реалізацією інтерфейсів «In-Flow», «Out-Flow», «Double Coupling» за явною числовою схемою показують хорошу узгодженість з результатами автономних розрахунків в RELAP5. Застосування даної схеми для замкненого контуру не дало стабільного рішення. Це стало передумовою для реалізації напівнеявної числової схеми, з використанням якої вдалося змодельовати вказане завдання, а також просту теплогідрравлічну модель з двома входами та виходами.

З огляду літературних джерел окрім наведених робіт виявлено ще велику кількість робіт, що стосуються спряження теплогідрравлічних моделей простої конфігурації, наприклад труб [64 - 67]. Що стосується спряження теплогідрравлічних моделей більш складної конфігурації, то таких робіт значно менша кількість, огляд головних з них приведено нижче.

В рамках робіт [46, 68] проводиться розробка інтерфейсу спряження COWS між СТГ-кодом RELAP5-3D і CFD-кодом STAR-CCM+. Тестування показало хороші результати у стаціонарних і перехідних для випадку круглої труби. Також успішно було проведено моделювання стаціонарного режиму експериментальної установки PSBT [69], що складається з контуру рециркуляції високого тиску та температури, контуру охолодження та систем вимірювання і збору даних. Однак, спроби аналізу перехідного режиму показали ознаки значної нестабільності, що в першу чергу є наслідком застосування явної числової схеми спряження.

У роботі [61] описується методологія спряження між RELAP5 і ANSYS Fluent з використанням зовнішньої платформи MATLAB [70]. Проводиться спряжене моделювання трьох теплогідрравлічних режимів: природня циркуляція, вимушена циркуляція, аварійний режим з в переходом від умов вимушеної циркуляції до умов природної без зниження потужності нагріву на експериментальній установці петлевого типу на свинцево-вісмутовій евтектиці NACIE [71]. Результати моделюванням показали хорошу узгодженість між залученими теплогідрравлічними параметрами потоку, навіть з використанням явної числової схеми в перехідному

сценарії. Однак, було виявлено відмінності в значенні тиску на інтерфейсі спряження, що головним чином є наслідком застосування різного підходу в кодах до обчислення втрат тиску. Це в сукупності із застосуванням явної числової схеми являється значним обмеженням в моделюванні більш швидких перехідних процесів.

Вдосконалення методології спряження [61], створеної в Університеті Пізи, між кодом RELAP5 і ANSYS Fluent демонструють роботи [62, 63]. Зміст вдосконалення полягає в розробці напівнеявної числової схеми спряження, в якій два коди обмінюються даними протягом одного і того ж часового кроку, доки не буде досягнуто заданого критерію конвергенції. Валідація розробленої методології проводиться в роботі [63] шляхом моделювання випробування з вимушеною конвекції ізотермічного газу в експериментальній установці. Отримані результати добре узгоджуються з експериментальними даними. Виконані роботи підтверджують основні переваги напівнеявної числової схеми спряження, які проявляються в стабільності обчислень при прийнятті більших часових кроків, в порівнянні з попередньо розробленою явною схемою [61]. В результаті час обчислення значно скорочується при збереженні точності результатів.

В роботах [72, 73] представлено платформу спряження для багатовимірного моделювання ядерного реактора, розроблену Ядерною теплогідравлічною лабораторією в Сіаньському університеті Цзяотун. В основі платформа лежить спряження RELAP5 та ANSYS Fluent з застосуванням техніки динамічної бібліотеки (DLL) і визначених користувачем функцій ANSYS Fluent (UDF). В роботі [72] демонструються можливості розробленої платформи щодо моделювання перехідного процесу з розбавленням бору за Міжнародною стандартною задачею №43 [74]. Моделювання проводиться на основі великомасштабної замкнутої експериментальної установки, в якій реакторний контур реалізований за допомогою RELAP5-моделі, а реактор – за допомогою CFD-моделі. Робота демонструє моделювання тривимірного явища змішування бору у опускній камері реактору та підкреслює важливість забезпечення коректності граничних умови на вході в CFD-модель, що можливе лише шляхом врахування зворотного зв'язку між моделлю

реактора та контуру. Результати моделювання показують хорошу узгодженість з експериментальними даними та підтверджують можливість застосування спряження розрахункових засобів RELAP5/Fluent для явища розбавлення бору в установках замкненого типу. За допомогою цієї ж платформи в роботі [73] проводиться аналіз гідроудару в паралельній системі насос-клапан для випадків закриття клапана та запуску насосу. Моделювання клапану здійснюється за допомогою ANSYS Fluent з використанням методу динамічної сітки. Вся інша частина моделюється за допомогою RELAP5. Отримані результати спряженого аналізу порівнюються з результатами автономного аналізу в RELAP5 та вказують на можливість застосування розробленого спряженого засобу на задачах даного типу.

Моделювання природної конвекції в реакторі PHENIX [75] за допомогою спряжених розрахункових засобів CATHARE/TRIO U та ATHLET/OpenFOAM, а також взаємне порівняння отриманих результатів проводиться в роботі [76]. Відмічається, що обидва спряжені розрахункові засоби дають можливість відтворити локальні явища, які не можуть бути відтворені лише СТГ-кодами. Для таких локальних явищ ключову роль відіграють складна тривимірна геометрія та ефект плавучості. Так, наприклад системні коди не змогли відтворити різке падіння температури на виході першого контуру, що відбулася в проведеному експерименті, тоді як спряжені засоби продемонстрували набагато кращі результати. Проте відмічається, що отримання покращеного фізичний прогнозу вимагає значного збільшення часу ЦП, необхідного для виконання обчислень: кілька годин обчислень для СТГ-коду та 5 днів для спряження СТГ/CFD-коди.

В роботах [77, 78] спряжений підхід застосовується до моделювання високотемпературного газоохолоджувального реактору. Однією з активно досліджуваних областей реакторів даного типу являється теплове змішування теплоносія у верхній камері змішування при аксіальних і радіальних змінах потужності, а також змінах швидкості потоку теплоносія в окремих каналах АкЗ. Таке змішування характеризується складними тривимірними ефектами, які неможливо якісно змоделювати за допомогою СТГ-коду. Тому для розрахункового аналізу

даного явища виконується спряження моделі верхньої камери змішування, розробленої в ANSYS Fluent, з моделлю РУ для коду RELAP5. Реалізація спряження виконується за допомогою допоміжної зовнішньої програми обміну даними між кодами, а також зі застосуванням технології паралельної віртуальної машина (PVM), з метою підвищення обчислювальної швидкості. Хоча в роботах підтверджується можливість застосування розробленої програми спряження, однак за результатами моделювання робиться висновок щодо необхідності покращення збіжності значень температури та тиску теплоносія на інтерфейсі спряження, що має значний вплив на масову витрату теплоносія в розрахунковій моделі.

Однією з особливостей спряження СТГ-кодів та CFD-кодів являється те, що одновимірна природа СТГ-кодів, зокрема RELAP5, вимагає, щоб дані, які надходять від CFD-коду були усереднені перед використанням, що являється не складним завданням. А от при надходженні даних від СТГ-коду до CFD-кодів, виникає проблема пов'язана з відсутністю прямої інформації про поперечні градієнти та турбулентність у RELAP5. Щоб подолати ці обмеження потрібні припущення щодо поперечних профілів вхідних змінних CFX-моделі. У статті [79] пропонується рішення даної проблеми шляхом застосування методу підгонки функцій для задання розподілу параметрів спряження на CFD-інтерфейсі. Даний метод дає можливість перетворювати одновимірні зосереджені змінні в двовимірні, які задовольняють відповідним фізичним законам. Для перевірки запропонованого методу в роботі проводиться спряжене моделювання продувки труби Едвардса. Результати вказують, що запропонований метод підгонки функцій значно покращує збіжність та точність моделювання, особливо швидких перехідних процесів, у порівнянні з попередніми дослідженнями з використанням рівномірного розподілу параметрів на інтерфейсі.

1.5 Висновки до розділу

Дослідження та моделювання теплогідравлічних процесів в обладнанні АЕС є невід'ємною частиною процесу безперервного підвищення безпека ядерних

установок, що ґрунтується на знаннях, накопичених під час наукових досліджень і розробок на національному та міжнародному рівнях. З урахуванням накопиченого досвіду та новітніх технологій, дослідження теплогідравлічних процесів продовжує розвиватися в напрямку застосування інноваційних підходів до проведення експериментальних досліджень, а також розширення розрахункових можливостей.

Розрахункові методи моделювання виступають важливими інструментами для прогнозування теплогідравлічних режимів роботи систем та обладнання АЕС. На основі даних методів розробляються ефективні стратегії з управління аваріями та на АЕС та реалізуються конкретні заходи для пом'якшення наслідків. В останні десятиліття було розроблено досить багато як інтегральних розрахункових кодів, які дозволяють створити повноцінні теплогідравлічні моделі РУ та змодельовати різноманітні гіпотетичні сценарії та отримати інтегральний відгук від РУ, так і деталізованих кодів для моделювання локальних процесів та явищ в окремому обладнанні АЕС. Найбільш коректне моделювання та аналіз теплогідравлічних процесів доступні за допомогою кодів обчислювальної гідродинаміки, які являються ефективним інструментом для точного моделювання завдяки їх високому рівню деталізації фізичних моделей. Проте зважаючи на значні обчислювальні затрати, якими характеризуються CFD-засоби, вони зазвичай застосовуються для моделювання окремих процесів та явищ, для отримання кореляцій і наближень для інтегральних кодів, а також для їх крос-верифікації.

Спряження швидкого в розрахунку СТГ-коду, в якому потік може бути апроксимований з високою точністю одномірною моделлю, та CFD-коду для окремого обладнання АЕС чи його локальних частин, де важливий високий рівень деталізації дасть можливість більш точно та якісно, при цьому в адекватні терміни, моделювати і розраховувати складні теплогідравлічні та масообмінні процеси та явища в обладнанні РУ.

В цілому, виконаний в даному розділі огляд підкреслює важливість подальших досліджень і вдосконалення методів моделювання теплогідравлічних процесів з метою підвищення рівня безпеки в атомній енергетиці.

РОЗДІЛ 2. РОЗРОБКА ПІДХОДУ ДО СПРЯЖЕНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ CFD- ТА СИСТЕМНОГО ТЕПЛОГІДРАВЛІЧНОГО КОДУ

Вдосконалення моделювання аварійних процесів на АЕС потребує як додаткових експериментальних даних, так і розробки нових підходів в розрахункових методах. Одним зі шляхів до зменшення невизначеностей є проведення додаткових аналізів вже наявних результатів досліджень та розробка більш деталізованих розрахункових засобів моделювання.

Коди обчислювальної гідродинаміки та системні теплогідравлічні коди мають як свої переваги, так і недоліки, що обмежують область їх застосування або коректність результатів для аналізу безпеки атомних електростанцій. Спільне спряження даних засобів моделювання дасть можливість використовувати «сильні» сторони кожного з них, забезпечуючи отримання необхідних рівнів деталізації явищ та процесів з оптимальними обчислювальними затратами [1].

В роботі [1] запропоновано підхід до спряженого моделювання важкої аварії з застосуванням CFD-коду ANSYS CFX та СТГ-коду RELAP5/MOD 3.2, при якому визначальні процеси і явища, що відбуваються в межах КР, моделюються за допомогою коду обчислювальної гідродинаміки ANSYS CFX, а елементи реакторної установки, в яких потік може бути апроксимований з високою точністю в одновірному наближенні за допомогою СТГ-коду RELAP5/MOD 3.2.

Розглянемо обрані коди щодо можливості створення інтерфейсів для обміну даними при їх спільному спряженні.

2.1 Розгляд СТГ-коду RELAP5/MOD 3.2 в аспекті спряження

Системний теплогідравлічний код RELAP5 (Reactor Excursion and Leak Analysis Program) – це код «найкращої оцінки», що розроблений в Idaho National Engineering Laboratory (INEL) для Комісії з ядерного регулювання США (NRC) та

використовується для теплогідравлічного розрахунку перехідних процесів і аварій на АЕС [15].

Код базується на неоднорідній і нерівноважній моделі для двофазної системи, яка розв'язується за допомогою швидкої, напівнеявної чисельної схеми, для забезпечення часової економічності розрахунку перехідних процесів [80]. Обчислювальна область в коді поділяється на об'єми, які об'єднані вузлами. Рівняння маси та енергії розв'язуються в контрольних об'ємах, а рівняння імпульсу – в компонентах з'єднання. Тому, величини з розв'язку рівнянь маси та енергії (тиск, температура) обчислюються в центрі вузлів, а величини з розв'язку рівняння імпульсу (швидкість, масова швидкість потоку) обчислюються на межі розділу між двома сусідніми об'ємами.

RELAP5 містить багато загальних моделей компонентів, за допомогою яких можна змоделювати загальні системи. Моделі компонентів включають насоси, клапани, труби, конструкції, що виділяють або поглинають тепло, точкову кінетику реактора, електронагрівачі, струминні насоси, турбіни, сепаратори, акумулятори об'єму та компоненти системи керування. Крім того, включено спеціальні моделі процесу для таких ефектів, як втрата форми, потік при різкій зміні площі, розгалуження, заглушений потік, відстеження бору та транспорт неконденсованого газу [15].

Усі компоненти, теплові структури та керуючі дані в RELAP5 задаються у текстовому файлі «*input file*», загальний опис якого приведено в п. 2.1.1. У двійковому вигляді обчислені результати зберігаються у файлі «*restart-plot*», який також містить необхідну інформацію, для перезапуску розрахунку з деякого попереднього часу (п. 2.1.2). У вигляді відформатованого текстового файлу обчислені результати зберігаються у «*output file*» (п. 2.1.3). Для зберігання вибраної користувачем інформації щодо результатів розрахунку використовується «*strip file*» (п. 2.1.4). Файлі «*tpfh2o*» містить таблицю з даними властивостей води.

Запуску типового розрахунку RELAP5 виконується командою:

«*relap5 -i input file -o output file -r restart-plot file -s strip file -w tpfh2o*».

2.1.1 Формат файлу вхідних даних

Синтаксис файлу вихідних даних для комп'ютерного коду RELAP5 реалізований на основі «номеру карти», що встановлюється на початку кожної строки файлу. Для даного «номера карти», вхідний потік інформації представляє собою, послідовність цілих, дійсних чисел і буквенно-цифрових комбінацій. Дані в карті відділяються пробілами і розташовуються в послідовності, визначеній в керівництві з використанням коду [15]. Карті, що формують файл вихідних даних, можуть розташовуватися в довільній послідовності. Однак рекомендується використовувати логічний порядок розташування карт [81]. Файл вихідних даних повинен формуватися за модульним принципом, щоб забезпечити можливість його незалежної розробки. Файл вихідних даних починається із заголовка. У заголовку визначаються, як мінімум, назва модельованої системи та номер версії файлу вихідних даних. Наступними після заголовка розташовуються карти, що визначають вид розрахунку (стаціонарний стан, перехідний процес або постпроцесорна обробка результатів), контроль тимчасового кроку розрахунку, вимоги до друку допоміжної інформації, специфікацію сигналів подій і умов, гідродинамічні компоненти моделі, теплові конструкції, таблиці, теплофізичні властивості конструкційних матеріалів, загальні таблиці даних, кінетику реактора та контрольні змінні [81]. У межах кожної із зазначених груп карти розміщуються за розмірами їх номерів. Файл вихідних даних може містити коментарі розробника, щоб полегшити процес інтерпретації даних. Коментарі вносяться за допомогою символу «*». В якості прикладу, представлений фрагмент файлу вихідних даних для гідродинамічного компонента і теплової структури (див. Додаток А).

У код включена можливість використання різних форматів задання вихідних даних, які користувач вибирає залежно від ситуації. Для того, щоб зберегти певну гнучкість при доповненні розрахункової моделі, рекомендується використовувати розширений формат задання вихідних даних [15].

2.1.2 Файл «restart-plot»

Файл «restart-plot» – це двійковий файл для зберігання вихідних даних RELAP5 та застосовується в якості як вхідного, так і вихідного файлу. Для нових розрахунків «restart-plot» файл створюється RELAP5 для зберігання лише отриманих даних. Для перезапущених розрахунків даний файл надається, як вхідний для перезапуску з попереднього запуску.

Файл «restart-plot» містить змішані блоки даних перезапуску та блоки «plot» даних. Уся записана інформація організована в блоки, визначені заголовком, який містить назву блоку, кількість змінних та розмір блоку в байтах.

Блок даних перезапуску містить «дамп» усіх геометричних і теплогідравлічних умов для заданих часових кроків, для забезпечення можливості перезапуску. У цьому випадку дані перезапуску для потрібного моменту часу зчитуються, і всі дані, збережені після цього часу, замінюються новими обчисленими даними. При цьому існує можливість простого продовження попереднього розрахунку так і з внесенням змін в моделі.

«Plot» дані ідентифікуються блоками: «plotinf», «plotalf», «plotnum» і «plotrec». Перші три блоки використовуються для збереження опису змінної, а останній – для збереження обчислених даних. Блок «plotinf» зберігає розмірність масиву даних, записаного в блоці «plotrec», тоді як масиви «plotalf» і «plotnum» містять відповідно буквено-цифрову та цифрову частину назви кожної змінної, що зберігається в блоці «plotrec» [82].

2.1.3 Вихідний «output» файл

«Output» файл – це відформатований вихідний файл, створений під час роботи RELAP5, в якому записуються основні вихідні дані. Файл починається з копії вхідного файлу, після чого йдуть результати обробки вхідних даних, а також повідомлення про помилки, при їх наявності. Якщо помилок не виявлено, наводяться

результати розрахунків, які організовані у два блоки: основне і додаткове редагування.

Основне редагування містить набори обчислених величин, представлених для кожного гідродинамічного компонента, спаю, теплової структури та керуючої змінної. Існує кілька попередньо визначених наборів величин, які можна вказати за допомогою прапорців, наданих у контрольній картці кроку часу у вхідному файлі.

Додаткове редагування містить час моделювання та дані про задану кількість додаткових редагувань в табличному вигляді. Незважаючи на те, що ці дані організовано в блоки до 10 стовпців, вони непридатні для використання в електронній таблиці, оскільки вони записуються разом із основним редагуванням та іншими додатковими блоками редагування [82].

2.1.4 Вихідний «strip» файл

«Strip» файл – це вихідний файл, який використовується для зберігання запитуваних користувачем даних. Це може бути відформатований текстовий файл або двійковий файл залежно від вибору користувача [82]. Файл «strip» містить лише дані для змінних, запит на які задає користувач у вхідному «strip» файлі. На відмінну від «restart-plot» файлу, вихідний «strip» файл не може застосовуватися для перезапуску, оскільки не містить блоку даних перезапуску. Також варто зазначити, що «strip» файл ні у відформатованому текстовому форматі, ні як двійковий файл, не підходить для безпосереднього імпорту в електронну таблицю, оскільки містить дані не впорядковані за стовпцями.

2.1.5 Можливості щодо створення інтерфейс спряження

Інтерфейс спряження зі сторони RELAP5 повинен надавати можливість отримання даних з результатів розрахунку, таких як тиск, температура, паровміст, концентрація рідкого поглинача та ін., що можуть застосовуватися в якості граничних

умов. Відповідно до вище наведеного огляду коду RELAP5 в п. 2.1.1 - 2.1.4, найбільш зручним варіантом отримання таких даних є використання «strip-файлів» (п. 2.1.4), з подальшим їх зовнішнім «парсингом» та обробкою модулем спряження. Для цього користувачу необхідно у вхідному «strip» файлі задати пронумерований перелік параметрів/змінних, в отриманні яких існує необхідність.

Для можливості перезапуску розрахунку необхідне отримання номеру «рестарту» для відповідного часу, який можна отримати з «output» файлу (п. 2.1.3) шляхом «парсингу» модулем спряження.

Зміни вхідних параметрів RELAP-моделі можлива шляхом застосуванням регулярних виразів для пошуку відповідних карт та слів моделі та їх подальшим редагуванням через модуль спряження.

2.2 Розгляд коду CFD-коду ANSYS CFX в аспекті спряження

Код обчислювальної гідродинаміки (CFD-код) ANSYS CFX являється програмним забезпеченням обчислювального моделювання та призначений для вирішення задач в області термодинаміки, гідродинаміки і теплообміну.

Початково цей продукт був розроблений компанією AEA Technology. У 2002 році, компанія ANSYS, Inc., яка спеціалізується на розробці програм для числового моделювання та інженерних розрахунків, придбала AEA Technology, включивши CFX в свій портфель продуктів. З плином часу ANSYS CFX постійно оновлювався та розширювався, враховуючи нові технології та вимоги ринку.

На сьогодні ANSYS CFX став одним з ключових інструментів у сфері обчислювального інженерного моделювання для дослідження різних фізичних явищ в галузі атомної енергетики. ANSYS CFX використовує метод скінчених об'ємів для моделювання різних фізичних явищ, таких як течія рідини, теплопередача та хімічні процеси. Він надає ефективні інструменти для створення складних моделей та аналізу різноманітних інженерних систем.

2.2.1 CFX Command Language

CFX Command Language (CCL) є мовою програмування та конфігурації, яка дозволяє користувачам здійснювати гнучке налаштування та контроль над параметрами обчислень та моделями в ANSYS CFX [83]. Функціональність CCL включає в себе ряд важливих можливостей, які забезпечують ефективне використання та спрощують роботу з ANSYS CFX. Вона дозволяє користувачам гнучко налаштовувати та контролювати параметри обчислень, що включає в себе задання граничних умов, визначення параметрів сітки та встановлення різних параметрів моделювання. Використовуючи CCL, користувач може визначати математичні вирази для обчислення нових змінних або визначення складних умов. Мова містить спеціалізовані команди, які дозволяють виконувати такі завдання, як налаштування числових методів, встановлення умов завершення обчислень тощо.

Мова CCL надає можливість автоматизувати різні етапи моделювання та аналізу, а також може бути використана для інтеграції ANSYS CFX з іншими обчислювальними кодами чи програмами, сприяючи спряженню різних обчислювальних середовищ.

Ці функції роблять CCL потужним інструментом для високорівневого управління та керування обчисленнями, що робить його незамінним для складних та спряжених моделей в теплогідравлічних дослідженнях.

2.2.2 Монітори та «cfx5mondata»

При використанні ANSYS CFX для моделювання теплогідравлічних систем важливим елементом є ефективний моніторинг та управління процесом.

Монітори в ANSYS CFX являються потужним інструментарієм, який не лише дозволяє візуалізувати та аналізувати різноманітні параметри та результати обчислень у реальному часі, але й надає можливість активного спостереження за динамікою системи. Вони можуть бути використані для слідкування за різними

аспектами моделювання, такими як температурні поля, тиск, швидкість потоку, концентрація речовин, тощо.

Дані, отримані з моніторів, можна ефективно експортувати за допомогою командного рядка з використанням програми «cfx5mondata» [84]. Ця програма надає зручний і керований механізм для вилучення даних монітора з файлів результатів ANSYS CFX. Використовуючи цей інструмент, можна отримати дані у форматі, зручному для подальшого аналізу, наприклад, у вигляді CSV-файлу. Важливо зауважити, що програма «cfx5mondata» дозволяє автоматизувати процес вилучення та аналізу даних моніторів, забезпечуючи зручний інструмент для роботи з результатами обчислень, що особливо важливо для можливості спряження ANSYS CFX з іншими програмними засобами.

2.2.3 Можливості щодо створення інтерфейс спряження

Інтерфейс спряження зі сторони ANSYS CFX повинен надавати можливість отримання даних з результатів розрахунку, таких як тиск, температура, паровміст, концентрація рідкого поглинача та ін., що можуть застосовуватися в якості граничних умов. Відповідно до вище наведеного огляду коду ANSYS CFX в п. 2.2.1-2.2.2, найбільш зручним варіантом отримання таких даних є використання моніторів та CFX-блоку «cfx5mondata» (п. 2.2.2), з подальшим їх зовнішнім «парсингом» та обробкою модулем спряження. Для цього користувачу необхідно створити монітори для даних, в отриманні яких існує необхідність.

Зміни вхідних параметрів CFX-моделі можлива шляхом застосуванням CCL-файлів в яких за допомогою мови CCL (п. 2.2.1) описані необхідні параметри моделі. При цьому з використанням регулярних виразів можливий пошук відповідних параметрів моделі і подальше їх редагування в CCL-файлів через модуль спряження.

2.3 Розробка модулю спряження RELAP5/CFX

В рамках опублікованих робіт [85, 86] реалізовано модуль спряження на Python 3 зі застосуванням парадигми об'єктно-орієнтованого програмування [87], що забезпечує легкість його підтримування, розширення і модифікації.

Модуль здійснює керування спряженим розрахунком RELAP5/CFX шляхом:

- послідовного запуску кодів з «субциклюванням» між кроками спряження;
- отримання результатів розрахунку ANSYS CFX необхідних для RELAP5 за допомогою CFX-блоку «cfx5mondata» (п. 2.2.2);
- отримання результатів розрахунку RELAP5 необхідних для ANSYS CFX за допомогою «strip-файлів» (п. 2.1.4);
- зміни вхідних параметрів CFX-моделі на кожному кроці спряження за допомогою CCL (CFX Command Language) (п. 2.2.1);
- зміни вхідних параметрів Relap-моделі на кожному кроці спряження редагуванням відповідних карт моделі (п. 2.1.1).

Керування розрахунками в RELAP5 та ANSYS CFX забезпечується модулем спряження за допомогою SSH-протоколу. Це дозволяє користувачу віддалено керувати процесом розрахунку, надсилати команди на виконання та отримувати результати розрахунків, що особливо корисно для великих проектів, де розрахунки потребують значних часових та обчислювальних ресурсів. Крім того, використання SSH-протоколу дозволяє забезпечити безпеку даних, що особливо важливо для проектів, які містять конфіденційну інформацію.

Модуль спряження реалізує послідовну напівнеявну числову схему обміну даними, опис якої наводиться в п. 1.3.3, а також приведений в схематичному вигляді на рисунку 2.1. При цьому застосовується підхід з декомпозицією розрахункової області, що описаний в п. 1.3.1. Схема обміну основними параметрами RELAP5- та CFX-розрахунку приведена на рисунку 2.2.

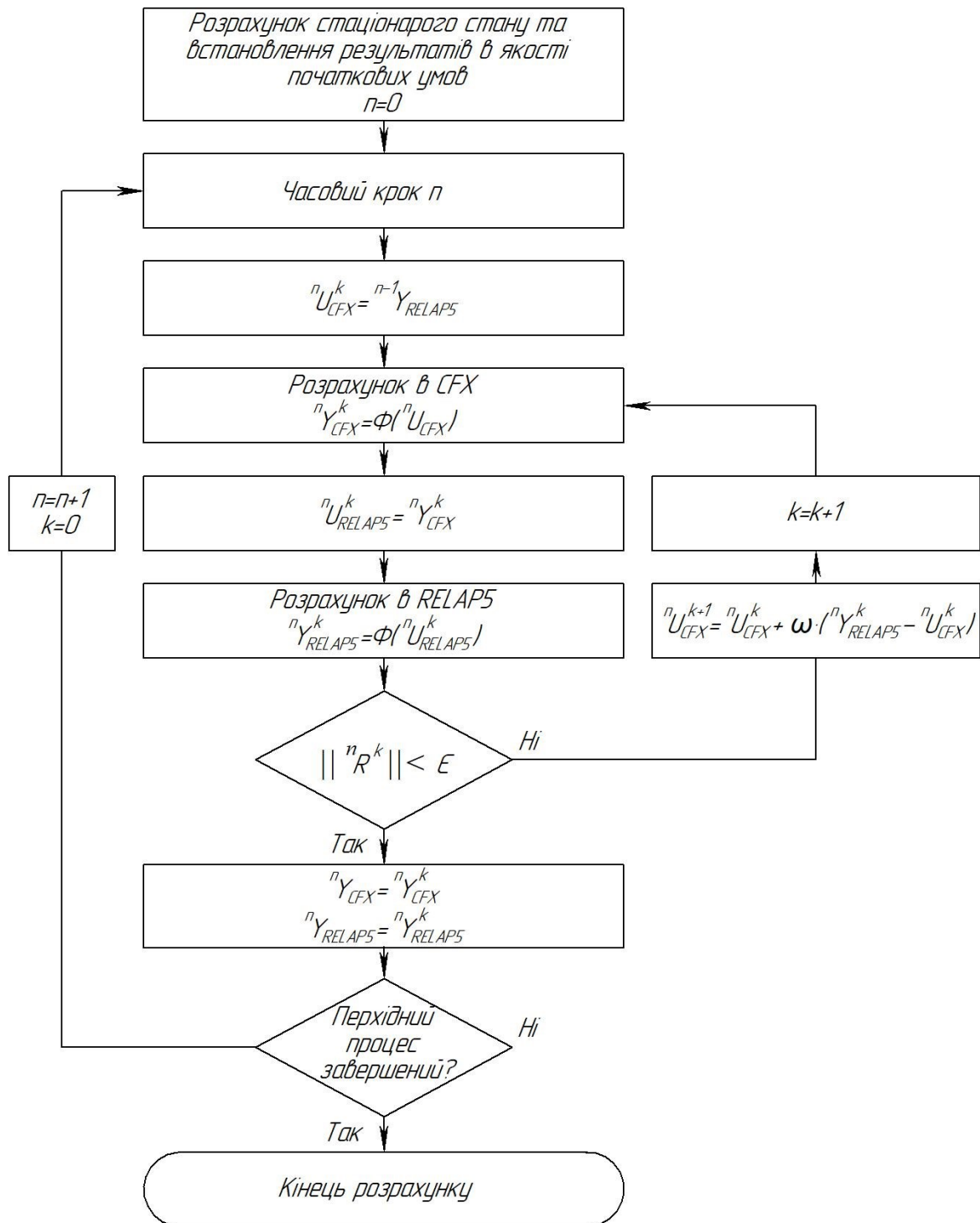


Рисунок 2.1– Блок-схема спряженого розрахунку між кодами RELAP5 та ANSYS CFX



Рисунок 2.2 – Схема обміну основними параметрами RELAP5- та CFX-розрахунку

Розроблений модуль спряження RELAP5/CFX має наступну структуру, блок-схема якої наведена на рисунку 2.3:

- «code_manager» – пакет з модулями управління кодами:
 - «cfx.py» – модуль управління ANSYS CFX;
 - «relap.py» – модуль управління RELAP5/MOD 3.2 на ОС Windows та Linux;
 - «base_cfx_calculation.py» – модуль базового розрахунку в ANSYS CFX;
 - «base_relap_calculation.py» – модуль базового розрахунку в RELAP5;
 - «pretty_result.py» – модуль для табличного оформлення та виведення результатів розрахунків.
 - «services.py» – сервісний модуль з допоміжними функціями.
- «coupling» – пакет з модулями управління кодами:
 - «base_coupled_calculation.py» – модуль базового розрахунку в ANSYS CFX;
 - «pipe_coupling.py» – модуль спряження та управління спряженим розрахунком RELAP5/CFX для простих моделей з трубою (для тестування);
 - «VVER_coupling.py» – модуль спряження та управління спряженим розрахунком RELAP5/CFX для РУ ВВЕР-1000;
 - «config.py» – модуль задання конфігурації спряженого RELAP5/CFX розрахунку;
 - «run_coupled_calculation.py» – модуль запуску спряженого RELAP5/CFX розрахунку;
- «calculation» – пакет з вхідними RELAP5- і CFX- моделями та результатами розрахунку;
- «utilities» – пакет допоміжних модулів для обробки результатів розрахунків.

Вхідною точкою розробленого модулю спряження RELAP5/CFX є модуль «run_coupled_calculation.py», в якому відбувається ініціалізація та початок спряженого розрахунку.

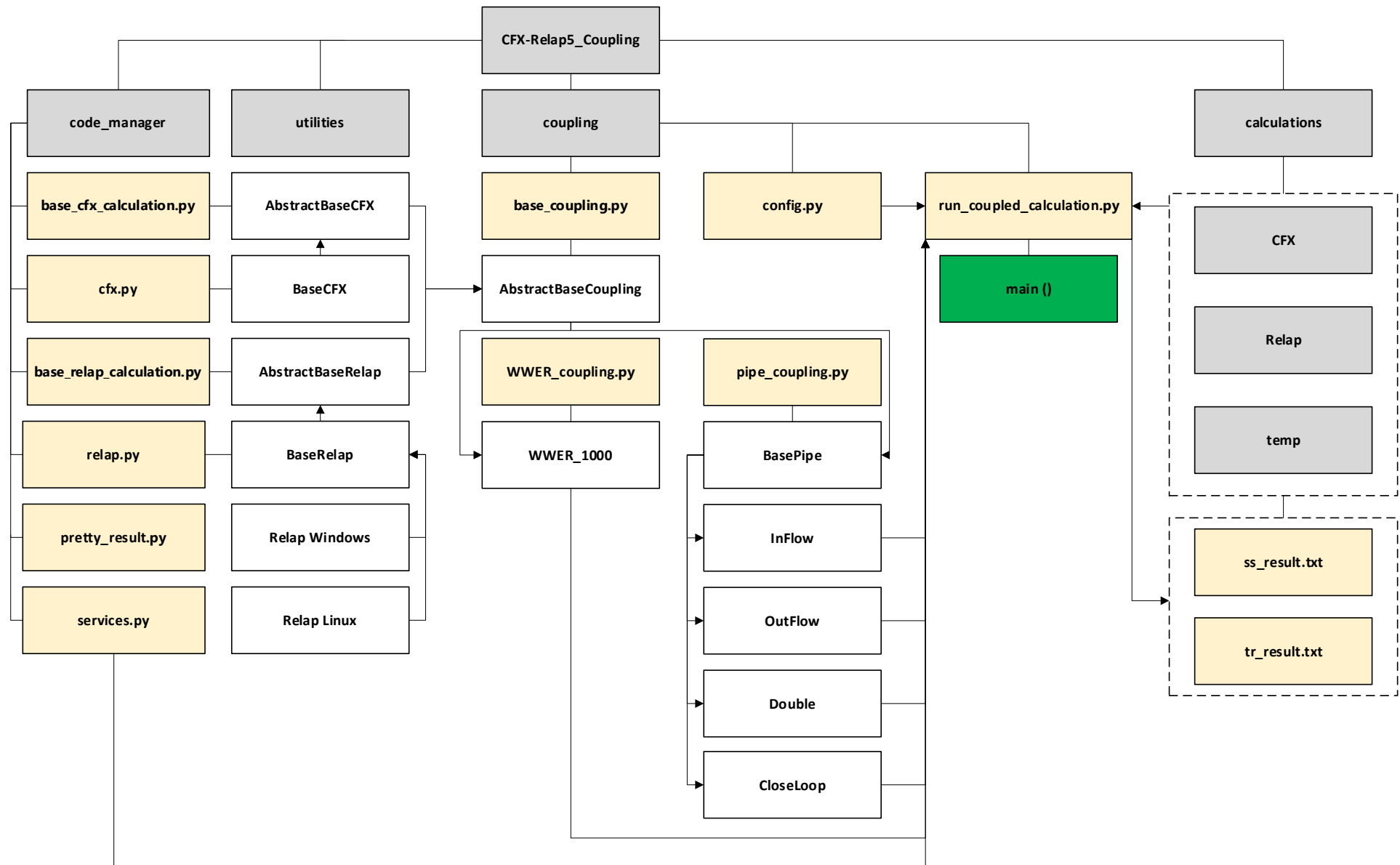


Рисунок 2.3 – Структурна схема модулю спряження RELAP5/CFX

2.4 Тестування спряження на простих теплогідравлічних моделях

Розробка ефективного і надійного інструменту спряження вимагає його тестування на простих незалежних моделях, що дасть змогу ідентифікувати можливі неточності та/або проблеми реалізації. В опублікованій роботі [85] в якості такого демонстраційного тесту обрано продувку послідовно з'єднаних горизонтальних RELAP5- та CFD-моделей труб, а також циркуляцію в замкненому контурі.

Зважаючи на подальше застосування модуля спряження на повноцінній моделі РУ ВВЕР-1000 необхідно провести тестування трьох основних типів інтерфейсу: «вхідний потік», «вихідний потік» та їх поєднання – «вхідний/вихідний потік».

Інтерфейс типу «вхідний потік» дозволяє змодельовати потік рідини від RELAP5- до CFX-моделі, що у випадку з РУ ВВЕР-1000, відповідає виходу теплоносія з холодних петель RELAP5-моделі в CFD-модель реактору. Протилежним до даного інтерфейсу є тип «вихідний потік», що дозволяє змодельовати потік рідини від CFX до RELAP5-моделі. У випадку з РУ ВВЕР-1000 даний тип інтерфейсу відповідає виходу теплоносія з CFD-моделі реактору у гарячі петлі RELAP5-моделі. Інтерфейс типу «вхідний/вихідний потік» являє собою комбінацію двох типів інтерфейсу, наведених вище, та дозволяє змодельовати проходження потоку рідини через CFD-модель, під'єднану з обох сторін до RELAP5-моделі. Тестування даного типу інтерфейсу проводиться на замкненому контурі.

В якості перехідного процесу для інтерфейсу «вхідний потік» задається лінійне збільшення тиску на 30 кПа на вході в трубу. Для інтерфейсу «вихідний потік» на вході в трубу задається лінійне збільшення масової витрати до 10 кг/с. Одночасно з цим в обох випадках відбувається збільшення температури на 10°C. Для інтерфейсу типу «вхідний/вихідний потік» в якості перехідного процесу задається лінійне збільшення масової витрати до 10 кг/с в замкненому контурі. Зміна описаних параметрів триває протягом 1 секунди та продемонстрована на рисунку 2.4. Для моделювання CFD-частини була створена модель круглої труби довжиною 0,3 м та

діаметром 0,1 м, розрахункова сітка якої показана на рисунку 2.5. Дана модель застосована для всіх тестових спряжених конфігурацій.

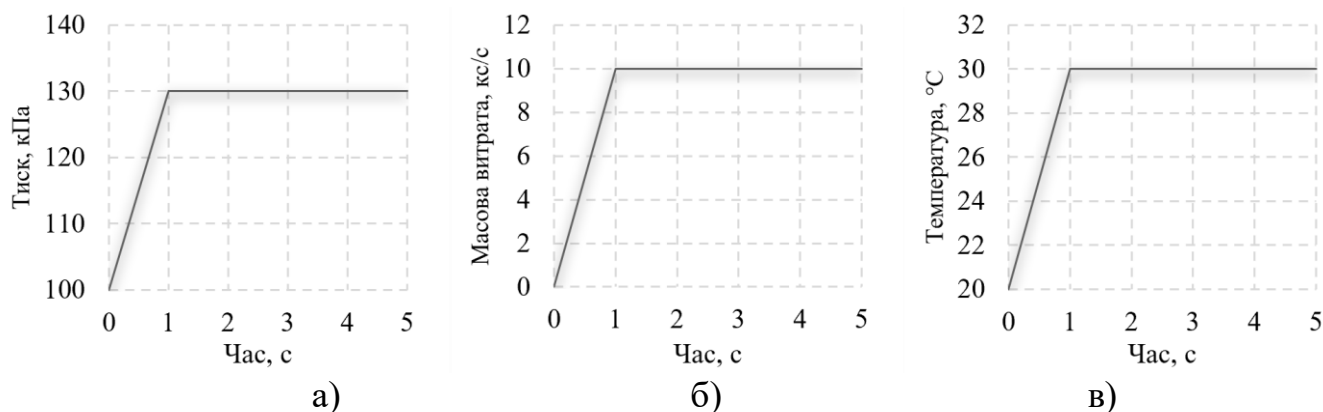


Рисунок 2.4 – Ініціалізація перехідного процесу: зміна тиску (а), масової витрати (б) та температури (в)

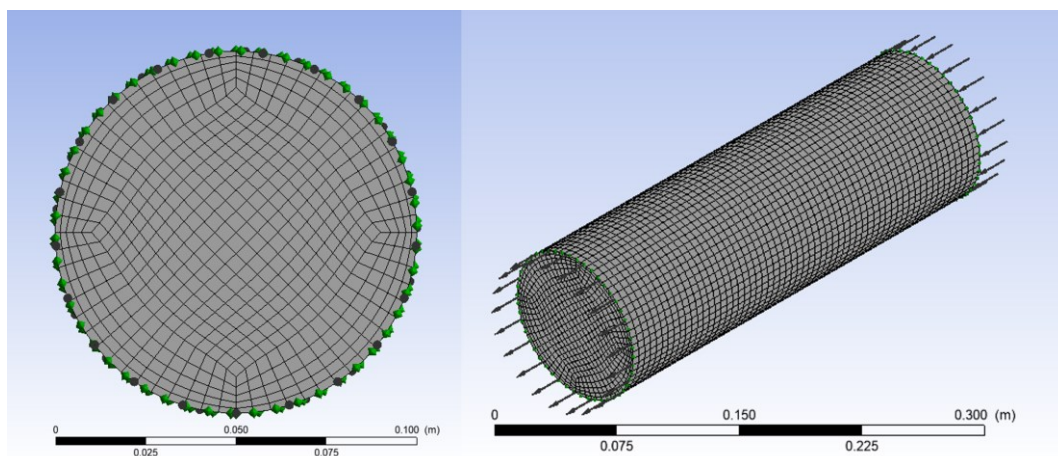


Рисунок 2.5 – CFD-модель труби що застосовується для тестування

Абсолютна шорсткість труби по всій довжині приймається рівною нулю. Також не встановлюються додаткові коефіцієнти гідродинамічних втрат. В якості робочої рідини задається нестислива вода за умов навколишнього середовища.

Одновимірна природа RELAP5 вимагає, щоб дані, які надходять від ANSYS CFX були усереднені перед використанням RELAP5. Однак, коли дані надходять від RELAP5 до ANSYS CFX, виникають деякі проблеми через відсутність прямої інформації про поперечні градієнти та турбулентність у RELAP5. Щоб подолати ці обмеження, які є властивими характеристиками кожного СТГ-коду, потрібні припущення щодо поперечних профілів вхідних змінних CFX-моделі. В

даному випадку, враховуючи мету наведених розрахунків – тестування розробленого модулю спряження, приймається рівномірний розподіл профілів вхідних змінних CFX-моделі.

Для моделювання перехідного процесу встановлено максимальний внутрішньокодовий крок за часом 0,001 с, а крок спряження – 0,05 с.

2.4.1 Тестування інтерфейсу «вхідного потоку»

2.4.1.1 Опис моделі

Тестування інтерфейсу типу «вхідний потік» проводиться на послідовному з'єднанні RELAP5-моделі з CFD-моделлю труби діаметром 0,1 м та загальною довжиною 5,3 м, з яких RELAP5-частина має довжину 5,0 м.

Схема спряженої моделі за якою відбувається тестування приведена на рисунку 2.6. Для оцінки достовірності результатів розрахунків, отриманих в спряженні, виконується порівняння отриманих результатів з результатами автономного розрахунку еквівалентної RELAP5-моделі, схема якої приведена на рисунку 2.7.

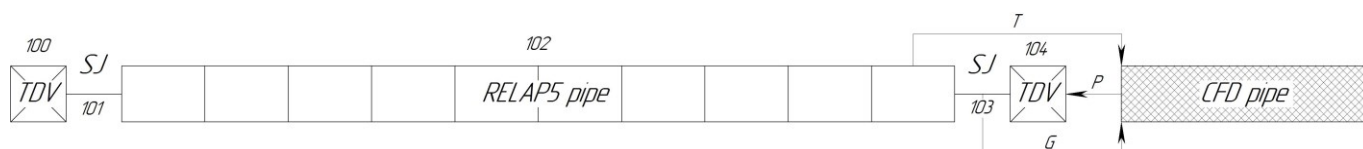


Рисунок 2.6 – Спряжена модель для тестування інтерфейсу «вхідного потоку»



Рисунок 2.7 – Еквівалентна RELAP5-модель для тестування інтерфейсу «вхідного потоку»

RELAP5-частина моделі складається з компоненту PIPE 102, який з обох сторін через Single-Junction (SJ) компоненти з'єднується з Time-Dependent Volume (TDV). Компонент PIPE 102 поділений на 10 рівних частин довжиною 0,5 м та діаметром 0,1

м кожна. TDV 100 дає можливість накласти на вхід моделі граничні умови, пов'язані з об'ємом: тиск та температуру теплоносія відповідно до графіків приведених на рисунку 2.4 (а, в). TDV 104 використовується для реалізації інтерфейсу та дає змогу задати тиск теплоносія на виході з RELAP5-частини труби.

На кожному часовому кроці модуль спряження отримує з компоненту SJ 103 масову витрату і з компоненту PIPE 102-10 – температуру та передає їх значення до ANSYS CFX в якості граничних умов на вході в трубу. При цьому, враховуючи відсутність прямої інформації щодо поперечних градієнтів та турбулентності у RELAP5, поперечні профілі масової витрати та температури на вході в CFX-модель приймаються постійними. В свою чергу, тиск, отриманий на вході в CFD-модель труби, встановлюється у компоненті TDV 104 в якості граничної умови.

2.4.1.2 Результати тестування

Розрахунок перехідного процесу виконується до моменту стабілізації основних теплогідравлічних параметрів – 6 секунд.

На графіках рисунку 2.8 (а) та 2.8 (б) приведено порівняння зростання масової витрати та температури в автономному та спряженому розрахунках перехідного процесу. Графіки демонструють хорошу узгодженість результатів обох розрахунків.

Зростання та поступова стабілізація тиску на вході в CFD-модель, що виникає внаслідок ініціалізації перехідного процесу в RELAP5-частині моделі, показана на рисунку 2.8 (в). В даному випадку тиск на виході CFD-моделі залишається рівним нулю відповідно до граничної умови «Outlet» з опцією «Static Pressure».

Падіння тиску вздовж труби на момент закінчення розрахунку (при $t=6$ с) приведено на рисунку 2.8 (г). Для результатів автономного та спряженого розрахунку існує розходження, яке набуває максимального значення на межі з'єднання двох частин труби. Дане відхилення виникає внаслідок відсутності прямої інформації щодо поперечних градієнтів і турбулентності у RELAP5 та застосування рівномірного профіля масової витрати на вході в CFD-модель труби.

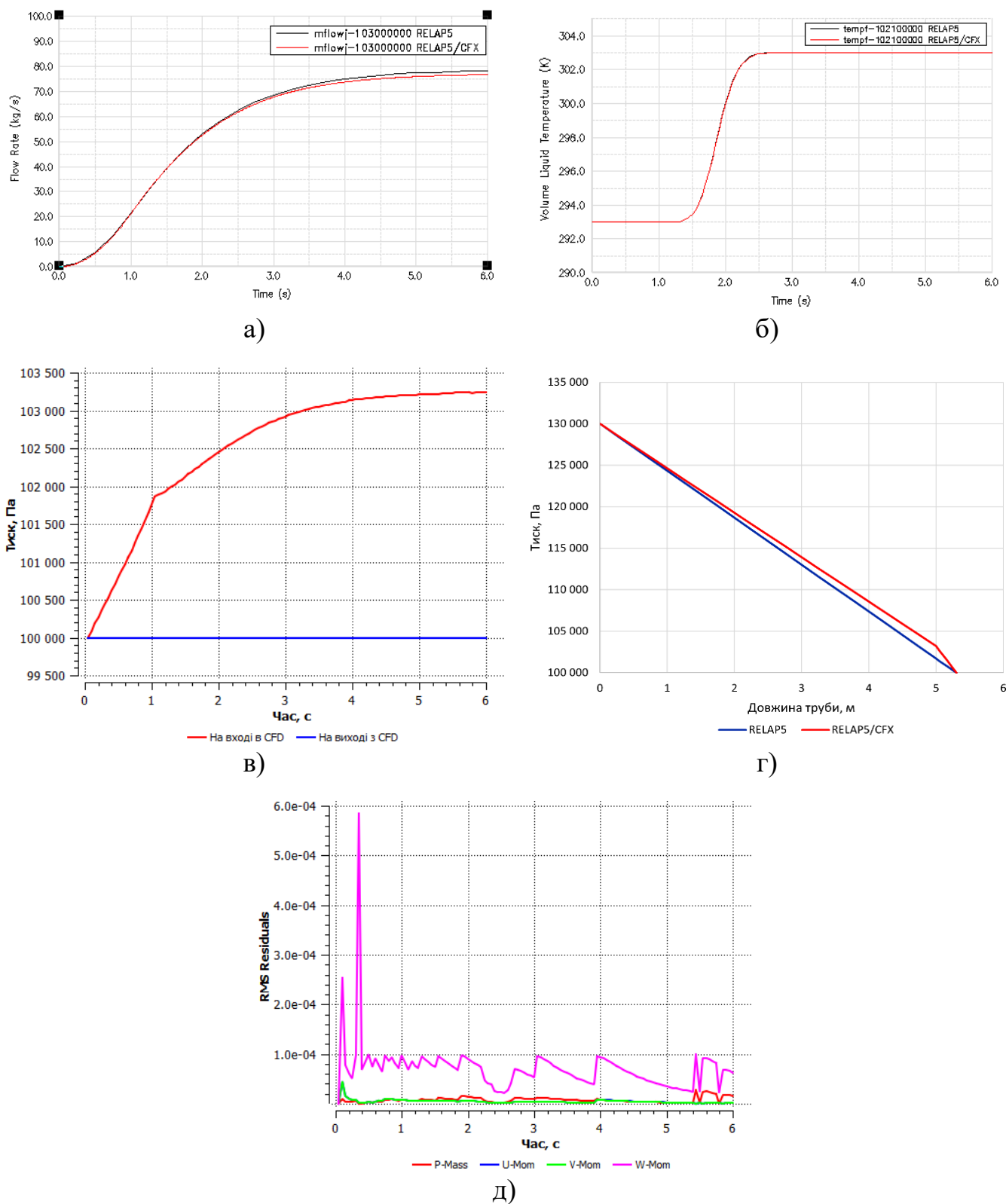


Рисунок 2.8 – Зміна параметрів в автономному та спряженому розрахунку перехідного процесу: а) масова витрата; б) температура; в) тиск; г) тиск вздовж труби на момент закінчення розрахунку; д) залишкова конвергенція маси та імпульсу

Залишкова конвергенція маси та імпульсу для розрахунку CFD моделі показана на рисунку 2.8 (д). Усі значення залишків потрапляють в діапазон менше 10^{-4} . Лише на початку моделювання існує незначне перевищення, яке усувається збільшенням кількості внутрішніх ітерацій.

2.4.2 Тестування інтерфейсу «вихідного потоку»

2.4.2.1 Опис моделі

Тестування інтерфейсу типу «вихідний потік» проводиться на послідовному з'єднанні CFD-моделі з RELAP5-моделлю труби діаметром 0,1 м та загальною довжиною 5,3 м, з яких RELAP5-частина має довжину 5,0 м.

Схема спряженої моделі за якою відбувається тестування приведена на рисунку 2.9.

Оцінка достовірності результатів розрахунків, отриманих в спряженні, як і для випадку з інтерфейсом «вихідного потоку» виконується шляхом порівняння отриманих результатів з результатами автономного розрахунку еквівалентної RELAP5-моделі, схема якої приведена на рисунку 2.10.

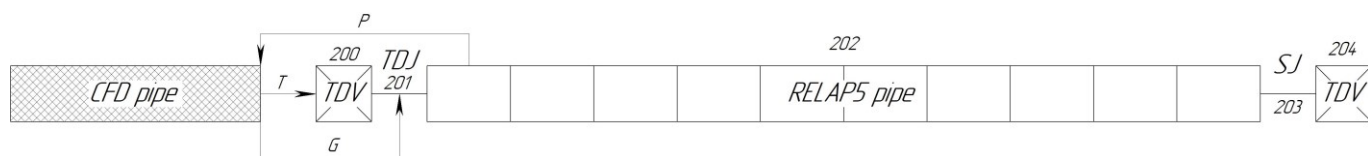


Рисунок 2.9 – Спряжена модель для тестування інтерфейсу «вихідного потоку»



Рисунок 2.10 – Еквівалентна RELAP5-модель для тестування інтерфейсу «вихідного потоку»

RELAP5-частина моделі складається з компоненту PIPE 202, з'єднаного на виході з TDV 204 через компонент SJ 203, аналогічно до попереднього випадку. При цьому вхід в RELAP5-частину труби моделюється компонентом TDV 200 в поєднанні

з компонентом Time-Dependent Junction (TDJ) 201. Така компоновка дає можливість задання температури теплоносія в TDV 200 та масової витрати в TDJ 201 в якості граничних умов, значення яких на кожному часовому кроці беруться з виходу CFD-моделі. В свою чергу, тиск з компоненту PIPE 202-01 передається до ANSYS CFX та встановлюється на виході CFD-моделі.

На вході в CFD-модель на кожному часовому кроці встановлюється масова витрата та температура теплоносія відповідно до графіків приведених на рисунку 2.4 (б, в).

2.4.2.2 Результати тестування

Розрахунок перехідного процесу виконується до моменту стабілізації основних теплогідравлічних параметрів – 6 секунд. Зміни масової витрати та температури в автономному RELAP5 та спряженому RELAP5/CFX розрахунку перехідного процесу приведена на графіках рисунків 2.11 (а) та 2.11 (б). При досить точному співпадінні значень масової витрати існує незначне запізнення початку зростання температури в спряженому розрахунку, в порівнянні з автономним. Зростання та поступова стабілізація тиску на виході з CFD-моделі, що виникає внаслідок ініціалізації перехідного процесу на вході в CFD-моделі, показані на графіках рисунку 2.11 (в). Рисунок 2.11 (г) демонструє падіння тиску вздовж труби на момент закінчення розрахунку (при $t=6$ с). Для результатів автономного та спряженого розрахунку існує розходження, яке набуває максимального значення на межі з'єднання двох частин труби. Дане відхилення виникає через усереднення рішень, отриманих на CFX інтерфейсі, при передачі їх з виходу CFD-моделі на вхід в RELAP5. Необхідність такого усереднення виникає внаслідок неможливості передачі інформації щодо поперечних градієнтів та турбулентності до RELAP5-моделі.

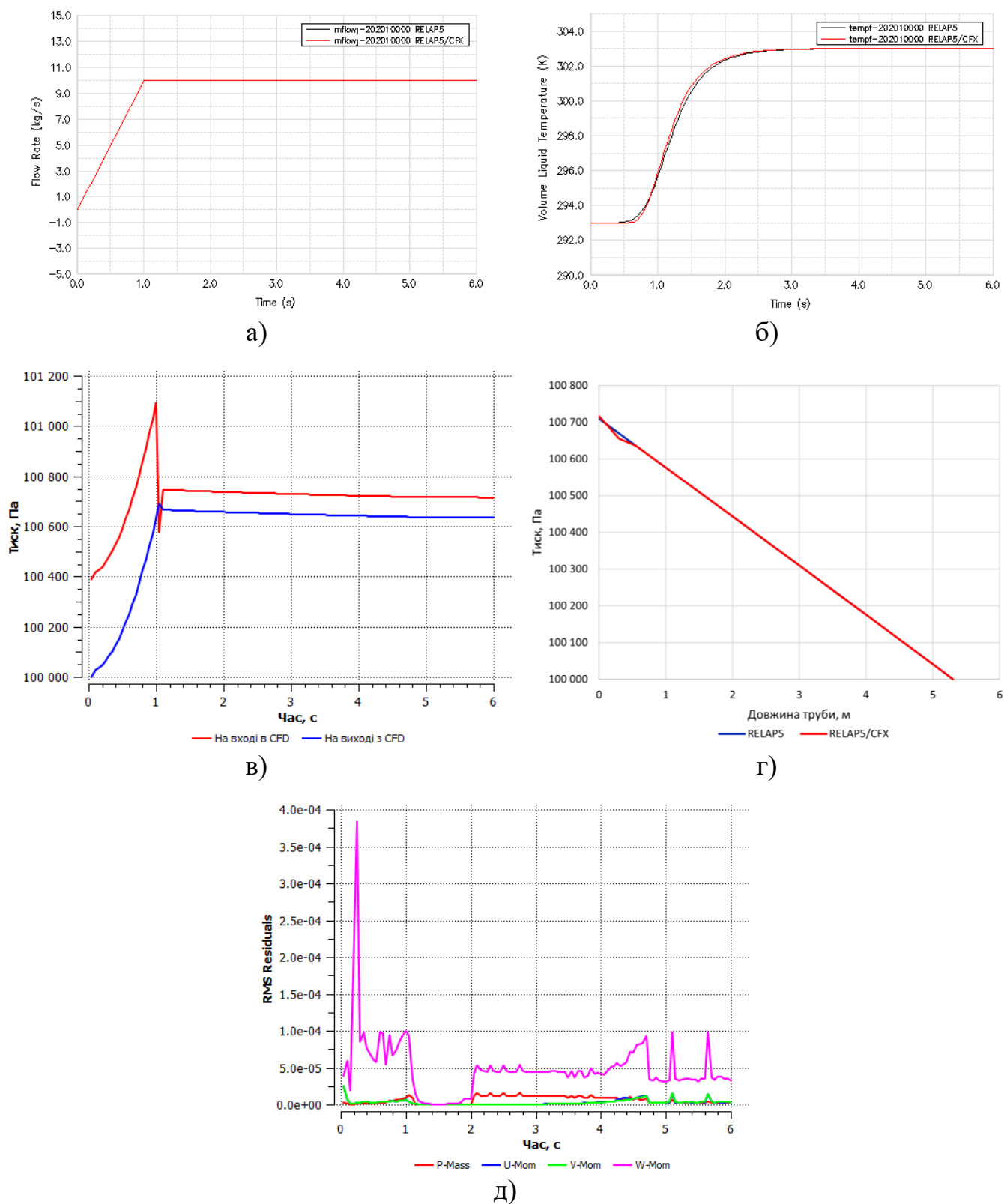


Рисунок 2.11 – Зміна параметрів в автономному та спряженому розрахунку перехідного процесу: а) масова витрата; б) температура; в) тиск; г) тиск вздовж труби на момент закінчення розрахунку; д) залишкова конвергенція маси та імпульсу

Залишкова конвергенція маси та імпульсу для розрахунку CFD моделі показана на рисунку 2.11 (д). Усі значення залишків потрапляють в діапазон менше 10^{-4} . Лише на початку моделювання, як і в попередньому випадку, існує незначне перевищення, яке усувається збільшенням кількості внутрішніх ітерацій.

2.4.3 Тестування інтерфейсу «вхідного/вихідного потоку» на замкненому контурі

Успішні результати тестування інтерфейсів «вхідного потоку» та «вихідного потоку» дають змогу провести їх спільне тестування за схемою спряженої моделі, приведеної на рисунку 2.12 (а). Оцінка достовірності результатів розрахунків, отриманих в спряженні, як і в попередній випадках, виконується шляхом порівняння отриманих результатів з результатами автономного розрахунку еквівалентної RELAP5-моделі, схема якої приведена на рисунку 2.12 (б).

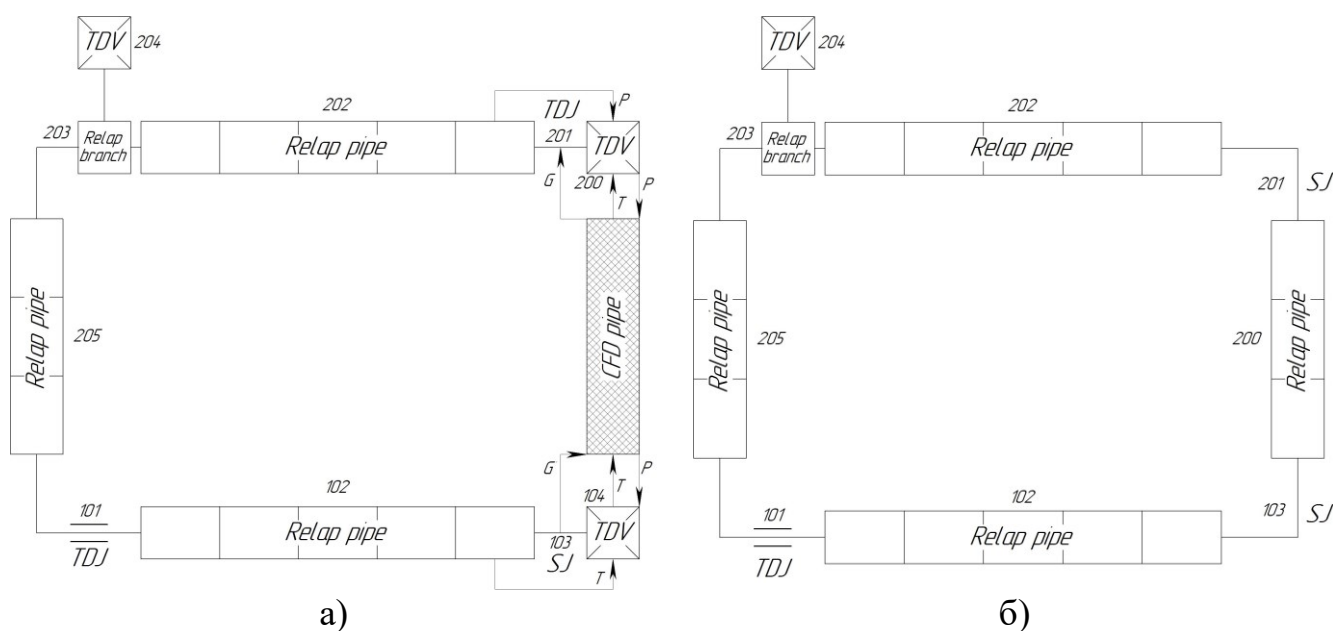


Рисунок 2.12 – Спряжена модель (а) та еквівалентна RELAP5-модель (б) для тестування інтерфейсу «вхідного/вихідного потоку»

2.4.3.1 Опис моделі

Для тестування поєднаного інтерфейсу «вхідний/вихідний потік» застосовується замкнений контур діаметром 0,1 м та загальною довжиною 5,8 м, з яких RELAP5-частина має довжину 5,5 м.

Компоненти PIPE 102 і 202, що входять до RELAP5-частина моделі, мають довжину 2,5 м та поділені на 5 рівних частин. Компоненти PIPE 200 та 205, мають довжину 0,3 м та поділені на 3 рівні частини. В порівнянні з попередніми конфігураціями, в схему додано розширювальний бак, що моделюється за допомогою компоненту TDV 204 із заданням постійних значень тиску та температури. Даний бак виконує компенсацію зміни об'єму теплоносія, аналогічно до компенсатора об'єму в реальній реакторній установці. З'єднання розширювального баку з схемою відбувається за допомогою компоненту BRANCH 203.

Ініціалізація перехідного процесу відбувається лінійним збільшенням масової витрати до 10 кг/с протягом 1 секунди, що задається в компоненті TDJ 101.

На кожному часовому кроці модуль спряження здійснює обмін даними між кодами відповідно до того, як це було описано в тестуванні інтерфейсу «вхідного» та «вихідного потоку».

2.4.3.2 Результати тестування

На графіках рисунку 2.13 (а) та 2.13 (б) приведено порівняння зміни масової витрати на вході та виході з CFD-моделі в автономному та спряженому розрахунку перехідного процесу. Графіки демонструють повне співпадіння значень масової витрати на вході в CFD-модель для спряженого і автономного розрахунків, та незначне зміщення значень на виході з CFD-моделі. Дане зміщення пов'язане з особливістю методу явного спряження, при якому обмін теплогідравлічних параметрів відбувається після закінчення часового кроку.

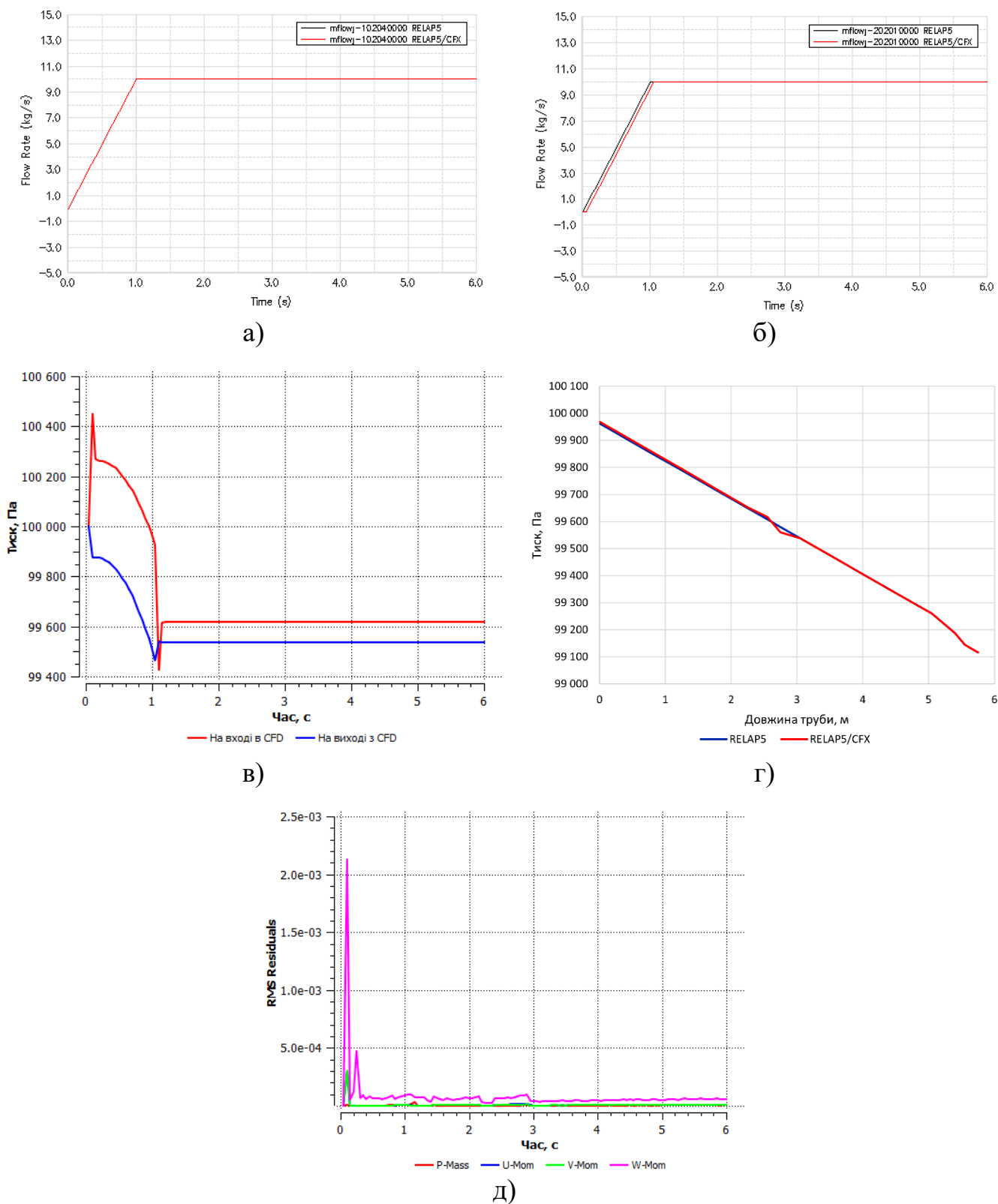


Рисунок 2.13 – Зміна параметрів в автономному та спряженому розрахунку перехідного процесу: а) масова витрата на вході в CFD-модель; б) масова витрата на виході з CFD-моделі; в) тиск; г) тиск вздовж труби на момент закінчення розрахунку; д) залишкова конвергенція маси та імпульсу

На початку розрахунку відбувається різке падіння тиску на виході з CFD-моделі та його різке зростання на вході, що є наслідком ініціалізації перехідного процесу (рисунок 2.13 (в)). Стабілізація тиску відбувається після досягнення компонентом TDJ 101 номінального значення витрати.

Падіння тиску по довжині труби на момент закінчення розрахунку (при $t=6$ с) показано на графіках рисунку 2.13 (г). Для результатів автономного та спряженого розрахунку, існують розходження, які набувають максимальних значень на межах з'єднання частин труби. Дане відхилення, являється сумарним результатом відхилень, що виникають на кожному з інтерфейсів. Для «вхідного інтерфейсу» це наслідок відсутності прямої інформації щодо поперечних градієнтів і турбулентності у RELAP5 та застосування рівномірного профіля масової витрати вході в CFD-модель. А для «вихідного інтерфейсу» – усереднення отриманих в ANSYS CFX рішень на інтерфейсі при передачі їх з виходу CFD-моделі на вхід в RELAP5-модель, внаслідок неможливості передачі інформації щодо поперечних градієнтів і турбулентності.

Максимальні залишки для CFD моделювання показано на рисунку 2.13 (д). Усі значення залишків потрапляють в діапазон менше 10^{-4} . Лише на початку моделювання, як і в попередніх випадках, існує незначне перевищення, яке усувається збільшенням кількості внутрішніх ітерацій.

2.5 Висновки до розділу

В даному розділі представлено розроблений підхід до спряженого моделювання теплогідрравлічних процесів із застосуванням CFD-коду ANSYS CFX та СТГ-коду RELAP5/MOD 3.2. Проводиться аналіз обраних кодів щодо можливості створення інтерфейсів для обміну даними, обираються найбільш оптимальні варіанти.

Реалізація спряження відбувається за допомогою розробленого з модулю спряження RELAP5/CFX, що керує спряженим розрахунком та здійснює обробку даних. В розділі представлено опис розробленого модулю, наводиться блок-схема

розрахунку та обміну даних між кодами, а також основні структурні компоненти модулю та їх функції.

Для відпрацювання технології спряження виконано тестування модулю на послідовно з'єднаних RELAP5- та CFD-моделях горизонтальних труб, а також на замкненому контурі. Тестування проводилося для трьох основних типів інтерфейсу: «вхідний потік», «вихідний потік», поєднання «вхідний/вихідний потік» на замкненому контурі. Результати розрахунків перехідних режимів для всіх трьох тестових завдань підтверджують правильність реалізації технології спряження. Порівняння результатів спряжених розрахунків з результатами автономних розрахунків вказують на незначні відхилення в розподілу тиску по довжині труби у всіх тестах. Такі відхилення виникають при передачі даних від RELAP5 до ANSYS CFX внаслідок відсутності прямої інформації щодо поперечних градієнтів і турбулентності у RELAP5 та застосуванні постійних поперечних профілів масової витрати та температури. І навпаки, внаслідок неможливості передачі інформації щодо поперечних градієнтів і турбулентності від ANSYS CFX до RELAP5 існує необхідність в їх усередненні, що в свою чергу також викликає відхилення. Однак, не зважаючи це, оцінка результатів спряжених розрахунків показала достатню узгодженість з результатами автономних розрахунків.

РОЗДІЛ 3. ОЦІНКА ПОЧАТКОВОЇ ДИНАМІКИ ЗАКЛИНЮВАННЯ ВАЛУ ГЦН-195М ІЗ ЗАСТОСУВАННЯ СПРЯЖЕНОГО ПІДХОДУ

Головні циркуляційні насоси являються ключовими елементами основного обладнання атомної електростанції, що мають безпосередній вплив на надійну та безпечну експлуатацію РУ. ГЦН забезпечують постійну циркуляцію теплоносія через АкЗ та її надійне охолодження, а також, будучи елементом першого контуру, виконують функцію бар'єру безпеки АЕС.

З аналізу нештатних експлуатаційних режимів, пов'язаних з відмовами ГЦН, можна виділити один з найважчих – заклинювання валу ГЦН. Імовірними причинами такого заклинювання можуть бути попадання сторонніх предметом в проточну частину або механічні пошкодження самого ГЦН, наприклад, робочого колеса або вузла ущільнення валу. Внаслідок відсутності вибігу ГЦН при заклинюванні його валу витрата теплоносія через аварійну петлю різко зменшується. Під дією АЗ за сигналом зменшення перепаду тиску на «аварійному» ГЦН з 4 кгс/см^2 до $2,5 \text{ кгс/см}^2$ потужність реактора знижується до рівня залишкових енерговиділень. Однак, різке миттєве зниження витрати теплоносія через АкЗ реактора спричиняє погіршення умов теплообміну в АкЗ, зростання температури зовнішньої поверхні оболонок твел до значень приблизно 591°C [88], а також може привести до криза теплообміну на оболонках максимально напружених твелів.

Заклинювання ГЦН насамперед небезпечне з точки зору погіршення тепловідведення. Однак, ще одним небезпечним наслідком є можливість виникнення гідравлічного удару в петлі з аварійним насосом. Хоча на сьогоднішній день не зафіксовано жодного випадку гідравлічних ударів у проточній частині ГЦН, але гіпотетично за умови часткового перекриття прохідного перерізу проточної частини міжлопаткового простору або відвідного патрубка, при заклинюванні валу ГЦН може відбутися неповний гідравлічний удар максимальною амплітудою приблизно в 1 МПа [89].

В рамках аналізу безпеки АЕС заклинювання ГЦН моделюється за допомогою СТГ-кодів, таких як RELAP5, а саме явище гідравлічного удару розглядається по відношенню до критерію прийнятності за тиском в першому контурі. При цьому для забезпечення консерватизму та збільшенню впливу гідроудару на трубопроводи та обладнання першого контуру, моделюється миттєве (зупинка протягом одного тимчасового кроку) заклинювання ГЦН. Однак, моделі, що використовуються в СТГ-кодах не можуть коректно відтворити поведінку ГЦН при миттєвій зміні крутного моменту та ударній зміні тиску [90]. Для вирішення таких завдань моделювання потрібно застосовувати CFD-моделі, які дозволяють досліджувати складні течії рідини і враховувати реальні фізичні процеси, такі як турбулентність та взаємодію з поверхнею твердих тіл.

Застосування автономної CFD-моделі ГЦН для моделювання заклинювання валу, яке проводиться в роботі [90] не дає можливості враховувати розворот ударної хвилі, а також розсіювання частини кінетичної енергії в примикаючих трубопроводах. До того ж після заклинювання ГЦН загалом падає середній статичний тиск у проточній частині насосу через короткочасне підвищення абсолютної швидкості в момент, коли кутова швидкість прямує до нуля.

Тому, забезпечення коректних ГУ для моделювання заклинювання валу ГЦН зі застосуванням CFD-моделі можливе в спряженні з СТГ-моделлю повноцінної РУ, що і виконується в даному розділі.

3.1 Розрахункова CFD-модель ГЦН-195М для коду ANSYS CFX

3.1.1 Розробка розрахункової моделі

Для оцінки амплітуди підвищення тиску теплоносія, а також розподілу поля тиску за допомогою CFD-аналізу було розроблено модель проточної частини ГЦН-195М. Розрахункова модель складається з простору рідини робочого колеса та

равлика, а також вхідного та вихідного трубопроводу. Загальний вид розрахункової геометрії представлений на рисунку 3.1.

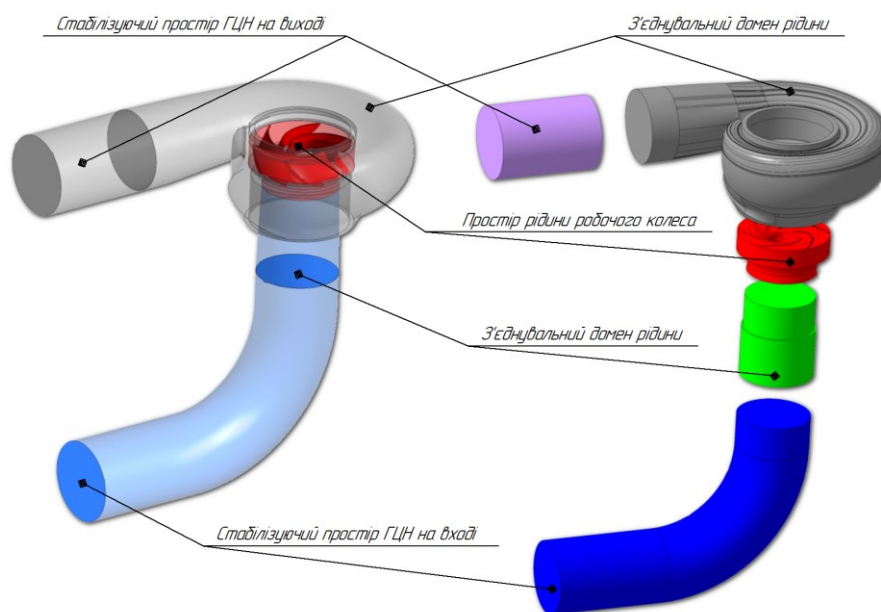


Рисунок 3.1 – Загальний вигляд розрахункової геометрії CFD-моделі ГЦН-195М

Моделювання процесів динамічного впливу потоку рідини на стінку, особливо при перебудові потоку вимагає врахування стисливості середовища, яка для води може бути в широких межах температур та описана різними залежностями. В якості основних можна виділити експоненційні та показникові. При цьому процеси стисливості рідини за умови відсутності фазових переходів можна вважати ізотермічними.

Для моделювання динамічного впливу при заклинюванні ГЦН було обрано показникову залежність густини води від тиску (модель Макдональда-Тейта), яка базується на рівнянні стану Тейта і має наступний вигляд [91]:

$$\rho(p) = \rho(p_{ref}, T_{ref}) \left(\frac{E_f + n \cdot p}{E_f} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.1)$$

де, p_{ref}, T_{ref} – тиск і температура, що визначають густину, щодо якої йдуть зміни;
 E_f – модуль Юнга першого роду; n – емпіричний коефіцієнт; p – відносний тиск (відносно p_{ref}).

Як приклад розглянемо повний гідравлічний удар трубі довжиною 1 м. і внутрішнім діаметром поперечного перерізу 50 мм. Витрата рідини у трубопроводі із густиною 1000 кг/м^3 приймається рівним 1 кг/с . Згідно з формулою Жуковського, максимальна амплітуда хвилі тиску при гідроударі дорівнюватиме 748 кПа , а період гідроудару $0,00273 \text{ секунди}$. У розрахунковій моделі гідроудару в ANSYS CFX обраної геометрії ділянки труби моделюється 30 рівномірних тимчасових кроків із загальною тривалістю $0,003 \text{ с}$. При цьому у виразі стисливості рідини (3.1) було прийнято такі значення коефіцієнтів: $\rho(p_{ref}, T_{ref}) = 1000 [\text{кг} / \text{м}^3]$, $E_f = 2,2 [\text{ГПа}]$ і $n = 7,15$.

Результати моделювання (рисунок 3.2) підтверджують коректний опис ізотермічної стисливості рідини залежністю (3.1).

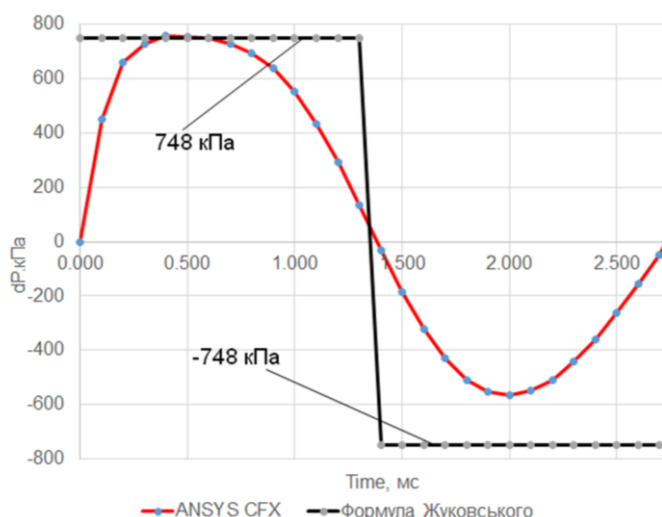


Рисунок 3.2 – Результат моделювання гідроудару із застосуванням моделі Макдональда-Тейта для тестового завдання

3.1.2 Дискретизація розрахункової геометрії

Існують два основні підходи до аналізу дискретизації розрахункової геометрії. Перший підхід заснований на оцінці дискретизації пограничного шару аналітичними методами [92], що базується на теорії пограничного шару, а також на досвіді моделювання різних лопатевих машин. Другий підхід ґрунтується на безпосередній варіації розрахункової сітки з метою отримання незалежності результатів від дискретизації [93].

Еквівалентний діаметр робочого колеса може бути визначений згідно з залежністю (3.2), при цьому відносна швидкість в міжлопатковому просторі визначається відповідно до залежності (3.3).

$$D = \sqrt{D_1^2 - d_{em}^2} \quad (3.2)$$

де D_1 – діаметр вхідної горловини, d_{em} – діаметр втулки.

$$W = \sqrt{\left(\frac{\pi n D_1}{60}\right)^2 + \left(\frac{4Q}{\pi D}\right)^2} \quad (3.3)$$

де n – частота обертання робочого колеса Q – об’ємна подача насосу.

Задавшись значенням безрозмірної координати пограничного шару y^+ , висоту першого елементу розрахункової сітки можна визначити відповідно до наступної залежності для потоків, які обертаються:

$$y = y^+ D \sqrt{74} \text{Re}^{-13/14} \quad (3.4)$$

Для простору рідини, що не обертається, висота першого елементу пограничного шару визначається відповідно до залежності (3.5) [94].

$$y = \min \left[\frac{y^+ \nu(T_{ref})}{\sqrt{Aw \text{Re}(x)_{L_a}^{-a}}}; \frac{y^+ \nu(T_{ref})}{\sqrt{Bw \text{Re}(x)_{L_a}^{-b}}} \right] \quad (3.5)$$

При побудові пограничного шару коефіцієнт, що характеризує величину зростання висоти кожного наступного елементу, описується параметром k , який відповідно до рекомендацій [92] не повинен перевищувати 1,5. Тоді кількість шарів пограничного шару можна визначити, виходячи з суми геометричної прогресії, а також загальної товщини пограничного шару:

$$m = \text{Trunc} \left[\frac{\ln \left(1 - \frac{0,035 D \text{Re}^{-1/7}}{y} (1-k) \right)}{\ln(k)} \right] + 1 \quad (3.6)$$

Оскільки робочі лопатки ГЦН спроектовані таким чином, щоб була відсутня відривна течія в міжлопатковому просторі на навколономінальних режимах роботи, то в цьому випадку виправдано використання двопараметричних моделей турбулентності. З двопараметричних моделей турбулентності переважно застосовуються моделі k-ε RNG або k-ε Realizable і k-ω (SST). Моделі RNG і Realizable спеціально адаптовані для врахування потоків, які обертаються, до того ж вони менш вимогливі до вирішення пограничного шару через використання масштабованих пристінкових функцій, ніж модель k-ω (SST). Як основна модель турбулентності обрана k-ε RNG, яка може бути застосована для $y^+ < 300$.

Результати оцінки розрахункової сітки, а також загальну характеристику наведено в таблиці 3.1.

Таблиця 3.1 – Оцінка дискретизації розрахункової геометрії

Рідинний об'єм	Визначальні величини	Оціночна товщина пограничного шару	y [мм]/m	Модель турбулентності
Робоче колесо	$D_1 = 810 [мм]$ $d_{em} = 360 [мм]$ $Q = 5,56 [м^3 / с]$ $n = 1000 [об / хв]$ $D = 726 [мм]$ $W = 44,5 [м / с]$ $y^+ = 30$ $k = 1,5$	1,6 мм	0,003/14	k- ε RNG (Wall Scalable Function)
Равлик	$A = B = \frac{0,079}{2}$ $a = b = 0,25$ $W_{yn} = \frac{W}{2} \approx 22 [м / с]$ $D_{pas} = 2000 [мм]$ $y^+ = 50$ $k = 1,5$	5,45 мм	0,01/9	k- ε RNG (Wall Scalable Function)

Рідинний об'єм	Визначальні величини	Оціночна товщина пограничного шару	y [мм]/m	Модель турбулентності
ГЦТ	$A = B = \frac{0,079}{2}$ $a = b = 0,25$ $W_{ГЦТ} \approx 10,5 [м/с]$ $D_{ГЦТ} = 850 [мм]$ $y^+ = 50$ $k = 1,5$	2,3 мм	0,01/6	k- ε RNG (Wall Scalable Function)

Примітка: відповідно до рекомендацій [92] про якісну дискретизацію наступні елементи, що прилягають до пограничного шару повинні мати висоту, яка не перевищує величину $\delta \cdot k$, де δ – товщина пограничного шару для конкретного домену. Таким чином, для равлика середній характерний розмір не повинен перевищувати 10 мм, а для робочої лопатки не повинен перевищувати 5 мм.

Побудована розрахункова сітка має 22 млн контрольних об'ємів, при середній ортогональності (OQ) – 0,88, скошеності (SW) – 0,21, що згідно [92] є остаточною і результати розрахунку на якій не залежать від дискретизації. До того ж, така щільність розрахункової сітки отримана на CFD моделі ГЦНА [95]. Така розрахункова сітка вимагає суттєвих обчислювальних ресурсів, тому є доцільним оптимізація шляхом застосування теорії подібності лопатевих машин [96] або варіація щільності розрахункової сітки для отримання незалежних результатів. Підхід до безпосереднього аналізу чутливості розрахункової сітки у разі великих геометричних розмірів при малому пограничному шарі являється виправданим.

Характеристики розрахункових сіток, які застосовуватимуться для аналізу чутливості представлені у таблиці 3.2. При цьому значення y^+ з урахуванням масштабованої пристінкової функції не повинне перевищувати 300.

В якості порівнюваних величин вибиралися такі параметри: напір, ККД, середня швидкість на виході з робочого колеса, середній статичний тиск на виході з робочого колеса.

Згідно теорії лопатевих машин [96] напір насосу може бути визначений виходячи з наступної залежності:

$$H = \frac{1}{\rho g} (P_{out} - P_{in}) + \frac{1}{g} \left(\frac{C_{out}^2}{2} - \frac{C_{in}^2}{2} \right) \quad (3.7)$$

де P_{out}, P_{in} – статичний тиск на виході та на вході відповідно, C_{out}, C_{in} – абсолютна швидкість на виході та на вході, ρ – середньооб’ємна густина рідини, g – прискорення вільного падіння.

ККД насосного агрегату може бути визначений залежністю (3.8) [92, 96].

$$\eta = \frac{Q \cdot \rho g H}{\int_0^{\frac{\pi n}{30}} M_{oz} d\omega} \quad (3.8)$$

де M_{oz} – крутний момент щодо осі обертання робочого колеса 0Z.

Таблиця 3.2 – Характеристики варіантної розрахункової сітки

Характеристика	Mesh#1	Mesh#2	Mesh#3
Nodes	$5,28 \cdot 10^5$	$10,5 \cdot 10^5$	$23,6 \cdot 10^5$
Elements	$1,84 \cdot 10^6$	$4,11 \cdot 10^6$	$8,51 \cdot 10^6$
OQ	0,82	0,83	0,85
SW	0,29	0,27	0,22

Граничні умови розрахункової геометрії, які сформульовані як умови Діріхле (масова витрата і тиск) показано на рисунку 3.3. Загальний вигляд варіантної розрахункової сітки показаний рисунку 3.4. Значення розрахункових коефіцієнтів моделі стисливості (3.1) представлені у таблиці 3.3.

Таблиця 3.3 – Визначальні величини та коефіцієнти моделі стисливості

$p_{ref} [МПа]$	$T_{ref}, [^{\circ}C]$	$\rho(p_{ref}, T_{ref}), [\frac{кг}{м^3}]$	$E_f, [ГПа]$	n
15,788	300	727	2,2	7,15

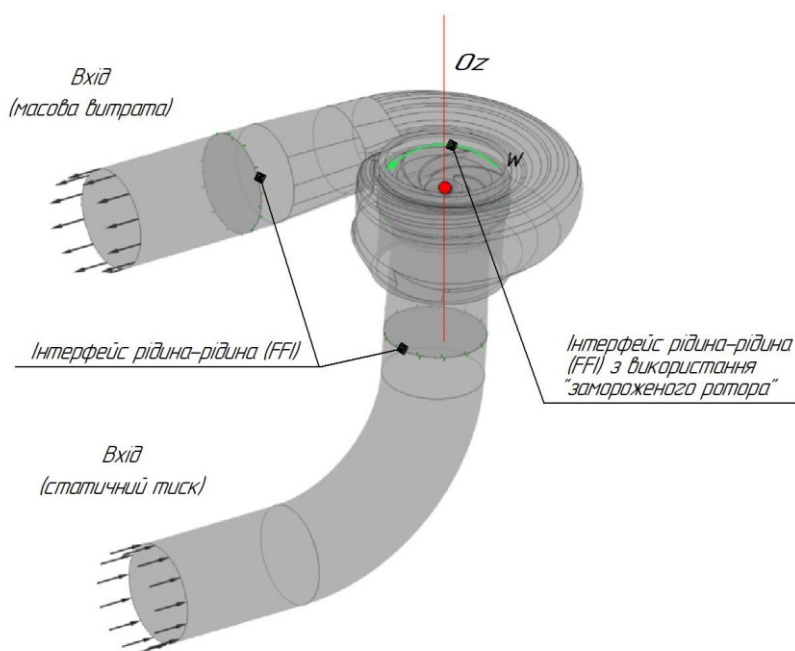


Рисунок 3.3 – Граничні умови розрахункової моделі

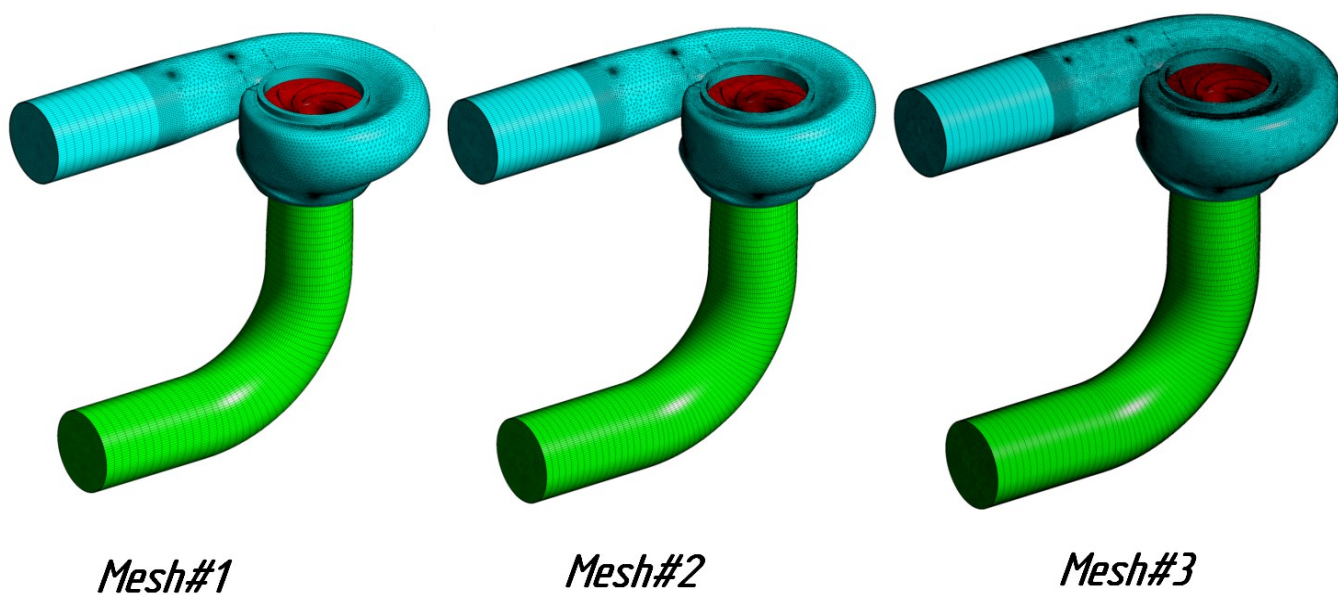


Рисунок 3.4 – Загальний вигляд варіантної розрахункової сітки геометрії ГЦН

Результати розрахунку варіантної сітки для напору, ККД, середнього статичного тиску, а також середньої швидкості на виході з робочого колеса показані на рисунку 3.5. Розрахунки проводилися для номінального режиму роботи ГЦН при чотирьох працюючих насосах. Витрата теплоносія приймалася 4000 кг/с, при температурі 300°C.

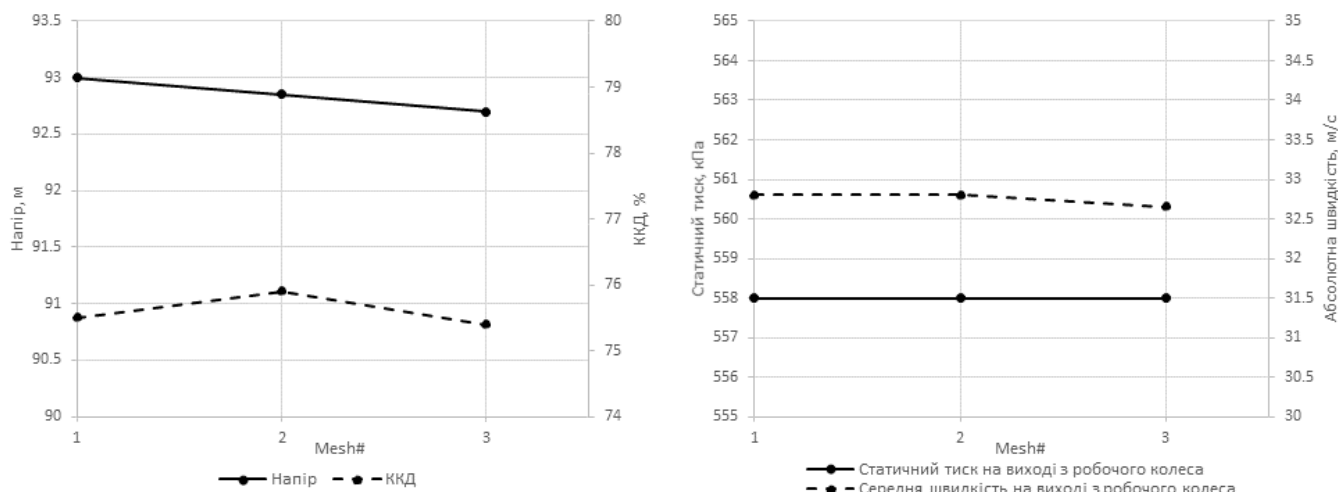


Рисунок 3.5 – Результати варіантного розрахунку різного ступеня дискретизації розрахункової CFD моделі ГЦН

Варіантний розрахунок показав, що незалежність результатів від дискретизації розрахункової геометрії досягається на значно менш щільній сітці, ніж аналітична оцінка. При цьому ущільнення сітки більш ніж 2 рази порівняно з mesh#1 призводить до зміни результатів не більше ніж 1%. Це свідчить про те, що аналітична оцінка насамперед дає достатню умову незалежності результатів від розрахункової сітки. Аналіз чутливості згідно з рекомендаціями [93], крім зменшення розмірності сітки, підтверджує правильність аналітичної оцінки достатньої щільності сітки.

Для перевірконого розрахунку напірно-витратної характеристики ГЦН надалі застосовувалася сітка mesh#1, а для моделювання динамічного впливу потоку теплоносія застосовувалася сітка mesh#2.

3.1.3 Валідація стаціонарного стану розрахункової моделі

Розрахунок проводився на розрахунковій сітці mesh#2, детальний вид якої у перерізі показаний на рисунку 3.6. При цьому стаціонарний розрахунок проводився на комбінованих налаштуваннях тимчасового кроку для псевдостационарного процесу, характерного для вирішувача ANSYS CFX. При цьому досягаються значення критеріїв збіжності $RMS 10^{-4}$ і глобальних дисбалансів, що не перевищують 1%. Результати розрахунку на номінальному режимі наведено у таблиці 3.4.

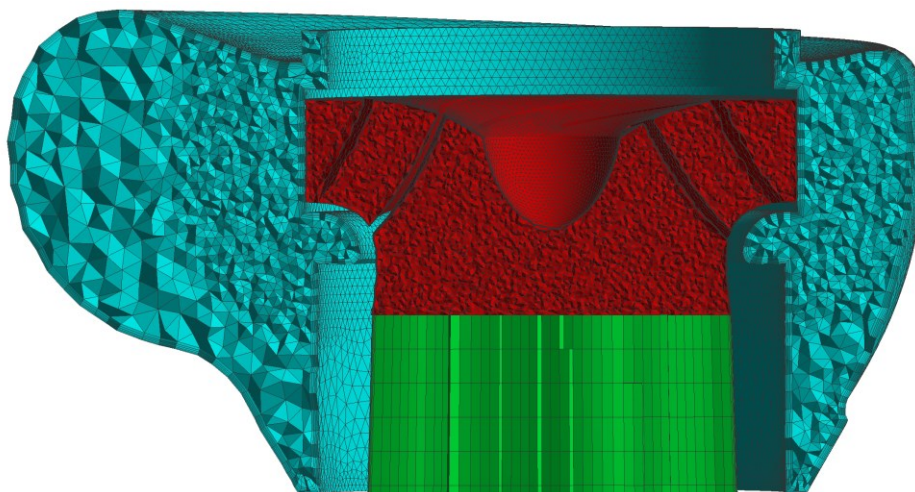


Рисунок 3.6 – Загальний вид розрахункової сітки mesh#2 у перерізі, отриманому площиною перпендикулярною осі обертання та паралельною осі напірного патрубка ГЦТ

Таблиця 3.4 – Результати розрахунку на номінальних параметрах у стаціонарному режимі при температурі теплоносія 300°C

Параметр	CFD	RELAP	Випробування [97]
Тиск на вході, МПа	15,78	15,78 [ГЕ 113-11]	-
Середній тиск у проточній частині, МПа	16,3	16,1 [ГЕ 114]	-
Тиск на виході, МПа	16,43	16,35 [ГЕ 115-01]	-
Напір, м	92,7	-	92
ККД, %	76,1	-	76,7
Потужність, МВт	4,88	-	4,91

Результати розрахунку поля швидкостей та відносного тиску представлені на рисунку 3.7. Згідно CFD моделі на виході є закрутка потоку, що підтверджується розрахунками [95].

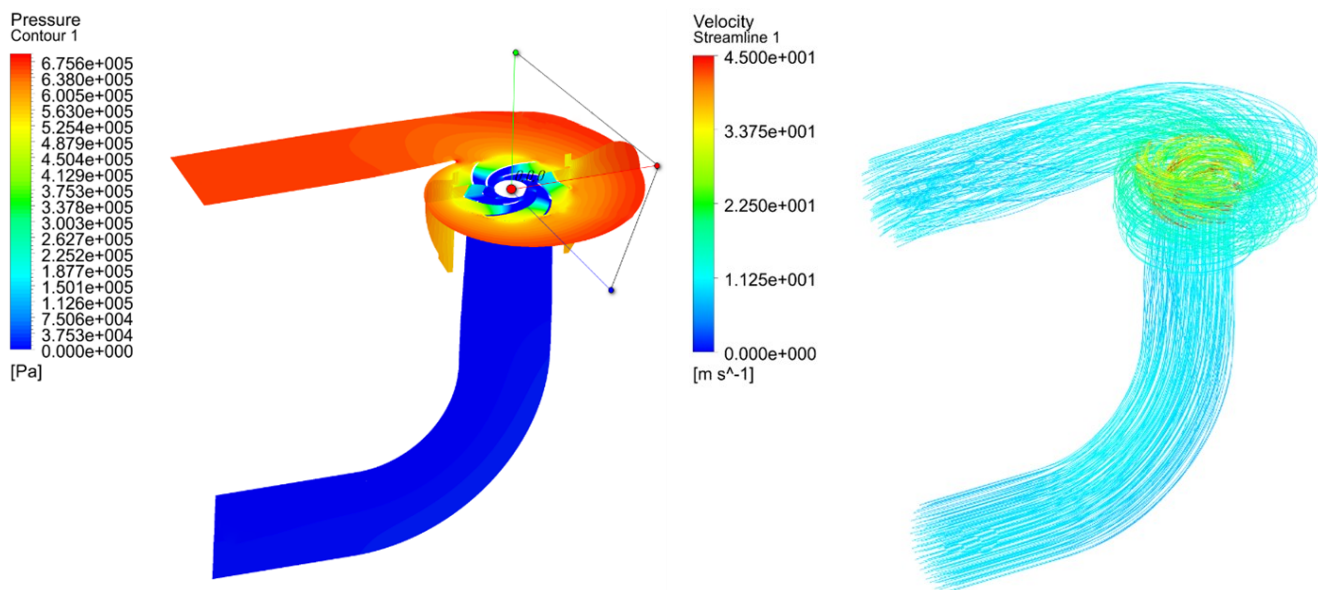


Рисунок 3.7 – Стаціонарне поле тиску та швидкостей, розрахованих за допомогою CFD моделі на номінальних параметрах

Результати розрахунку напірно-витратної характеристики ГЦН у порівнянні з характеристикою при випробуваннях [97], а також 4-х квадрантними залежностями показано на рисунку 3.8.

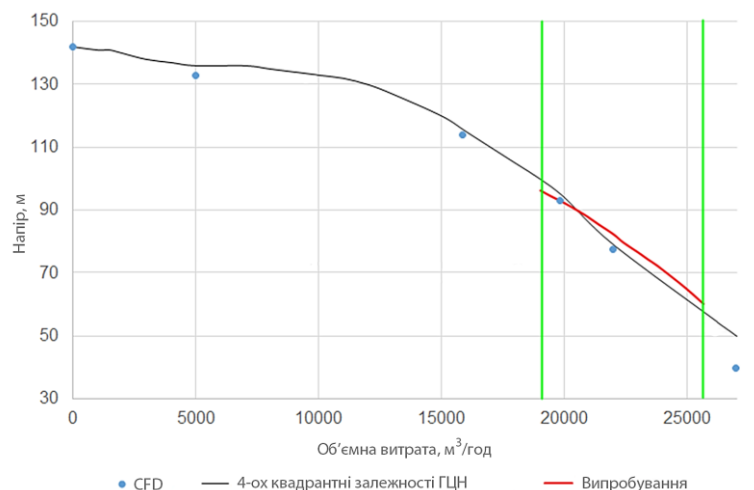


Рисунок 3.8 – Напірна характеристика ГЦН-195М, розрахована за допомогою CFD

Розрахункові точки добре узгоджуються з кривою випробувань, при цьому максимальний розкид між напорами не перевищує 10%. У свою чергу, розрахункові точки добре узгоджуються з екстрапольованою кривою розрахункової характеристики насоса, яка застосовується в СТГ-кодах типу RELAP і отримана на підставі типової характеристики ГЦН-195М [98].

3.2 Модель РУ ВВЕР-1000 для коду RELAP5/MOD 3.2

За основу для роботи взята RELAP-модель РУ ВВЕР-1000/В-320 енергоблоку №1 ЗАЕС [99]. Вихідна модель являється чотирьохпетлевою, орієнтована на реалістичні розрахунки поведінки РУ. Базова модель була верифікована та валідована на репрезентативних інцидентах та використовувалася для аналізу запроектних аварій енергоблоків ВВЕР-1000.

3.2.1 Модифікація моделі РУ ВВЕР-1000 для коду RELAP5/MOD 3.2

Для реалізації спряження, відповідно до підходу описаного в [86], розроблена модифікаційна модель, що застосовується, як надбудова над основною моделлю та здійснює:

- модифікацію повноцінної моделі РУ без безпосередньої її зміни;
- «виключення» з розрахункової моделі ГЦН-2;
- перекомпоновку системи «тріпів» та алгоритмів роботи керуючих компонентів без зміни їх проектної логіки;
- створення інтерфейсу для спряження, шляхом «введення» додаткових гідродинамічних елементів: Time-Dependent Volume Component (TDV), Single-Junction Component (SJ) та Time-Dependent Junction Component (TDJ).

Компонент TDV дає можливість накласти на модель граничні умови, пов'язані з об'ємом, наприклад, тиск, температуру рідини, температуру пари, пористість та якість об'єму. Для реалізації спряження даний компонент застосовується на виході в ГЦН та вході з нього. На виході теплоносія з моделі ГЦН компонент TDV дає змогу для визначення меж тиску. При цьому він приєднується до решти обчислювальної моделі петель за допомогою Single-Junction Component та активно взаємодіє з рештою моделі. На вході в модель ГЦН компонент TDV використовується для визначення температури теплоносія. В даному випадку він приєднується до решти обчислювальної моделі петель за допомогою Time-Dependent Junction Component, що

забезпечує накладання на модель граничної умови потоку – швидкості або масової витрати. При цьому тиск, що визначений в TDV, використовується лише для визначення когерентного термодинамічного стану для теплоносія, що надходить у петлі.

Для RELAP-моделі встановлюються наступні граничні умови:

- на вході в ГЦН-2 – масова витрата та температура, значення яких отримуються з входу CFD-моделі ГЦН-2.
- на виході з ГЦН-2 – тиск, значення якого отримується з виходу CFD-моделі ГЦН-2.

На рисунку 3.9 показано модифіковану частину холодної петлі RELAP-моделі, що застосовується для встановлення граничних умов при спряженні.

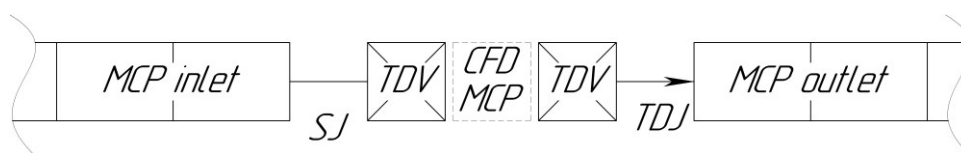


Рисунок 3.9 – Модифікована частина холодної петлі RELAP-модель

Загальна послідовність виконання спряженого розрахунку показана на рисунку 3.10.



Рисунок 3.10 – Загальна послідовність спряженого розрахунку

3.2.2 Валідація стаціонарного стану розрахункової моделі

В рамках роботи проведено налагодження та тестування модифікованої RELAP-моделі на автономному розрахунку стаціонарного стану. На графіках рисунку 3.11 представлено основні результати автономного RELAP-розрахунку.

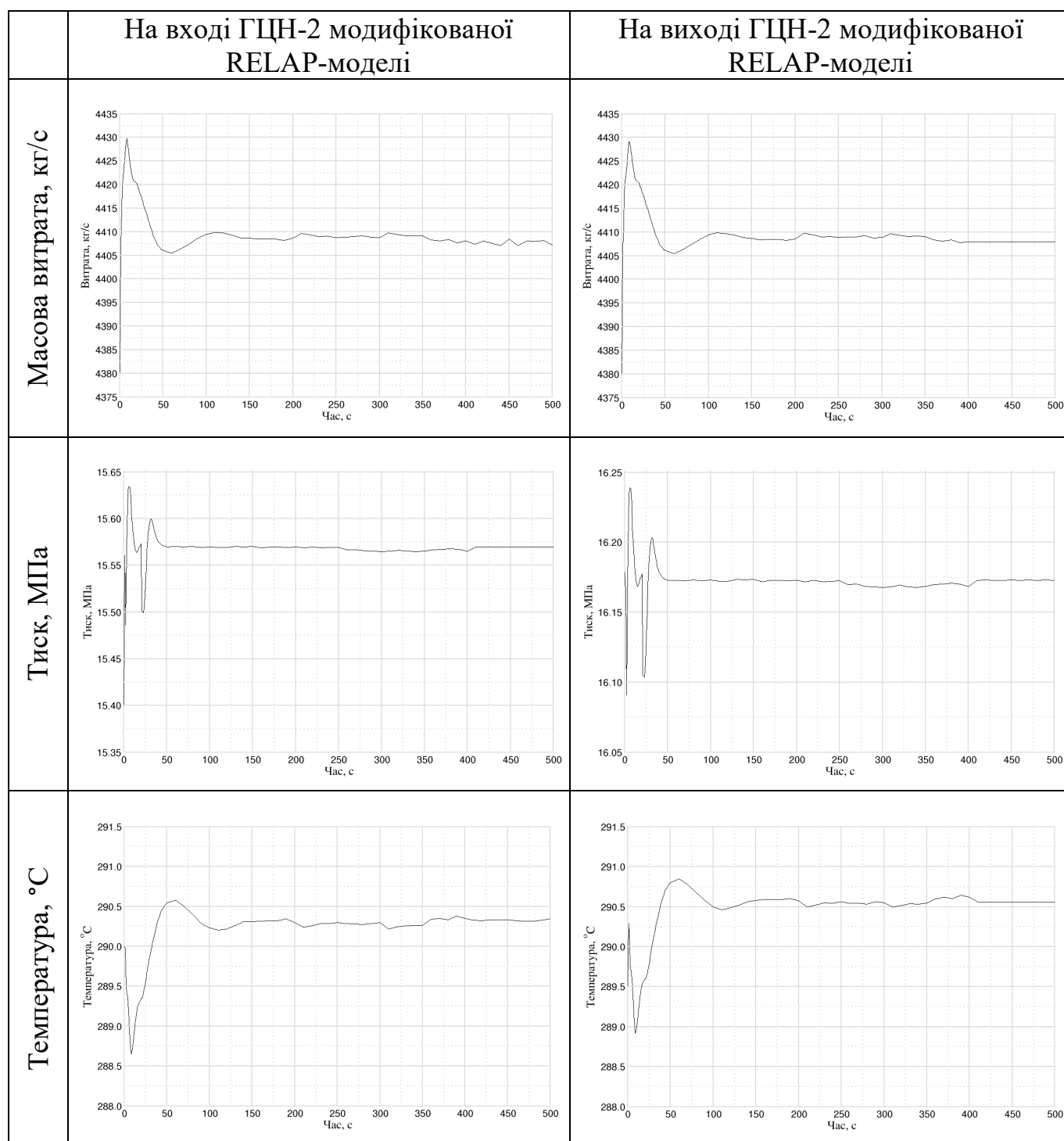


Рисунок 3.11 – Результати автономного стаціонарного RELAP-розрахунку

На проміжку часу 0-400 с виконаний стаціонарний розрахунок повноцінної моделі РУ («ss-модель»), а з 400 с новим рестартом запускається розрахунок модифікованої RELAP-моделі («ss.mod-модель»). Вихід з петлі до ГЦН-2 – «Time-Dependent Volume Component» із заданням тиску в поєднанні з «Single-Junction Component». При цьому входи в гарячі петлі перемодельовуються на «Time-Dependent

Volume Component» із заданням температури в поєднанні з «Time-Dependent Junction Component» із заданням масової витрати.

Результати розрахунку показують стабілізацію основних параметрів РУ на номінальних значеннях і підтверджують коректність створеної моделі [86].

3.3 Розрахунок перехідного процесу

Для розрахунку перехідного процесу застосовувалася наступна схема:

- моделювання стаціонарного стану роботи ГЦН при номінальних параметрах роботи РУ згідно з теплогідравлічними даними енергоблоку №1 ЗАЕС для ГЕ 113-11, 114, 115-01 [100] з урахуванням стисливості (3.1);
- моделювання нестационарного процесу при нульовій кутовій швидкості валу.

При моделюванні заклинювання валу ГЦН передбачається, що кутова швидкість стрибкоподібно змінюється від номінального значення до нуля. При цьому динамічний вплив розглядався для двох випадків.

У першому випадку передбачається, що через інерцію масова витрата теплоносія практично не змінюється в межах одного періоду хвилі тиску, яка обертається. Такий підхід відповідає масовій граничній умові на вході та відкритій границі на виході. У другому випадку відкрита границя приймається на обох кінцях, що сприяє втраті частини енергії хвилею тиску в обох кінцях ГЦТ, що передбачає зменшення динамічного впливу.

Нестационарний розрахунок проводився з глобальним тимчасовим кроком 0,0005 секунди з додатковими деталізуючими розрахунками від 0 до 0,00005 с. з кроком 0,000002 с., а також від 0 до 0,0045 с. із кроком 0,00005 с.

Найбільш показовими з точки зору динамічного впливу на корпус ГЦН є результати моделювання від 0 до 0,0045 з. з кроком 0,00005 с.

Моделювання з великим кроком підтверджує той факт, що використання відкритої границі, як на вході так і на виході суттєво збільшує релаксацію хвилі, що викликана не тільки силами в'язкості, але й наявністю втрати енергії в простір ГЦТ вниз за потоком.

Моделювання із кроком 0,000002 с. з динамічної точки зору не становить інтересу, оскільки такий часовий масштаб характерний для акустичних процесів.

Після заклинювання валу ГЦН практично миттєво знижується середній статичний тиск у проточній частині насосу через відсутність приросту кінетичної та потенційної енергії потоку теплоносія від поверхні робочих лопаток. При цьому на внутрішній поверхні корпусу ГЦН за фронтом обертової хвилі, спостерігається область ущільнення теплоносія і тим самим підвищення статичного тиску через гальмування спрямованого потоку, який по інерції рухається з міжлопаткового простору (див. рисунок 3.13, 3.14). На перших кількох мілісекундах процеси з одною і двома відкритими границями практично ідентичні (див. рисунок 3.12).

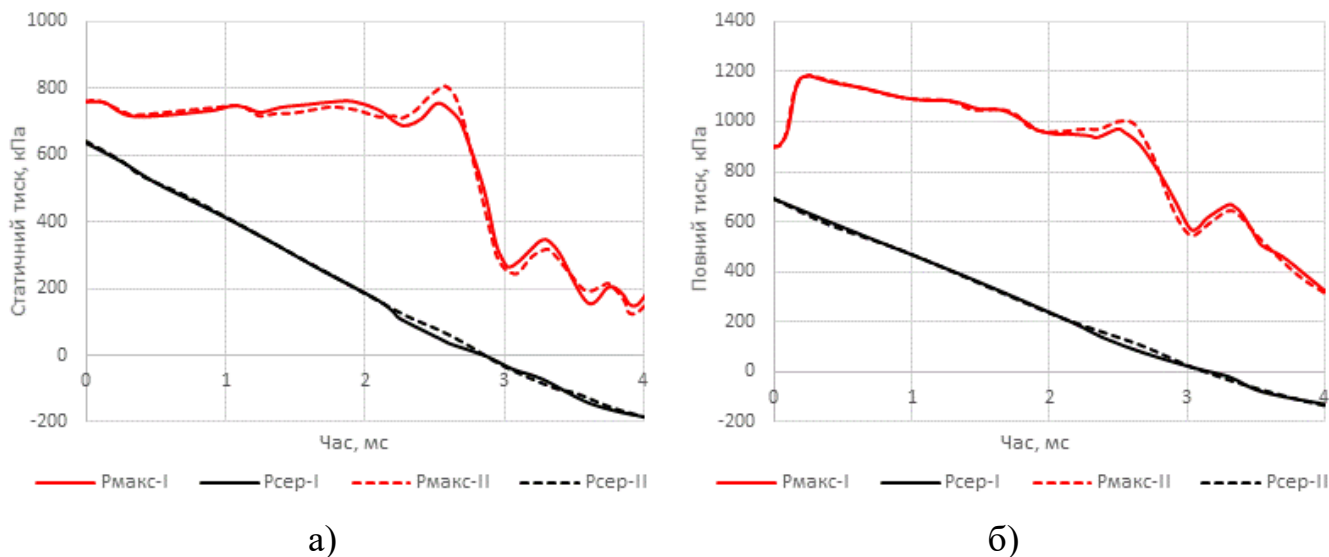


Рисунок 3.12 – Динаміка зміни статичного (а) та повного (б) тиску на внутрішній поверхні ралика ГЦН (І – одна відкрита границя, ІІ – дві відкриті границі)

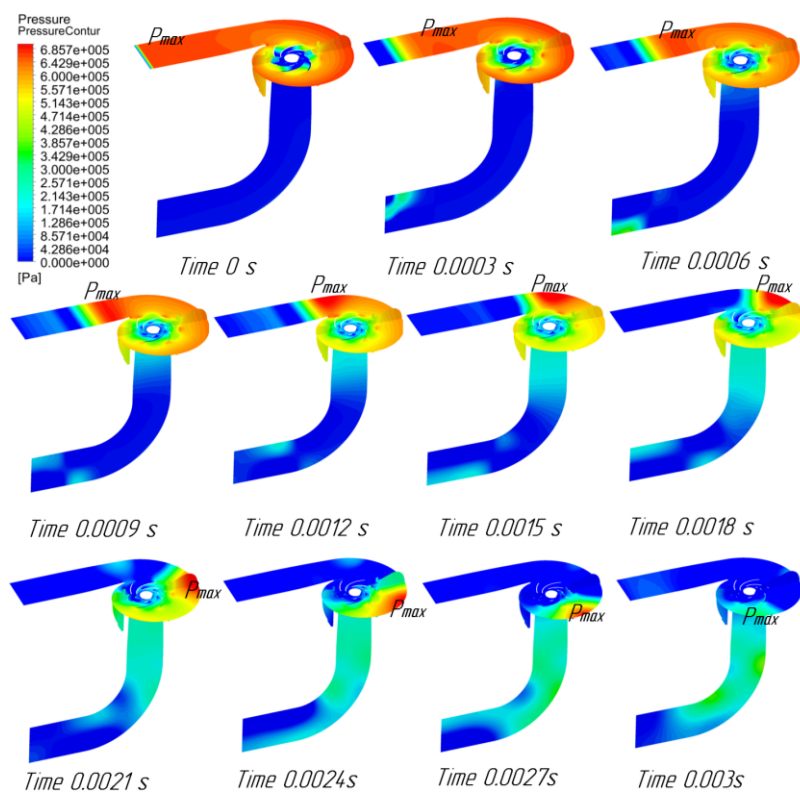


Рисунок 3.13 – Поле статичного тиску в проточній частині ГЦН у випадку відкритої
границі на виході

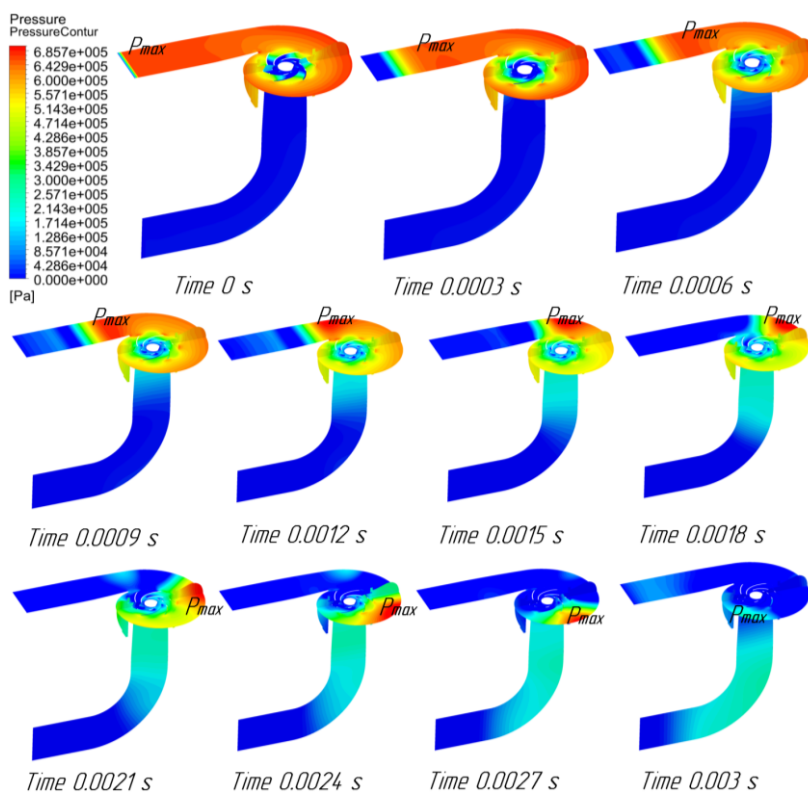


Рисунок 3.14 – Поле статичного тиску в проточній частині ГЦН у випадку відкритої
границі на вході та виході

Після того, як хвиля тиску від напірного патрубку досягає вхідного патрубка припущення про інерцію потоку, яке забезпечує сталість витрати вже не являється справедливим. У першому випадку наявність постійного впливу напору рідини на вході призводить до того, що частина енергії хвилі зберігається в рідинному просторі проточної частини, сприяючи утворенню загасаючих коливань. Характерною відмінністю загасаючих коливань з однією закритою границею у порівнянні з двома відкритими є наявність великої релаксації коливань у другому випадку (під великою релаксацією розуміється 95% загасання амплітуди на одному періоді). Таким чином, з точки зору початкового динамічного впливу обидва підходи еквівалентні. З точки зору розвитку процесу найбільш правдоподібним виглядає варіант з двома відкритими границями, оскільки в такому випадку є можливість враховувати наявність протитиску з боку працюючих ГЦН, що призводить до різкішого зменшення витрати теплоносія через проточну частину.

Найбільш показовою з точки зору різниці між динамікою розвитку процесу двох різних граничних умов є залежність зміни подачі у часі при заклинюванні ГЦН (див. рисунок 3.15).

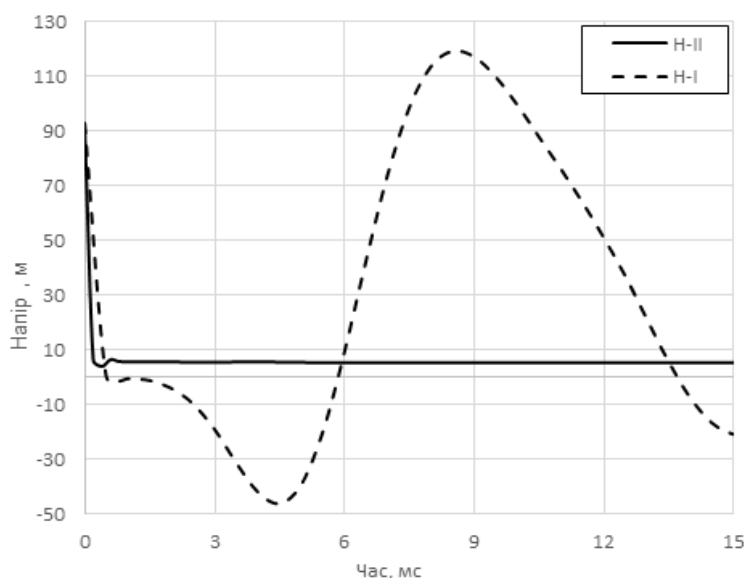


Рисунок 3.15 – Динаміка зміни напору ГЦН
(I – одна відкрита границя, II – дві відкриті границі)

3.4 Висновки до розділу

В даному розділі представлено розроблену модель проточної частини ГЦН-195М для коду ANSYS CFX та модель РУ для коду RELAP5/ RELAP5/MOD 3.2, яка базується на RELAP-моделі енергоблока №1 ВВЕР-1000/В-320 ЗАЕС.

З використанням розробленої спряженої моделі здійснено розрахунок спряженого стаціонарного стану РУ. Результати розрахунку демонструють коректне досягнення стаціонарного стану зі стабілізацію основних параметрів РУ, що дає змогу використовувати дану спряжену модель для подальших розрахунків перехідних процесів.

Аналіз динамічного впливу потоку теплоносія при миттєвому заклинюванні валу ГЦН-195М показав відсутність гідравлічного удару, принаймні в тому розумінні, в якому застосовується залежність Жуковського. Основний вплив на внутрішню поверхню ралика ГЦН здійснює фронт обертової хвилі тиску, яка в першу чергу викликана перебудовою потоку теплоносія в проточній частині. До того ж, після заклинювання ГЦН у перші мілісекунди стрімко падає середній тиск теплоносія, який у міру протікання процесу коливається відносно умовного нуля (у розрахунках це 15,77 МПа), при цьому максимальний тиск на поверхні ралика ГЦН практично не змінюється і рухається за годинниковою стрілкою, до тих пір, поки хвиля ущільнення не досягає всмоктуючого патрубку ГЦТ. Провал середнього за об'ємом при збереженні максимального тиску можна трактувати як підвищення тиску щодо постійної середньооб'ємної величини. Тоді, підвищення статичного тиску при заклинюванні валу ГЦН приблизно дорівнює 0,71 МПа, а повного тиску приблизно дорівнює 0,86 МПа. При цьому різниця в динаміці протікання процесу за різних граничних умов на перших 3-4 мілісекундах мінімальна.

РОЗДІЛ 4. ОЦІНКА ТЕПЛОВИХ ГРАНИЧНИХ УМОВ НА ЗОВНІШНІЙ ПОВЕРХНІ РЕАКТОРУ ВВЕР-1000 ІЗ ЗАСТОСУВАННЯ СПРЯЖЕНОГО ПІДХОДУ

Охолодження технологічного обладнання РУ здійснюється рециркуляційними системами вентиляції за замкнутою схемою з відведенням теплоти з повітря до повітроохолоджувачів технічної води групи «А», «В». Одним із завдань систем вентиляції РУ є забезпечення допустимого температурного режиму в усіх технологічних приміщеннях: до 40 °С в приміщеннях періодичного обслуговування і до 60°С в приміщеннях, які не обслуговуються. На АЕС з реактором ВВЕР-1000 охолодження зовнішніх елементів реактору здійснюється за допомогою двох систем – TL03 та TL05.

В моделях РУ для СТГ-кодів при описі граничних умов на зовнішній поверхні реактора зазвичай використовують постійні температуру оточуючого середовища та коефіцієнт тепловіддачі, знайдений з умови збігу теплових втрат з КР в номінальному режимі з певним інтегральним проектним значенням. Так, наприклад, в RELAP-моделі РУ ВВЕР-1000/В-320 енергоблоку №1 ЗАЕС [99] застосовуються наступні ГУ:

- температура на внутрішній межі приймається рівною середній температурі 1-го контуру $T_{\text{вн}}=305^{\circ}\text{C}$;
- температура зовнішнього середовища – $T_{\text{зс}}=55^{\circ}\text{C}$;
- теплопровідність $\lambda=31,40 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ при температурі 300°С;
- коефіцієнт тепловіддачі на зовнішній поверхні $\alpha=6,2 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$

При цьому для врахування консервативності користувач може задавати повну відсутність теплових втрат ($\alpha=0 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$) або визначати коефіцієнт тепловіддачі для будь-якого заздалегідь заданого інтегрального значення втрат з КР або будь-якої його частини. Даний підхід являється оптимальним для теплогідравлічних розрахунків, однак містить надлишковий консерватизм, оскільки забезпечує більш високі градієнти температури через стінку КР.

В даний час в світі прослідковується тенденція до зниження рівня консерватизму і виконання реалістичних оцінок при обґрунтуванні безпеки АЕС. Це в особливій мірі стосується розрахунків крихкої міцності КР в рамках завдань з оцінки терміну його експлуатації.

До основних фізичних особливостей, які характерні для нормальної експлуатації та перехідних режимів відносяться:

- теплопровідність у твердих тілах (КР, кришка та елементи ВБ);
- вимушена конвекція в аеродинамічному тракті систем TL03 і TL05 у місцях безпосереднього тепловідведення від елементів теплової ізоляції та СУЗ;
- природна конвекція у герметичному приміщенні КР (ГА-301), а також на верхній поверхні кришки;
- теплообмін випромінюванням у замкнутих просторах, які безпосередньо контактують із зовнішньою поверхнею реактора.

Застосування CFD методів являються найбільш оптимальним вибором для вирішення подібних завдань, оскільки вони дозволяють досить гнучко і точно враховувати суперпозицію різних взаємовпливаючих фізичних процесів. Однак, при цьому існують значні обмеження у застосуванні таких методів, які стосуються як обчислювальних ресурсів, особливо для перехідних режимів, так і складнощів під час розробки моделей і обробки результатів [101].

Застосування аналітичного підходу обмежене, як геометричною складністю, так і теплофізичною – залежністю коефіцієнтів тепловіддачі при природній конвекції від температури стінки, яка є невідомою величиною. При цьому, враховуючи нестационарність завдання та присутність інерційності в металі існує необхідність у застосуванні диференціальних співвідношень замість балансових (інтегральних).

Одним з підходів до вирішення даного завдання є застосування спряження між методами обчислювальної гідродинаміки і аналітикою. При цьому поширення тепла в металі здійснюється шляхом чисельного рішення рівняння теплопровідності, а явища вимушеної і природної конвекції та випромінювання – за допомогою емпіричних співвідношень та теорії.

4.1 Особливості теплообміну на зовнішніх поверхнях реактору

Рециркуляційна система TL03 призначена для знімання тепловиділень від елементів ВБ, зокрема від приводів СУЗ. Основною функцією системи є створення вентагрегатом розрідження в колекторі ВБ реактора для всмоктування з верхнього об'єму оболонки повітря через чохла СУЗ з наступним скиданням його в об'єм боксу.

Основними технологічними характеристиками системи є [102]:

- витрата повітря на один привід СУЗ $\sim 450 \text{ м}^3/\text{год}$;
- витрата повітря на всі приводи СУЗ не менше $27700 \text{ м}^3/\text{год}$;
- температура повітря на вході в привід СУЗ $30\text{-}60^\circ\text{C}$;
- температура повітря на виході з відповідного колектору $90\text{-}115^\circ\text{C}$.

Оціночна інтегральна втрата теплової енергії через елементи ВБ становить $\sim 0,2\text{-}0,5 \text{ МВт}$, що вказує на наявність градієнтів температури та на необґрунтованість застосування адіабатних умов із зовнішньої сторони.

Тепловідведення від приводів СУЗ та кришки ВБ відбувається шляхом вимушеної та природної конвекції, з урахуванням теплопереносу теплопровідністю в твердих тілах. За характером теплообміну у ВБ можна виділити три умовні зони, в яких визначаються середні коефіцієнти тепловіддачі (див. рисунок 4.1):

Зона 1: Об'єм обмежений теплоізоляцією кришки реактора. Припускається повна герметичність об'єму, в якому відбувається вільна конвекція на вертикальному стержні, а також присутнє випромінювання.

Зона 2: Зона вимушеної конвекції. Потік повітря змінює напрямок руху від вертикального до горизонтального, починаючи від центру ВБ і закінчуючи вхідним перетином повітропроводу. Передбачається, що інтенсивність теплообміну визначається вимушеною конвекцією на пучку труб з поперечним обтіканням.

Зона 3: Зона вимушеної конвекції у шестигранному чохлі на поверхні приводу СУЗ. Коефіцієнти тепловіддачі на поверхні шестигранного чохла, а також на інших елементах, включаючи колони, нижче, ніж на поверхні приводів СУЗ, враховуючи меншу швидкість потоку.

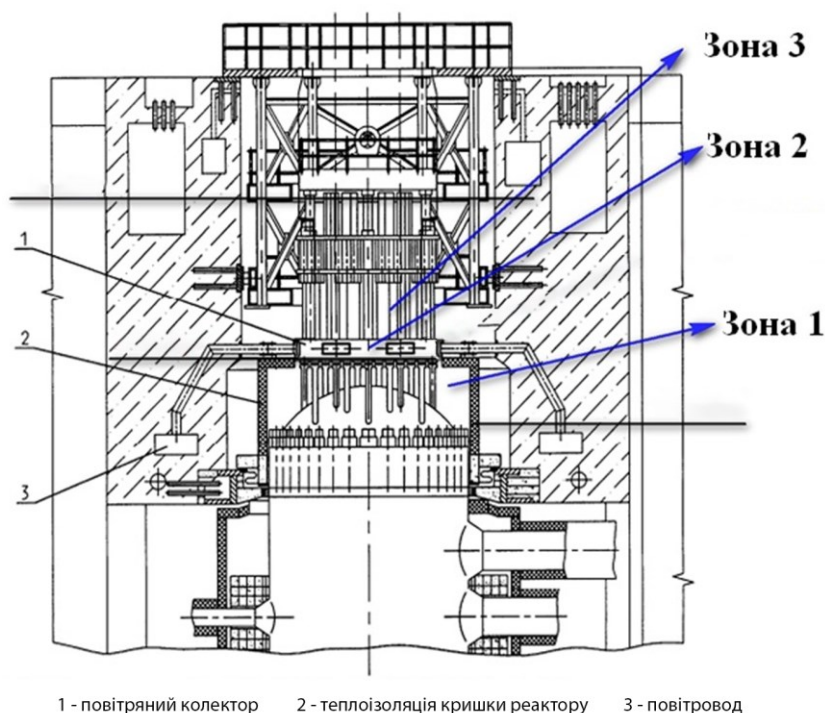


Рисунок 4.1 – Поділ на зони визначення КТВ залежно від характеру теплообміну

Рециркуляційна система TL05 призначена для знімання тепловиділень від циліндричної частини КР, елементів опорного кільця і опорної ферми, бетонного об'єму та «сухого» захисту шахти реактору. Для охолодження бетону та ізоляції КР повітря від системи TL05 подається в трьох місцях: в центр підлоги шахти реактору, в область дверей приміщення ГА-301, біля нижнього торця «сухого» захисту.

Основними технологічними характеристиками системи є [102]:

- витрата повітря в центр підлоги шахти реактору 18000 м³/год;
- витрата повітря під двері приміщення ГА-301 2000 м³/год;
- витрата повітря під «сухий» захист 10000 м³/год;
- витрата повітря в бетонну консоль 8000 м³/год;
- температура повітря на вході 10-45°C.

Повітряний тракт системи TL05 досить складний і включає кілька груп геометрично різних паралельних каналів. При цьому, під опорною фермою відбувається змішування повітря з подачею додаткового холодного повітря біля нижнього торця «сухого» захисту. Охолодження системою TL05 може бути поділено на дві складові. Перше – це замкнутий простір приміщення ГА-301, де реалізується

вільна конвекція та теплообмін випромінюванням між КР та тепловою ізоляцією. Друга складова – це вимушена конвекція у системі паралельних повітряних каналів, призначених для охолодження бетону, опорної ферми та частково теплової ізоляції.

Загальний вид повітряного тракту TL03 і TL05 показаний на рисунку 4.2.

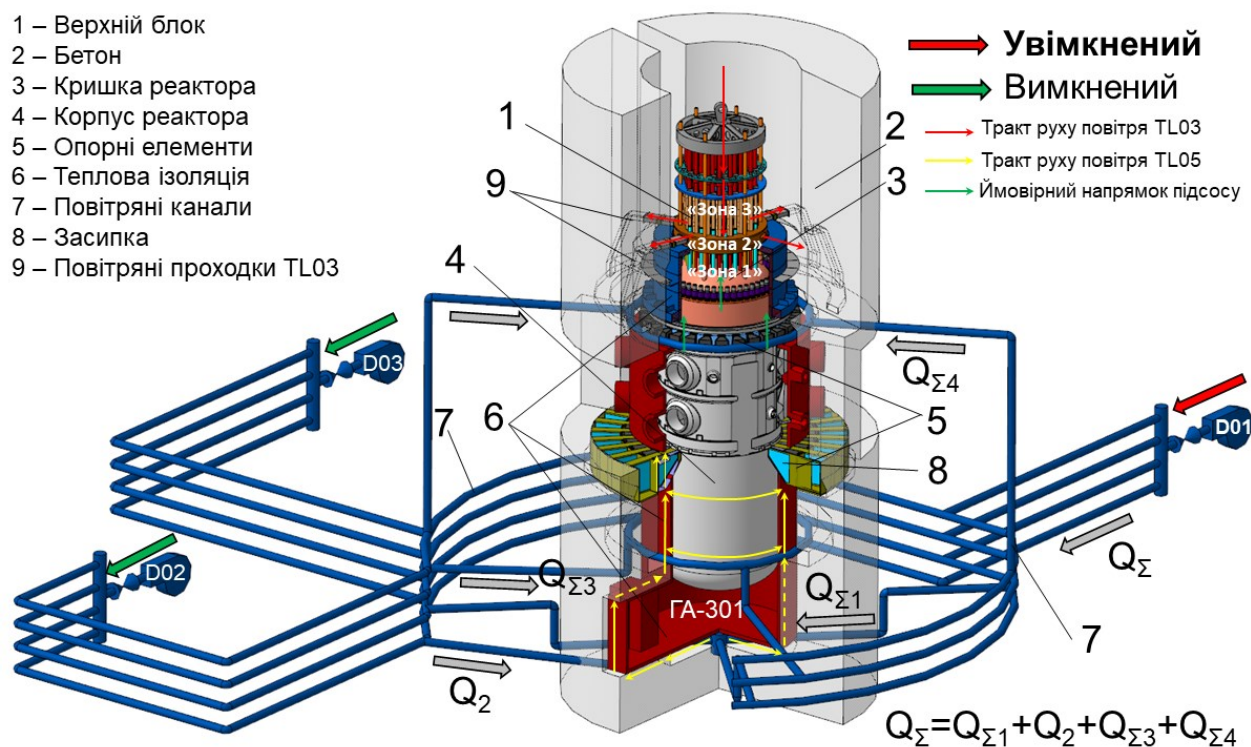


Рисунок 4.2 – Схематизація повітряних трактів системи TL03 і TL05

Отже, при створенні розрахункової моделі мають бути враховувати такі особливості:

- теплообмін випромінювання в «Зоні 1» ВБ з максимальним наближенням до реальної геометрії;
- наявності шпильок ДГУ з коректним врахуванням напрямку теплового потоку за рахунок теплопровідності і взаємозв'язків з кришкою реактора;
- крайові ефекти в кришці реактору, фрагменті КР і в шпильці ДГУ;
- аксіальну теплопровідність в патрубках СУЗ, ТК і КНВ;
- циркуляцію холодного повітря в «Зоні 1» внаслідок негерметичності;
- формулювання ГУ при перехідних режимах з урахуванням інерційності процесів теплопровідності та теплообміну.

4.2 Опис розрахункової моделі

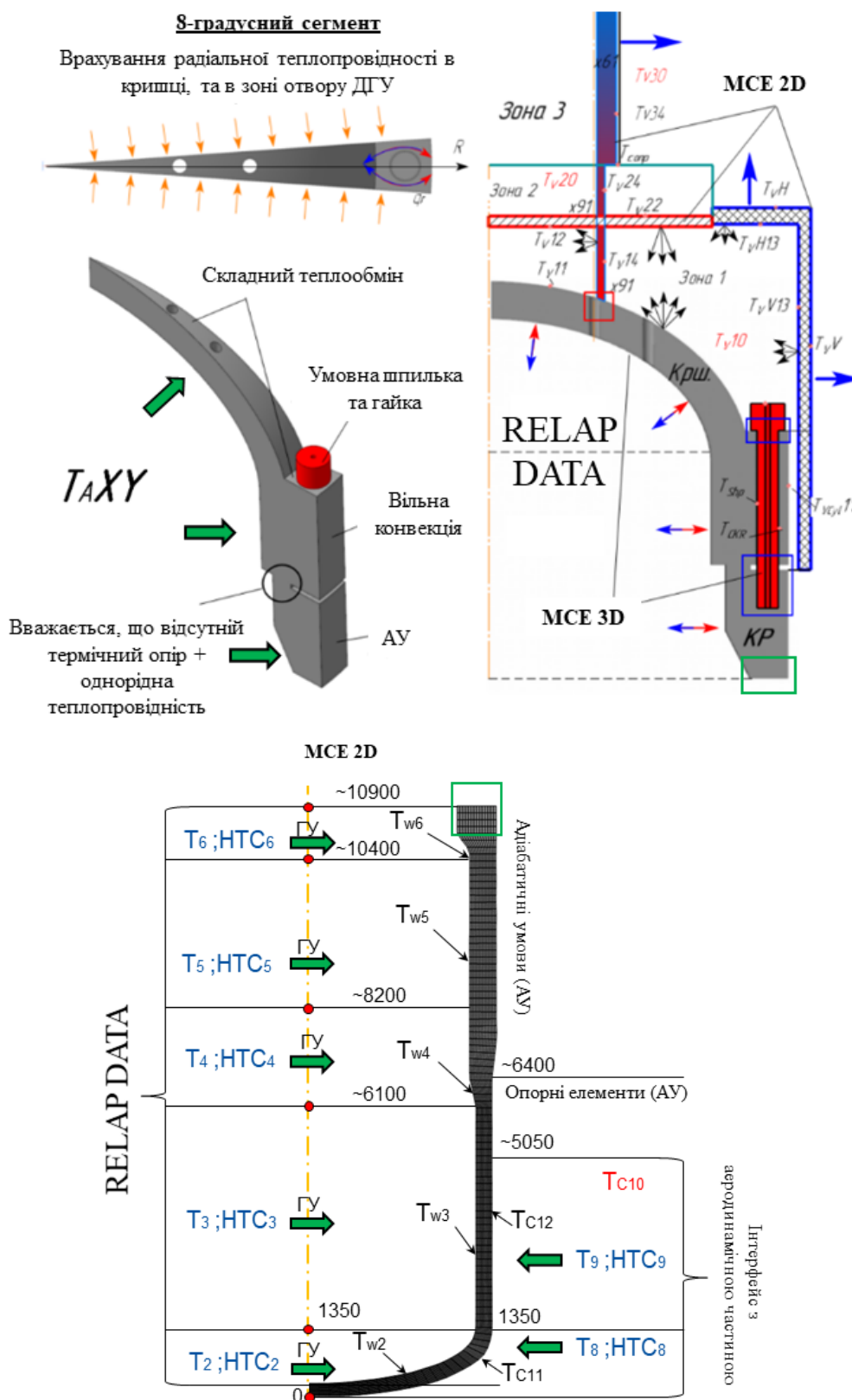
Врахування індивідуальних характеристик кожного елемента металоконструкцій і патрубків ВБ, а також специфічних властивостей складного теплообміну веде до необхідності спрощень при побудові розрахункової моделі. При цьому існують невизначеності, пов'язані з поглинаючими і дифузійними властивостями поверхонь, що беруть участь у теплообміні випромінюванням, а також з характеристиками теплообміну на внутрішній поверхні патрубків («Зона 2» – ТК, КНВ і СУЗ, «Зона 3» – СУЗ). До того ж, в «Зоні 1» існують нещільності, які призводять до зниження середньооб'ємної температури і заохолодження фланця кришки реактора.

Врахування сформульованих особливостей, які повинна включати в себе розрахункова модель, в загальному випадку описується нелінійною тривимірною постановкою та вимагає застосування CFD методів з урахуванням інтерфейсів «тверде тіло» – «омиваюче середовище».

Застосування повної розрахункової моделі ВБ (без площин симетрії) при аналізі перехідних режимів вимагає колосальних обчислювальних ресурсів, що робить її не практичною з інженерної точки зору. Тому розроблена розрахункова модель має двоплощинну 8-градусну симетрію та містить спрощену шпильку ДГУ.

Кришка, фрагмент КР, а також шпильки ДГУ розглядаються в тривимірній постановці з двоплощинною симетрією, що дає змогу врахувати особливості розподілу температури при перехідних процесах. Патрубки, ізоляція, а також нижня плита повітряного колектора розглядаються у двовимірній, осесиметричній постановці, що дає змогу врахувати насамперед наявність аксіальної теплопровідності. Загальний вигляд теплової схеми моделі показано на рисунку 4.3.

Геометрично кришка і фрагмент КР розглядалися у вигляді 8-градусного сегмента, в якому враховано наявність отвору для шпильки. Тривимірна геометрія шпильки та гайки була спрощена. Між шпилькою ДГУ та фрагментом КР організований двонаправлений тепловий інтерфейс, суть якого описана нижче.



A: V – ВБ; VCyl – ВБ, циліндрична поверхня кришки; Shp – зовнішня поверхня шпильки; CKR – поверхня в отворах кришки; сопр. – спряження Зони 2 та Зони 3 (ВБ)
 C: параметри в ГА-301: 10 – температура повітря; 11 – зовнішня еліптична частина корпусу; 12 – зовнішня циліндрична частина корпусу.
 X: 1/2/3 – Зона 1/2/3; V1/V – вертикальна поверхня ізоляції внутрішня/зовнішня; H1/H – горизонтальна поверхня ізоляції внутрішня/зовнішня (ВБ).
 Y: O – повітря, 1 – кришка реактора, 2 – нижня плита повітряного колектора, 3 – теплова ізоляція; 4 – патрубки (ВБ).

→ Симетрія Однонаправлений тепловий інтерфейс Двонаправлений тепловий інтерфейс

Рисунок 4.3 – Схематизація теплової частини спряженої розрахункової процедури

Врахування теплообміну між кришкою та патрубками організовується шляхом односпрямованого теплового інтерфейсу. Теплообмін у контакті ізоляції та нижньої плити колектора не враховується. Фрагмент циліндричної та еліптичної частини КР розглядається в «rz»-геометрії, для якої організований інтерфейс сполучення з тривимірною частиною кришки.

У таблиці 4.1 наведені основні геометричні та фізичні спрощення розрахункової моделі.

Таблиця 4.1 – Основні геометричні і фізичні спрощення розрахункової моделі

Назва	Спрощення / альтернатива	Причина / вплив
8-градусна симетрія моделі	Розглядається геометрія, з однією шпилькою	Зменшення розмірності задачі. Обрана симетрія моделі, компенсується консервативністю прийнятих ГУ і ПУ.
Патрубки СУЗ, ТК і КНВ, колони	Не враховується наявність з'єднувальних елементів у «Зоні 1», складної геометрії в «Зонах 2» і «3» (в тому числі і КЕМ) / еквівалентна реальній загальною площею теплообміну в кожній з умовних зон	Зменшення розмірності задачі / завищені значення аксіальної теплопровідності на патрубках, оскільки відсутні контактні термічні опору між елементами.
Колектор	Не враховуються конструкції ущільнюючих елементів	Істотне збільшення кількості «fluid»-«solid», «fluid»-«fluid» інтерфейсів / збільшується тепловий потік теплопровідності між елементами через відсутність контактного термічного опору
Шпильки ДГУ	Розглядаються у вигляді циліндричних тіл без різьби	Збільшення розмірності задачі
Теплообмін в патрубках	Замінюється циліндричним тілом з еквівалентною теплопровідністю	Збільшення розмірності задачі. Геометрична складність завдання, а також невизначеність у протічках теплоносія.

Назва	Спрощення / альтернатива	Причина / вплив
Підсмоктування повітря в «Зону 1»	Розглядається підсмоктування повітря на рівні ДГУ. Підсмоктування повітря здійснюється близько нижнього торця кришки (між ізоляцією і циліндричною частиною кришки, зазор ~ 20 мм),	Дана конфігурація дозволяє моделювати заходження фланця кришки реактора. Невизначеність у розподілі витрат компенсуються консервативними значеннями ГУ з боку простору ГО.
Перетікання із «Зони 1» в «Зону 2»	Перетікання із «Зони 1» в Зону 2 передбачається в місцях ущільнення патрубків. Геометрично перетікання здійснюється в кільцевому зазорі між діаметрами 73 і 78 мм.	
Коефіцієнт поглинання поверхонь теплообміну в «Зоні 1»	Коефіцієнт поглинання КР та інших металевих поверхонь випромінювання приймається рівним 0,7.	Фактичне значення коефіцієнта є невизначеним, оскільки стан поверхні металу, а також вплив лакофарбового покриття є невідомий. Вибір коефіцієнта випромінювальної здатності здійснено на основі параметричного аналізу.
<p>Загальні спрощення:</p> <ul style="list-style-type: none"> – розрахункова модель обмежена висотою шестигранних чохлів та висотою колон до нижньої дистанціонуючої плити; – передбачається, що поверхні теплообміну, які беруть участь у теплообміні випромінюванням – дифузні; – в якості опорної густини приймається мінімальне значення у відповідному повітряному просторі; – випромінювання в «Зонах 2» і «3» між поверхнями конструкційних елементів не враховується, оскільки його внесок, з урахуванням того, що повітря діатермічне середовище незначний порівняно з інтенсивністю вимушеної конвекції; – для елементів вище торця шестигранних чохлів застосовується емпірична залежність теплообміну природною конвекцією, як функцію зовнішньої температури і температури поверхні. 		

Інтерфейс з аеродинамічною частиною повітряного тракту TL05 оснований на балансових співвідношеннях. Складність формування балансової системи пов'язана з оцінкою інтенсивності теплообміну із зовнішнього боку ізоляції циліндричної частини КР. Як зазначалося вище, невизначеність полягає у невідомій витраті повітря, що омиває ізоляцію. До того ж, через існуючі умовні зони змішування ця витрата зберігається тільки на певних висотах. Отже систему балансових співвідношень для теплової енергії необхідно доповнити системою рівнянь, що характеризує втрату тиску і розподілу витрати. Для цього необхідно отримати еквівалентну схему проходження повітряного потоку при охолодженні поверхні ізоляції, а також конструкційних елементів опорних кілець.

При побудові еквівалентної аеродинамічної схеми основна складність полягає в еквівалентному перетворенні схеми руху повітря в підлогу. Умовно повітряний простір у підлозі ділиться на 5 секторів, що є дифузором квадратного перерізу зі зміною площі за рахунок двох площин. Таке наближення дозволяє отримати профіль витрати навіть у просторі біля дверей. Еквівалентна схема, яка враховує основні вузли втрати тиску з прив'язкою до значень температури та подачі охолоджуючого повітря, показана на рисунках 4.4 - 4.5.

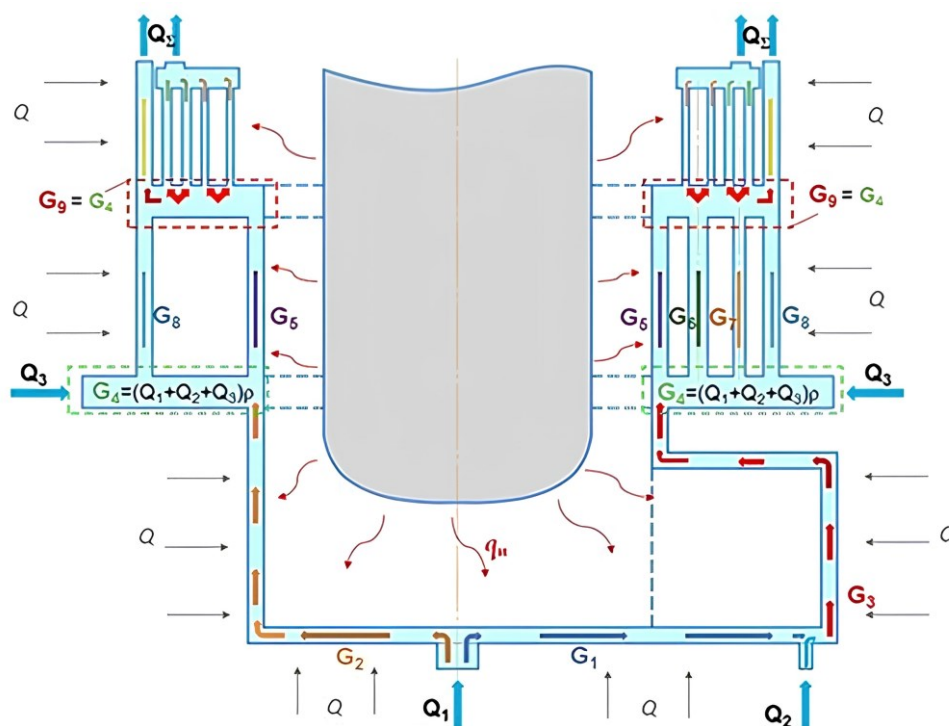


Рисунок 4.4 – Еквівалентна аеродинамічна схема

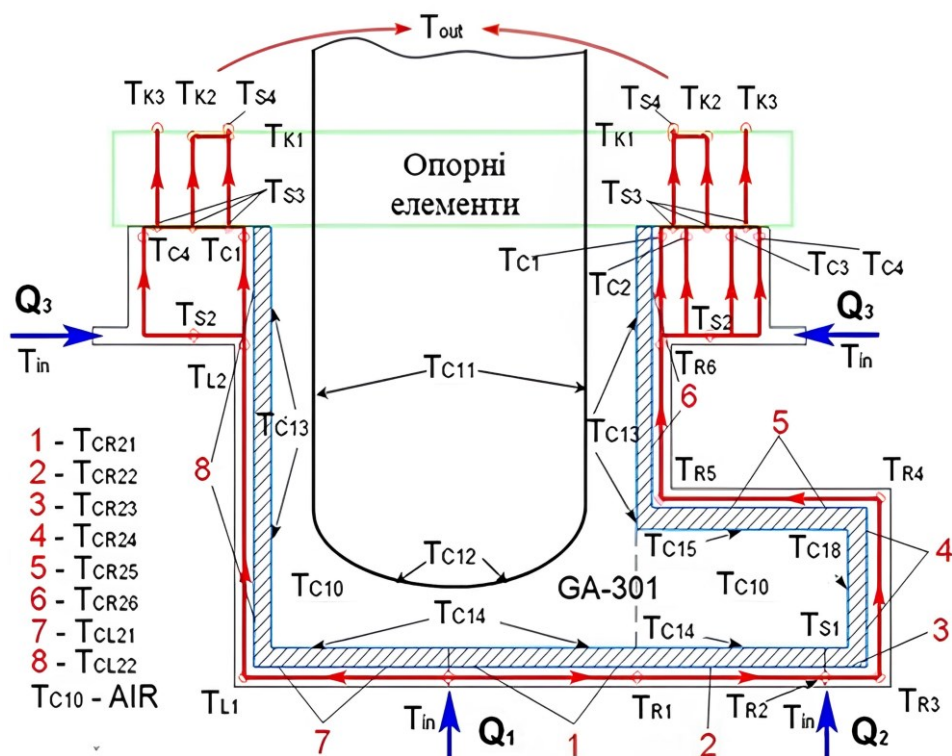


Рисунок 4.5 – Еквівалентна теплова схема

З внутрішньої сторони кришки та КР реалізується конвективний теплообмін що описується тепловими структурами в RELAP5-моделі [99]:

- ТС 90-2 – описує теплообмін ГЕ 90-01, що включає простір під кришкою реактора від верхньої плити БЗТ до верхньої відмітки внутрішньої поверхні кришки (рисунок 4.6 (а)), з оточуючим середовищем через метал кришки реактору;

- ТС 95-1 – описує теплообмін ГЕ 95-01, що являє собою кільцевий зазор між обичайкою БЗТ і КР (кришкою), з оточуючим середовищем через метал кришки реактору. У нормальному стані на потужності через цей ГЕ відбувається протічка з-під кришки реактора в область гарячих патрубків для забезпечення циркуляції теплоносія під кришкою;

- ТС 71-4 – описує теплообмін через стінку КР на рівні елементів: 71-01, 72-01, 73-01, 74-01, 76-01, 77-01, 78-01, 79-01, що представляють собою кільцевий зазор між корпусом і обичайкою шахти реактору на рівні гарячих патрубків (рисунок 4.6 (б));

– ТС 5-1, 5-2, 5-3 – описує теплообмін ГЕ 5-12, 66-69 через стінку КР на рівні опускної камери реактора до еліптичного днища. ГЕ 5-8, 66-69 моделюють ділянки опускної камери реактора на рівні холодного патрубку (рисунк 4.6 (в)), ГЕ 9-12 моделюють ділянки опускної камери реактора;

– ТС 13-1 – описує теплообмін через еліптичне днище КР з елементами опускної ділянки 13-01, 14-01, 15-01, 16-01, які моделюють зазор між днищем реактора та шахтою реактора (рисунк 4.6 (в)).

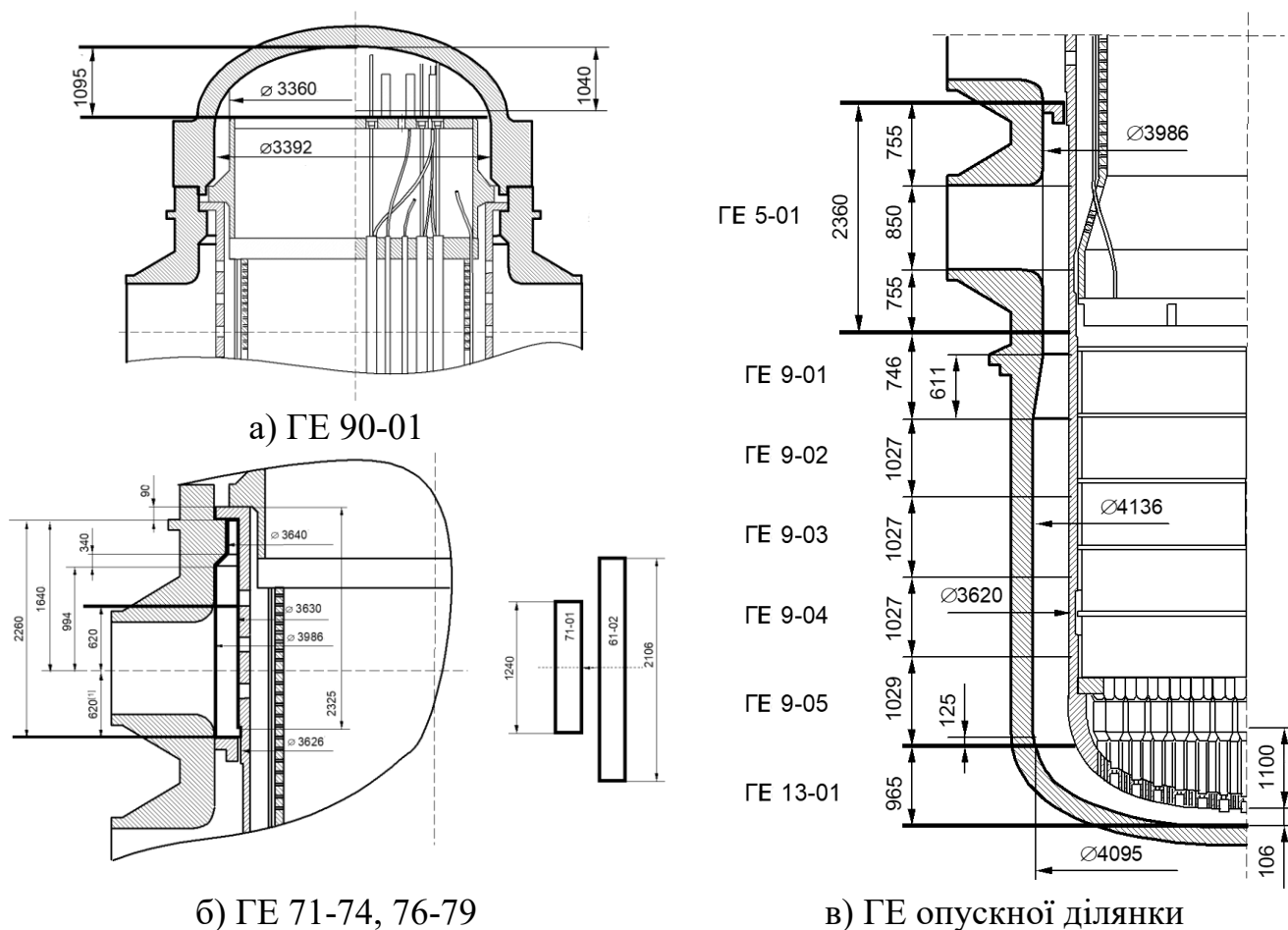


Рисунок 4.6 – Розташування ГЕ які взаємодіють з внутрішньою поверхнею КР [99]

Таким чином, на основі підготовленої геометрії та схематизації аеродинамічного тракту охолодження ВБ та КР реактора ВВЕР-1000 необхідно сформулювати основні співвідношення, які утворюють замкнуту систему рівнянь.

4.3 Опис спряженої розрахункової процедури

Розподіл температурного поля в 3D та 2D компонентах описується рівняннями теплопровідності (4.1) і (4.2), відповідно, які записані з урахуванням методу «коефіцієнтів, що запізнюються».

В рівняннях враховано, що похідна температури за часом описується кінцевою різницею першого порядку таким чином, щоб отримати неявне формулювання, що теоретично знімає обмеження розрахункового кроку спряження за часом. Також у рівнянні враховано наявність внутрішнього джерела теплової енергії, що в моделі еквівалентного патрубку СУЗ імітує енерговиділення від крокових електромагнітів загальною потужністю ~ 25 кВт.

$$\frac{T - T^{last}}{\Delta \tau} = a(r, z)_{last} \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) T \quad (4.1)$$

$$\frac{T - T^{last}}{\Delta \tau} = a(r, z)_{last} \left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) T + \frac{q_V}{(\rho c_p)_{last}} \quad (4.2)$$

де $\Delta \tau$ – крок інтегрування в часі; T^{last} – розподіл температурного поля на попередньому часовому кроці.

Температурне поле знаходиться із застосуванням МСЕ [103], який реалізований у спряженій процедурі та підтримує два типи елементів у загальному випадку другого порядку, що показані на рисунку 4.7 (а). Температурне поле у межах елемента описується поліномами (4.3) і (4.4):

$$T(r, l) = \forall_{(r, l) \in E_T}, a_{i1}r + a_{i2}l + a_{i3}r^2 + a_{i4}l^2 + a_{i5}rl + a_{i6} \quad (4.3)$$

$$T(x, y, z) = \forall_{(x, y, z) \in E_i}, b_{i1}x + b_{i2}y + b_{i3}z + b_{i4}x^2 + b_{i5}y^2 + b_{i6}z^2 + b_{i7}xy + b_{i8}yz + b_{i9}xz + b_{i10} \quad (4.4)$$

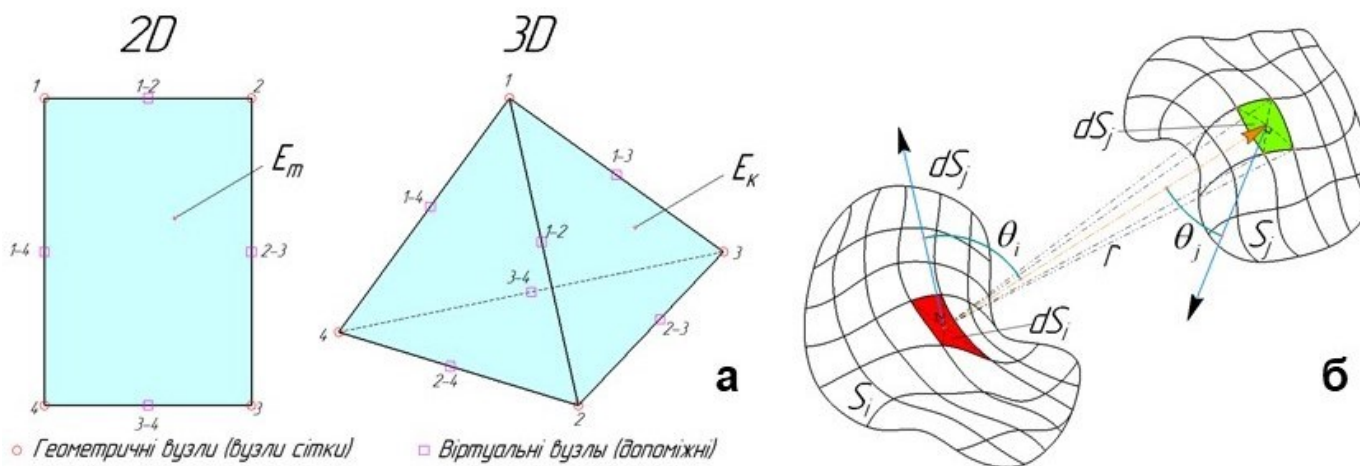


Рисунок 4.7 – Лагранжовий елемент другого порядку (а) (нумерація умовна),
кутовий коефіцієнт видимості (б)

Застосування такого елемента дає можливість отримати функції похідних температури другого ступеня від координат, тобто враховувати просторовий розподіл густини теплового потоку в металі.

Для врахування теплового зв'язку між металом сегмента кришки і КР з шпилькою розроблено двонаправлений тепловий інтерфейс для сіток з вузлами, що не збігаються в контакт. Нехай температура поверхні контакту з боку тіла «А» дорівнює T_{SSI}^A , а з боку тіла «В» – T_{SSI}^B . Тоді тепловий потік можна описати наступним чином:

$$HTC_{SST} (T_{SSI}^A - T_{SSI}^B) \quad (4.5)$$

де HTC_{SST} – функція, що враховує властивості контакту (аналог коефіцієнту тепловіддачі), T_{SSI}^A , T_{SSI}^B – температура в контакті тіла А і В (в загальному випадку функція координат).

На основі (4.5) організовується спряжена ітераційна процедура уточнення температурного поля у місці контакту. При цьому на одному з тіл застосовується умова (4.5), а на іншому умова Діріхле (теплова умова першого роду) з температурою на поверхні дотичного тіла. Ініціалізація здійснюється з припущенням адіабатичного контакту. Проведення ітерацій здійснюються до досягнення наперед заданої

величина $T_{SSI}^{kp} - T_{SSI}^{un} \leq \delta T$. Для випадку сполучення 3D та 2D температура тривимірної частини усереднюється за площею. Таким чином, повністю формалізується завдання розрахунку температурного розподілу у твердотільних елементах спряженої розрахункової процедури. Поєднання з балансовими співвідношеннями, які визначають температуру охолоджуючого повітря та КТВ, відбувається через відповідні ГУ третього роду. Натомість, балансові співвідношення умовно можна розділити ті, які визначаються випромінюванням чи конвекцією.

У спряженій розрахунковій процедурі складний теплообмін розглядається в припущенні лінійної суперпозиції питомих поверхневих теплових потоків. Це дає можливість спростити доволі складне завдання врахування теплообміну випромінюванням для геометрії нетривіальної форми. Для різноорієнтованих геометричних елементів розрахунок сумарного теплового потоку через випромінювання здійснюється введенням спеціального кутового коефіцієнту, який характеризує видимість однією випромінювальною поверхнею, іншу «сприймаючу» [104]. Фактично, це є геометрична величина, яка характеризує «видимість» поверхнею S_i поверхні S_j складної системи тіл. З фізичної точки зору кутовий фактор («фактор видимості») характеризує відношення падаючої теплової енергії до повного теплового потоку випромінювання і визначається поверхневим інтегралом [104], який у загальному випадку можна обчислити лише чисельно:

$$\varphi_{ij} = \frac{1}{S_i} \int_{S_i} \int_{S_j} \frac{\cos(\theta_i) \cos(\theta_j)}{\pi r^2} \delta_{ij} dS_i dS_j$$

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1, np(S_j) \neq 0 \\ 0, np(S_j) \equiv 0 \end{cases} \quad (4.6)$$

Для спряженої розрахункової процедури набори факторів видимості приймаються заданими та обчисленими за допомогою сторонніх інструментів.

З точки зору випромінювання кожне з тіл розглядається сірим з дифузним відбиттям ($R > 0$) поверхні. Для кожного тіла, що бере участь у теплообміні випромінюванням, використовується ефективний тепловий потік. Для замкнутої

системи не чорних тіл перенесення енергії випромінювання між будь-якою парою тіл (на відміну системи чорних тіл) здійснюється шляхом як прямого обміну між них, а й у процесі багаторазового відбиття випромінювання від усіх поверхонь системи. При цьому, крім конфігурації, розмірів і взаємного розташування тіл, перенесення енергії випромінювання залежить також від відбиваючої здатності всіх тіл системи.

Для врахування теплообміну випромінюванням необхідно оцінити величину результуючого теплового потоку випромінювання з урахуванням системи тіл. Для цього в свою чергу необхідно визначити величину падаючого теплового потоку. Для кожного тіла з відбиваючою здатністю теплообмінної поверхні, можна записати наступне співвідношення [104, 105]:

$$\begin{aligned} E_j^{nad} &= \sum_i \varphi_{ji} (E_i^{el} + R_i E_i^{nad}); \\ E_i^{el} &= (1 - R_i) C_0 \left(\frac{T_i}{100} \right)^4 \\ i, j &= 1..n \end{aligned} \quad (4.7)$$

де R – коефіцієнт відбиття, φ_{ji} – кутовий коефіцієнт, n – кількість тіл у системі, C_0 - масштабований коефіцієнт Стефана-Больцмана.

Для розрахунку результуючого теплового потоку випромінювання система рівнянь може бути представлена в компактному вигляді:

$$\{q_i^{em}\} = \{E_i^{el}(T_i)\} - \{1 - R_i\} \cdot \left\{ \begin{matrix} i \neq j, \varphi_{ij} R_j \\ i = j, \varphi_{ij} R_j - 1 \end{matrix} \right\}^{-1} \cdot \{-\sum_{j=1}^N \varphi_{ij} E_i^{el}(T_i)\} \quad (4.8)$$

Випромінювання враховується в умовно герметичному просторі над кришкою ВБ, а також у приміщенні ГА-301. Кутові коефіцієнти видимості даних об'ємів розраховані із застосуванням (4.6) для точної геометричної конфігурації поверхонь теплообміну. Відповідні матриці наведені в (4.9) для ВБ і (4.10) для ГА-301.

$$\begin{pmatrix} BB & 1 & 2 & 3V & 3H & 4 \\ 1 & 0,0601 & 0,0854 & 0,5324 & 0,0991 & 0,2230 \\ 2 & 0,2062 & 0,0000 & 0,2064 & 0,0000 & 0,5874 \\ 3V & 0,4121 & 0,0656 & 0,1388 & 0,1579 & 0,2256 \\ 3H & 0,2780 & 0,0000 & 0,5720 & 0,0000 & 0,1500 \\ 4 & 0,1174 & 0,1278 & 0,1533 & 0,030 & 0,5715 \end{pmatrix} \quad (4.9)$$

$$\begin{pmatrix} GA & C11 & C12 & C13 & C14 & C15 & C16 & C17 & C18 \\ C11 & 0,000 & 0,000 & 0,994 & 0,003 & 0,000 & 0,001 & 0,001 & 0,001 \\ C12 & 0,000 & 0,000 & 0,614 & 0,348 & 0,0034 & 0,012 & 0,012 & 0,009 \\ C13 & 0,507 & 0,126 & 0,219 & 0,136 & 0,001 & 0,004 & 0,004 & 0,001 \\ C14 & 0,005 & 0,274 & 0,520 & 0,000 & 0,042 & 0,063 & 0,063 & 0,028 \\ C15 & 0,000 & 0,015 & 0,016 & 0,241 & 0,000 & 0,295 & 0,296 & 0,135 \\ C16 & 0,006 & 0,027 & 0,043 & 0,177 & 0,146 & 0,253 & 0,241 & 0,104 \\ C17 & 0,006 & 0,027 & 0,043 & 0,177 & 0,146 & 0,242 & 0,253 & 0,103 \\ C18 & 0,007 & 0,049 & 0,033 & 0,208 & 0,169 & 0,265 & 0,266 & 0,000 \end{pmatrix} \quad (4.10)$$

де прийнято індекси:

– для простору над кришкою ВБ: 1 – поверхня кришки (1), 2 – нижня плита повітряного колектора (2), 3 – вертикальна поверхня ізоляції (3V), 4 – горизонтальна поверхня ізоляції (3H), 5 – патрубки (4);

– для приміщення ГА-301: 1 – циліндрична частина корпусу ректора (C11), 2 – еліптична частина КР (C12), 3 – циліндрична частина ізоляції (C13), 4 – нижня частина ізоляції (C14), 5 – верхня частина ізоляції (C15), 6 – ліва стінка (C16), 7 – права стінка (C17), 8 – фронтальна стінка (C18).

Балансові співвідношення формуються на основі закону збереження теплової енергії, який у загальному вигляді може бути записаний як:

$$\sum_i \left[q_i^{sun} F + \alpha(T_i^f, T_i^w) \Delta T_i F_i \right] = Q_{дж} + \Delta H_{нов} + Q_{пер} \quad (4.11)$$

де $\alpha(T_i^f, T_i^w)$ – КТВ; T_i^f – температура рідини; T_i^w – температура стінки, ΔT_i – градієнт температури; $Q_{дж}$ – джерело теплоти; F_i – площа теплообміну; $\Delta H_{нов}$ – зміна ентальпії повітря; $Q_{пер}$ – додатковий відтік/притік теплової енергії.

Додатковим джерелом теплової енергії може виступати підтік холодного повітря, при врахуванні підсмоктування. Враховуючи, що поверхня теплообміну вважається непроникною, а також в силу суперпозиції теплових потоків при складному теплообміні, рівняння (4.11) може розглядатися як сукупність рівнянь для випромінювання та конвекції. Температури на теплообмінній поверхні визначаються як середні за поверхнею МСЕ моделей. При цьому на кожному часовому кроці значення поверхневих температур відомі, оскільки система нелінійних трансцендентних балансових співвідношень відокремлена від МСЕ.

Зміна ентальпії повітря для замкнутого об'єму визначається як (4.12), а у разі вимушеного руху повітряним трактом – (4.13).

$$\Delta H_{нов} = c_p \cdot (T_{нов}^{last}) \rho \cdot (T_{in}) \cdot V \cdot \frac{T_{нов} - T_{нов}^{last}}{\Delta \tau} \quad (4.12)$$

$$\Delta H_{нов} = G \cdot c_p (\bar{T}) \cdot (T_{in} + T_{out}) \quad (4.13)$$

де V – об'єм замкнутої зони; G – масова витрата охолоджуючого повітря; \bar{T} – середньоарифметична температура між входом і виходом у повітряному каналі; $\Delta \tau$ – часовий крок розрахунку; $T_{нов}^{last}$ – температура повітря на попередньому часовому кроці.

Зауважимо, що (4.12) фактично дозволяє враховувати температурну інерційність повітряного простору на відміну (4.13), де вважається, що температурна інерційність і дифузія – величини меншого порядку, ніж конвективна складова. Балансове співвідношення (4.13) застосовується індивідуально для кожної складової розрахункової моделі, крім «Зони 1» ВБ і в ГА-301 для циліндричної частини КР.

Масові витрати, що входять до (4.13) визначаються виходячи з балансового співвідношення втрати тиску (4.14), яке індивідуальне для кожного елементу.

$$G_j^2 \cdot \sum_i \left[\xi[G_j] \cdot \frac{1}{2\rho} \left(\frac{1}{S} \right)^2 \right] = \Delta p_j \quad (4.14)$$

де G_j – масова витрата повітря через розділену групу елементів (каналів);
 Δp_j – перепад тиску в даній групі.

КГО та кореляції КТВ визначаються відповідно довідників. Зв'язок між балансовими співвідношеннями та МСЕ організовано за рахунок відповідних ГУ. Загалом умови теплообміну на тепловій межі з урахуванням конвекції та випромінювання у лінеаризованому вигляді можна сформулювати так [106]:

$$-\lambda_{ms} \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha_k (T - T_f) + 4\beta_{\text{випр}} T_r^3 (T - T_r) \quad (4.15)$$

де λ_{ms} – коефіцієнт теплопровідності твердого тіла, T_f – температура повітря, T_r – опорна температура випромінювання, α_k – конвективний коефіцієнт тепловіддачі (загалом залежить від температури), $\beta_{\text{випр}}$ – коефіцієнт теплообміну випромінюванням (що враховує геометрію).

За своєю фізичною суттю коефіцієнт $4\beta_{\text{випр}} T_r^3$ являється аналогом коефіцієнту тепловіддачі і в рамках концепції «коефіцієнтів, що запізнюються», може бути визначений виходячи з попереднього кроку інтегрування за часом

$$4\beta_{\text{випр}} T_r^3 = \left\| \frac{q_{\text{випр}}}{T - T_r} \right\|_{\text{last}} = \alpha_{\text{випр}} \quad (4.16)$$

де $q_{\text{випр}}$ – питомий тепловий потік випромінювання.

При цьому очевидно, що визначення (4.16) має задовольняти умові

$$\lim_{T-T_r \rightarrow 0} \left(\left\| \frac{q_{\text{випр}}}{T - T_r} \right\|_{\text{last}} \right) \rightarrow k > 0 \quad (4.17)$$

Ця умова призводить до того, що при зміні знаків $q_{\text{випр}}$ або $T - T_r$ спостерігаються скачки КТВ при збереженні монотонності температури, що не впливає на результати оцінки перехідного процесу.

У першому наближенні опорну температуру випромінювання для конкретної поверхні з урахуванням перерахованих вище властивостей можна визначити, як

вагову функцію від четвертого ступеня кожної з поверхневих температур. Логічно припустити, що внесок у опорну температуру кожної поверхні визначається взаємною видимістю, тобто кутовими коефіцієнтами. Виходячи з цього, функцію опорної температури випромінювання для кожної поверхні можна визначити наступним чином:

$$(T_r)|_i = \max \left[\sqrt[4]{\sum \phi_{ij} T_j^4}, T_f \right] \quad (4.18)$$

Дане рівняння характеризує наявність певної індивідуальної рівноважної визначальної температури при випромінюванні, що для системи реальних сірих тіл неможливо. Проте воно дозволяє запровадити близький з погляду фізики випромінювання обмежувач на температуру поверхні, що враховує ефект «псевдо-джерела».

Остаточна залежність, яка імплементована в спряжену розрахункову процедуру:

$$-\lambda_{me} \frac{\partial T}{\partial n} = [\alpha_\kappa + \alpha_{вин}] \left(T - \frac{\alpha_\kappa T_f + \alpha_{вин} T_r}{\alpha_\kappa + \alpha_{вин}} \right) = \alpha_{заг} (T - T_{заг}^{ref}) \quad (4.19)$$

Отримана залежність дає змогу перейти від нелінійних умов до наближених лінійних. При $\alpha_\kappa \ll \alpha_{вин}$ опорна температура прямує до значення, яке розраховується за допомогою (4.16), тобто домінує теплообмін випромінюванням, а при $\alpha_\kappa \gg \alpha_{вин}$ — реалізується класичний випадок у вигляді рівняння Ньютона-Ріхмана — домінує конвективний теплообмін.

У балансові співвідношення входять усереднені за площею температури металу, що розраховуються за такими залежностями:

$$\frac{1}{S_{метл}} \int_{S_{метл}} T dS \approx \frac{1}{S_{метл}} \sum_i (T \cdot \Delta S_i)^* \quad (4.20)$$

$$\frac{1}{S_{метл}} \int_{S_{метл}} T dS \xrightarrow{MKE(2D)} \frac{1}{L} \sum_i (T \cdot \Delta L_i)^* \quad (4.21)$$

де $\sum_i (T \cdot \Delta L_i)^*$ та $(T \cdot \Delta L_i)^*$ – зважена вузлова температура на площадці ΔS_i чи елементарній довжині дуги ΔL_i .

Для замикання розрахункової моделі патрубків (розкриття невизначеності) за простором теплоносія (внутрішній бік, маркер – 2) застосовується модельне температурне поле (4.22).

$$T(z) = \begin{cases} z < z_\phi, T_{ref} - k_1 \cdot z \\ z \geq z_\phi, T(z_\phi) - \frac{T(z_\phi) - T_{ex}}{z_{ref} - z_\phi} (z - z_\phi) \end{cases} \quad (4.22)$$

де z_ϕ – координата розташування фланця (прийнята рівною 0,9 м); k_1 – нахил температурного поля у «Зоні 1»; T_{ref} – опорна температура (приймається рівною температурі теплоносія під кришкою); T_{ex} – Температура охолоджуючого повітря (приймається рівною температурі на вході до ВБ); z_{ref} – опорна геометрична висота, на якій температура моделі патрубка на внутрішній і верхній поверхні дорівнює температурі навколишнього середовища.

При перехідних процесах, у яких відсутні відомості щодо КТВ (наприклад, для режимів розігріву/охолодження, які в основному не розглядаються в RELAP) з боку теплоносія застосовується залежність (4.23), в якій при роботі 4-х ГЦН опорна швидкість в опускній ділянці та у нижній камері змішування становить 10 м/с, у зоні гарячих патрубків ~ 11 м/с, під кришкою $\sim 0,1$ м/с.

$$\alpha_1 = \max \left(0,037 \frac{\lambda}{D} \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,8} \left(\frac{\text{Pr}_f}{\text{Pr}_w} \right)^{0,25}; \alpha = 0,18 \left(\frac{g \Delta T \rho^2}{T_{ave} \mu} \cdot \frac{C_p}{\lambda^2} \right)^{\frac{1}{3}} \right) \quad (4.23)$$

4.4 Дискретизація та особливості проведення розрахунків

Для тіл тривимірної геометрії найбільш оптимальним вибором являється застосування наступного підходу щодо дискретизації та проведення розрахунків. На першому етапі будується розрахункова сітка для тривимірних фрагментів кришки, КР

та шпильки ДГУ з найменованими границями в ANSYS Mesh. На другому етапі відбувається вивантаження за допомогою CFD Post або FiniteElement списку вузлів і ребр, що їх з'єднують. Таким чином, з'являється можливість отримати масив вузлів, які апроксимують межу твердого тіла. В результаті спряжена розрахункова процедура завантажує масив поверхневих вузлів та використовує їх при автоматичній тріангуляції в об'ємі. Це дає можливість отримати просторову дискретизацію з наперед відомими граничними вузлами, що дозволяє відмовитися від геометричних предикатів і ввести більш гнучку систему маркування.

Для дискретизації осесиметричних 2D елементів (ізоляція, патрубок та нижня плита колектора) такий підхід не використовується, оскільки вдається легко сформулювати маркери у тих вузлах, які задовольняють простим предикатам. До того ж, введення алгоритму, оснований на перемноженні одновимірних дискретизацій для елементарних блоків (однотипних ділянок) з подальшим вилученням «дубль-вузлів» на межі блоків дозволило суттєво покращити якість сітки та оптимізувати щільність дискретизації. Двовимірний фрагмент КР побудований за допомогою алгоритму лофтингу «основи» за заданою траєкторією.

Загальна кількість скінченних елементів у сегменті кришки та КР – 12952 ел.; шпилька ДГУ – 21740 ел.; ізоляція – 800 ел.; патрубок – 1500 та нижня плита колектора – 1000. Фрагмент КР містить 1000 елементів (10 вздовж товщини). Загалом, густина розрахункової сітки була обрана мінімальною із пробних значень дискретизації. Сітка перевірялася насамперед на регулярність виконання умов Неймана на границі, а також на предмет сталості середньооб'ємної величини температури при різній щільності дискретизації (відхилення не перевищує $\sim 1,5$ °C).

Загальний вигляд дискретної області показано на рисунку 4.8. Пояснення до маркерних найменувань ГУ для МСЕ представлені у таблиці Б.1.

Додаткова перевагою введення системи маркування граничних елементів полягає в тому, що вдається побудувати відносно просту і водночас швидку функцію оцінки середньої граничної поверхні температури.

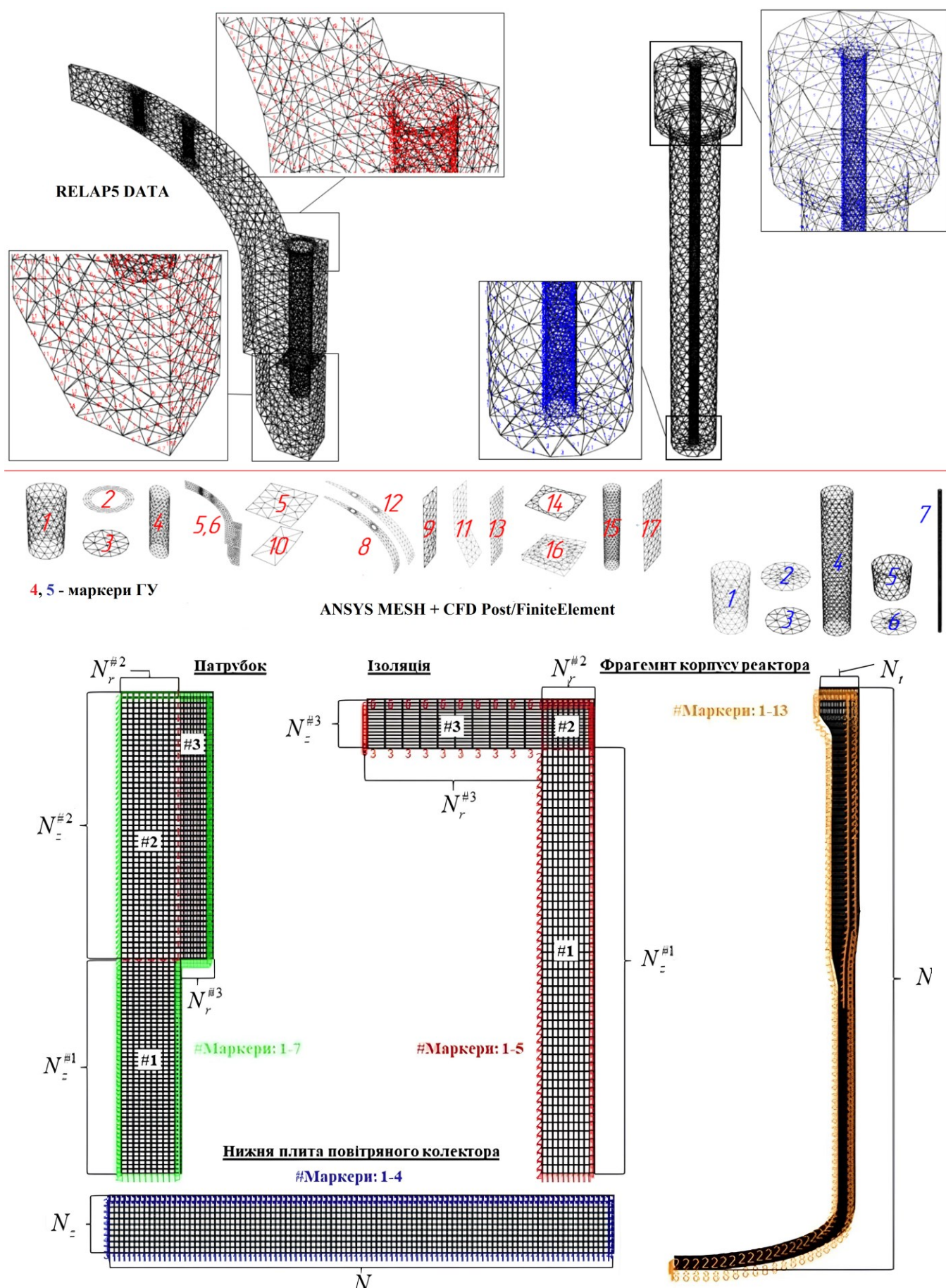


Рисунок 4.8 – Кінцево-елементна сітка для 3D та 2D елементів

Після того, як проведена просторова, а також часова дискретизація на основі методу Гальоркіна (мінімізація функціоналу нев'язки рівняння (4.1) і (4.2)), отримуємо глобальну матрицю коефіцієнтів («StiffnessMatrix») і матрицю вільного члена («LoadVector»), які утворюють систему лінійних алгебраїчних рівнянь у рамках концепції «коефіцієнтів, що запізнюються». Вирішується СЛАР за допомогою розпаралеленого прямого вирішувача «PARDISO», який забезпечує високу надійність при несиметричних розріджених матрицях, що використовуються для економії оперативної пам'яті, та оптимізації розрахунків.

Рівняння (4.1) і (4.2), (4.8) - (4.11) та (4.14) утворюють систему, що складається з 2-х тривимірних рівнянь теплопровідності (4.1), 4-х двовимірних рівнянь теплопровідності (4.2), 5+18 балансових співвідношень типу (4.8) - (4.10) (5 – для TL03, 8 – TL05), 6+41 рівнянь типу (4.11), 13 рівнянь типу (4.14), а також 6 матеріальних співвідношення для TL05. Загальна кількість рівнянь – 6 диференціальних та 89 трансцендентних. Для вирішення цієї системи побудовано спряжений розрахунковий алгоритм. Оскільки стаціонарне рішення є перехідним процесом від початкового «передбачуваного» стану до кінцевого при постійних ГУ, це дає можливість застосування нестаціонарного вирішувача, що дозволяє уніфікувати алгоритм.

Принципова схема спряженої розрахункової процедури приведена на рисунку 4.9.

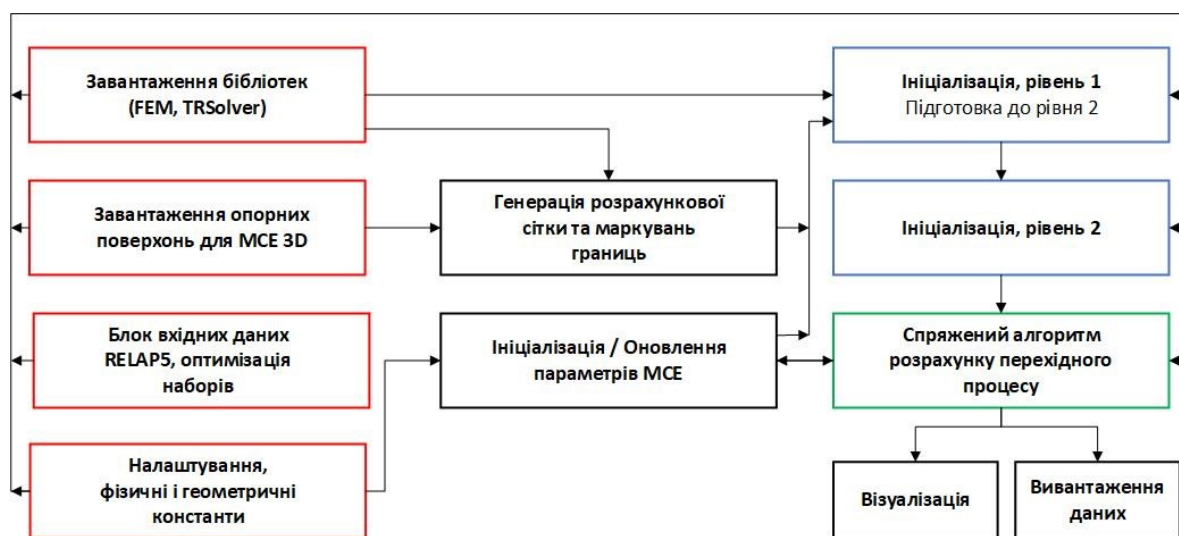


Рисунок 4.9 – Принципова схема розрахункової процедури

Спряжена розрахункова процедура містить дворівневу ініціалізацію початкового стану перехідного процесу. У першому рівні вирішується виключно аналітична система трансцендентних рівнянь. Теплопровідність по товщині металу враховується як для циліндра/плоского тіла, а інерційність – простою зміною ентальпії металу. Закінчується перший рівень ініціалізації знаходженням температурного поля в 3D/2D елементах моделі з урахуванням теплового інтерфейсного потоку (контакту). На другому рівні відбувається уточнення параметрів з використанням спряженого алгоритму з постійними ГУ, але вже в гібридній (МСЕ / аналітика) постановці. Така ініціалізація необхідна тому, що система балансових рівнянь для випромінювання і конвекції, а також втрати тиску можуть мати кілька близьких в плані конвергенції рішень. Таким чином дворівнева ініціалізація забезпечує стабільність перших кількох часових кроків при розрахунку реального режиму зі змінними ГУ, отриманими з RELAP5.

4.5 Валідація спряженої розрахункової процедури

Валідація спряженої розрахункової процедури виконується на основі даних гарячої обкатки обладнання енергоблоку, які відбувалися безперервно в період з 13.10.1987 по 24.10.1987, загальною тривалістю ~262 години. У цей період виконувалися випробування для різної конфігурації роботи ГЦН та вентиляційних агрегатів TL03.

Основні характеристики вибраних режимів (тиск першого контуру, температура теплоносія, температура на вході до ВБ та кількість працюючих агрегатів наведені на графіках рисунку 4.10).

Конфігурація «підсмоктування» повітря у спряженій розрахунковій процедурі обрана таким чином, щоб безпосередньо впливати на температурний стан фланця кришки і шпильок. Таким чином передбачається, що «холодне повітря» всмоктується з-під теплової ізоляції і виходить у місці ущільнення ізоляції та повітряного колектора ВБ.

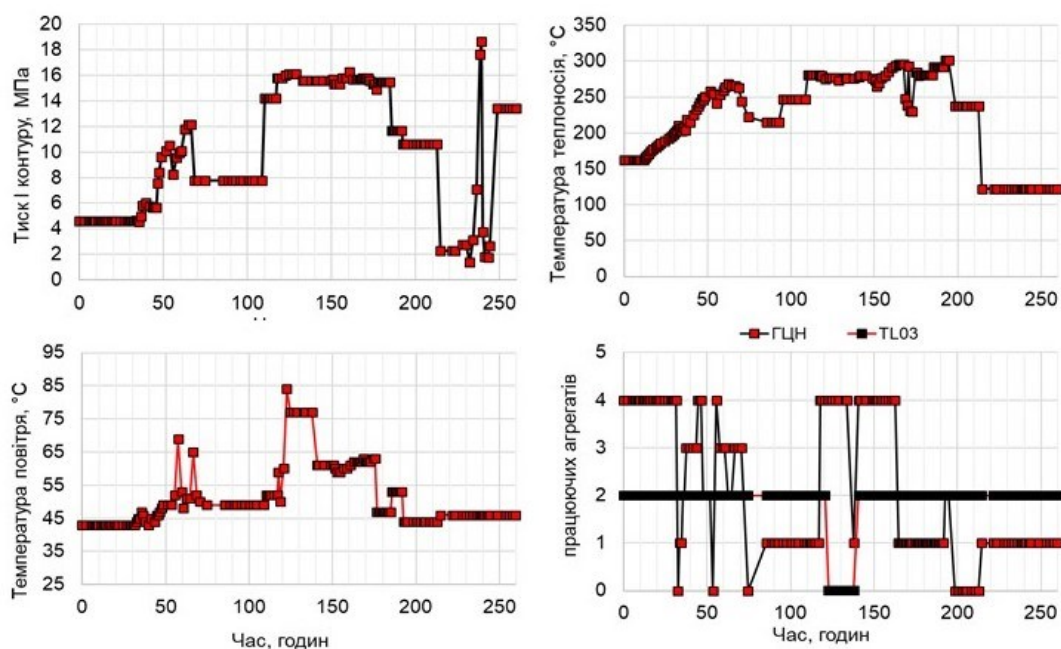


Рисунок 4.10 – Основні характеристики перехідного режиму випробувань

Прийняті граничні умови для валідації спряженої розрахункової процедури, наступні: температура охолоджуючого повітря – 15°C , у роботі три вентиляційні агрегати з продуктивністю $27700 \text{ м}^3/\text{год}$ кожен, підсмоктування повітря у простір під тепловою ізоляцією становить $1220 \text{ м}^3/\text{год}$ та температурою 15°C . Для визначення КТВ від теплоносія використовується залежність (4.23). Розрахунок еквівалентних ГУ умов показано на рисунку 4.11.

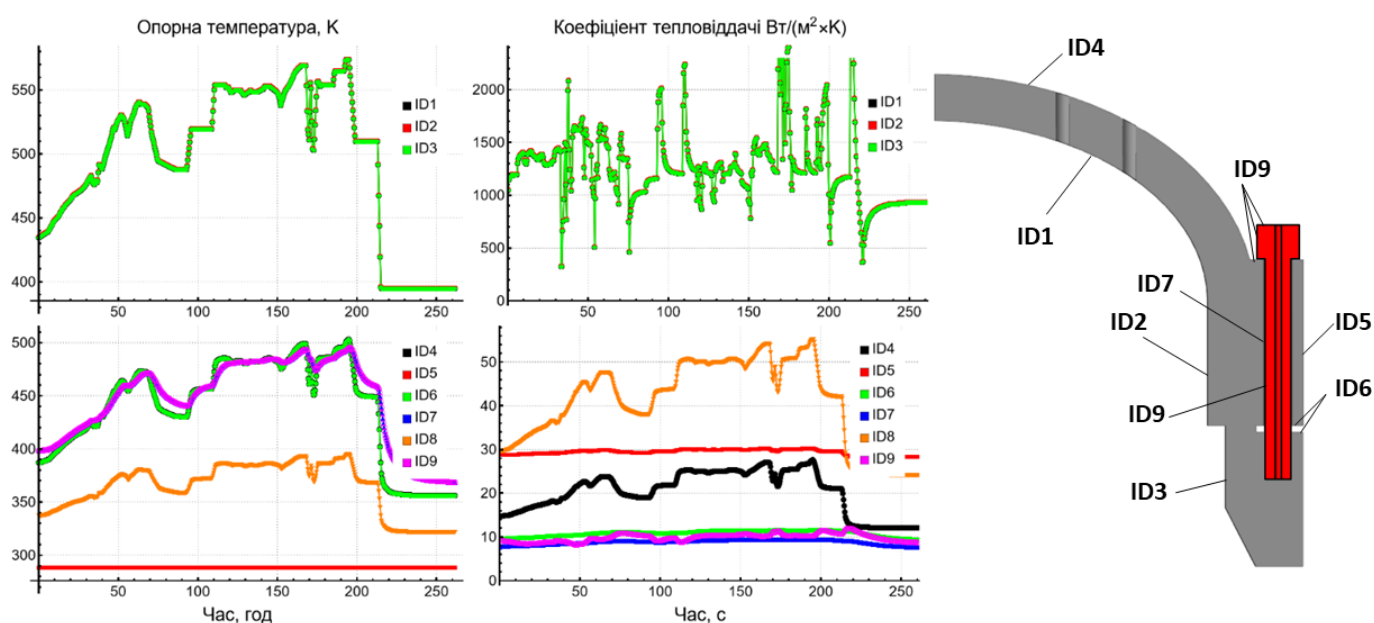


Рисунок 4.11 – Еквівалентні ГУ для вибраного режиму випробувань

Спряжена розрахункова процедура формує еквівалентні ГУ третього роду, на основі яких за допомогою ANSYS Thermal відбувається відтворення температурного поля металу. Особливість тут полягає в тому, що еквівалентні теплові ГУ є лінеаризованими відносно різниці температур в четвертому степені, які в сукупності з геометричними спрощеннями, реалізованими в процедурі, можуть призводити до відхилення в інтегральному тепловому потоці між металом і повітрям. Для того щоб підтвердити здатність відтворювати температуру металу ANSYS Thermal при використанні граничних еквівалентних умов був виконаний розрахунок перехідного режиму, що застосовувався для валідації.

Результати оцінки для фланця кришки реактора показано на рисунку 4.12, для шпильки ДГУ – на рисунку 4.13, а зовнішньої еліптичної поверхні – на рисунку 4.14.

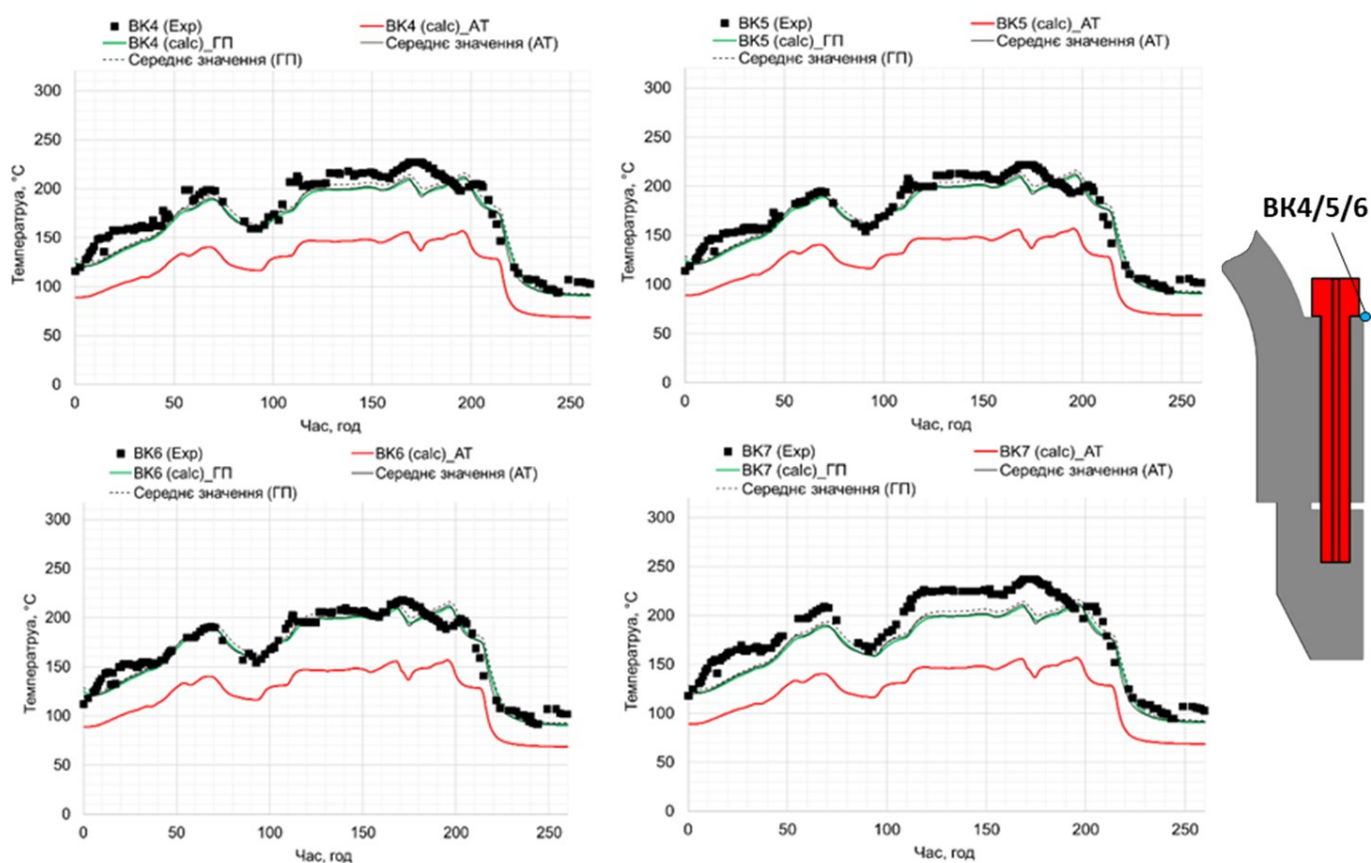


Рисунок 4.12 – Результати оцінки для фланця кришки реактора

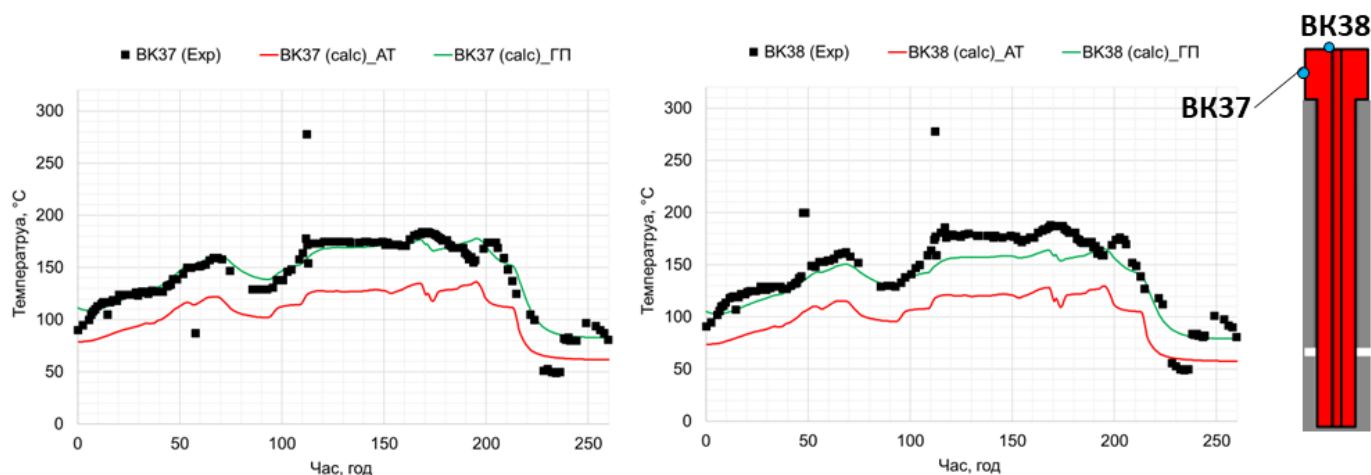


Рисунок 4.13 – Результати оцінки для шпильки ДГУ

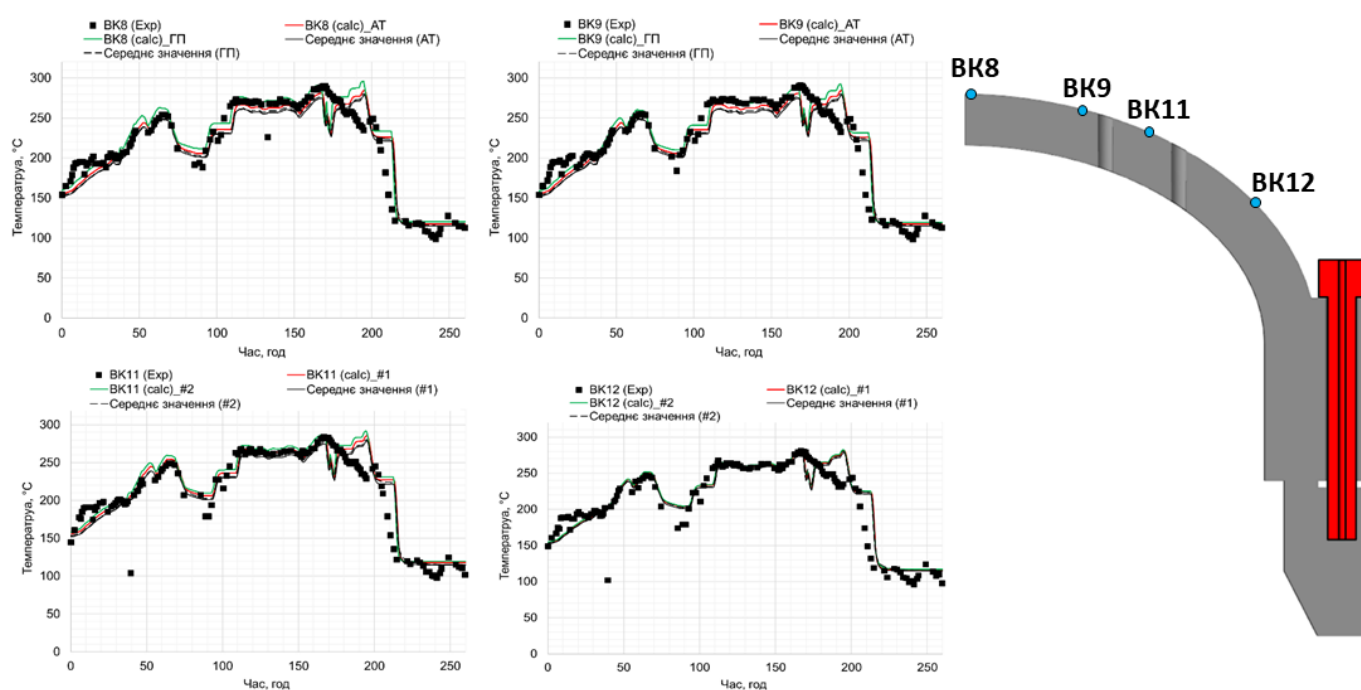


Рисунок 4.14 – Результати оцінки для зовнішньої еліптичної поверхні

На рисунку 4.15 представлені порівняльні результати розподілу температурного поля в сегменті кришки з КР і шпильки ДГУ, що отримані в спряженій розрахунковій процедурі з результатами CAE моделі в ANSYS Thermal.

Температура металу кришки реактора в області шпильки при розрахунку ГУ в за допомогою спряженої розрахункової процедури складає близько 159-188°C, в той час як з використанням ANSYS Thermal отримана температура склала 158-179°C.

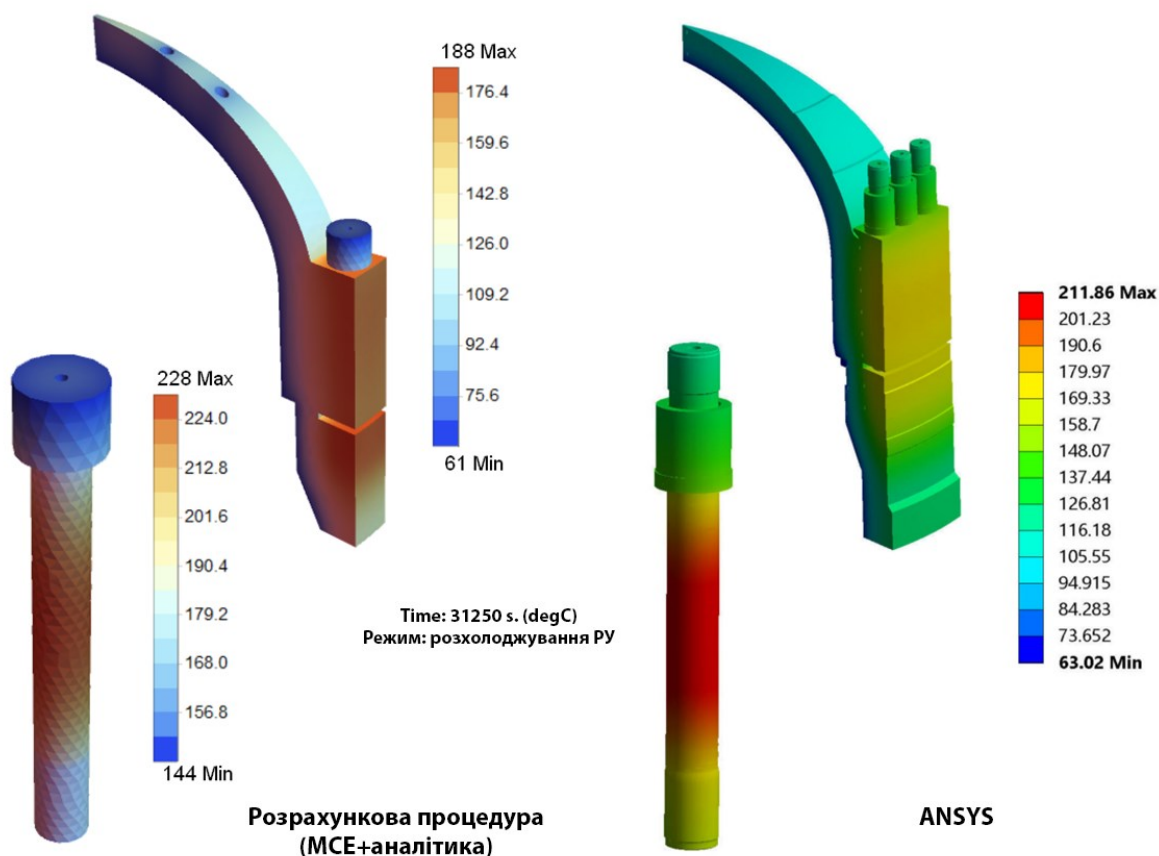


Рисунок 4.15 – Порівняльні результати розподілу температурного поля в сегменті кришки з корпусом реактора та шпильки ДГУ (різні температурні легенди)

Порівняння результатів свідчить про хорошу відповідність температурних полів в елементах ВБ і ДГУ, та наочно демонструють врахування спряженою розрахунковою процедурою ключових вимог щодо формування ГУ на елементах ВБ. Існуюча відмінність в абсолютних значеннях температури (5-10°C) пояснюється контактним інтерфейсом між шпилькою та металом кришки та корпусу, який розраховує передачу тепла за локальною середньою температурою контакту.

4.6 Розрахунок стаціонарного режиму

Розрахункові та експлуатаційні параметри системи TL03 та TL05 для номінального рівня теплової потужності наведені в таблиці 4.2.

Розрахунок стаціонарного режиму проводився для роботи на потужності та стану РУ «Гарячий зупин». Результати розрахунку представлені в таблицях 4.3 – 4.4.

Таблиця 4.2 – Граничні умови та порівняльні розрахункові величини

Характеристика	Значення параметра	
TL03		
Об’ємна подача на приводи СУЗ	27700 м³/Год	
Температура повітря на вході	30°C	
TL05		
Об’ємна подача з напрямку	18000 м³/Год	
Об’ємна подача біля дверей	2000 м³/Год	
Об’ємна подача біля нижнього торця сухого захисту	10000 м³/Год	
Температура повітря на вході	15°C	
Температура бетону/засипки	35°C	
Розрахункові величини		
Параметр	Розрахункова	Проектна / Регламентна
Інтегральний перепад тиску	~ 4165 Па	4000 Па (380 кгс/м²) [102]
Температура на виході	~27,7°C	~30°C [102]

Таблиця 4.3 – Стаціонарний стан при роботі на потужності

№	Поверхня	α , Вт/(м ² ·К)	T, К	P, МПа
Елементи верхнього блоку				
1	Еліптична частина кришки зі сторони теплоносія (RELAP5)	1010,0	593,15	16,0
2	Циліндрична частина кришки зі сторони теплоносія (RELAP5)	4050,0	593,15	16,0
3	ГУ в отворах для патрубків	614,1	570,7	16,0
4	ГУ з боку теплоносія на корпус реактора (RELAP5)	4050,0	593,15	16,0
5	ГУ на зовнішній нециліндричній (еліптичній) поверхні кришки	29,9	509,7	~ 0,1
6	ГУ на зовнішній циліндричній поверхні кришки	30,2	288,15	~ 0,1
7	ГУ між торцем кришки та корпусом реактора	11,7	509,7	~ 0,1
8	ГУ в отворі для шпильки на поверхні кришки реактора	9,6	517,6	~ 0,1

№	Поверхня	α , Вт/(м ² ·К)	T, К	P, МПа
9	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 1»	614,2	570,7	16,0
10	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 2»	464,2	545,5	16,0
11	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 3»	386,8	519,0	16,0
12	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 1»	38,6	515,6	~ 0,1
13	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 2»	309,7	321,9	~ 0,1
14	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 3»	73,0	299,1	~ 0,1
15	ГУ на нижній плиті колектора у «Зоні 1»	24,4	525,7	~ 0,1
16	ГУ всередині повітряного колектора («Зоні 2»)	37,2	321,9	~ 0,1
17	ГУ всередині шестигранних коробів	73,0	299,1	~ 0,1
18	ГУ на зовнішній частині шестигранних коробів	10,0	288,0	~ 0,1
19	ГУ зовнішньої вертикальної частини колектора	10,0	288,0	~ 0,1
20	ГУ зовнішньої горизонтальної частини колектора	10,0	288,0	~ 0,1
21	ГУ на зовнішній поверхні гайки і торця шпильки	59,8	398,9	~ 0,1
22	ГУ в отворі для шпильки на поверхні шпильки	11,0	517,6	~ 0,1
Елементи корпусу реактора				
1	Еліптичне днище зі сторони теплоносія	18172,1	563,12	16,34
2	Опускна ділянка зі сторони теплоносія	22304,1	563,15	16,31
3	«Холодні» патрубки зі сторони теплоносія	45616,4	563,15	16,33
4	«Гарячі» патрубки зі сторони теплоносія	10767,8	592,85	16,0
5	Еліптичне днище зі сторони повітря ГА-301	25,4	543,5	~ 0,1
6	Опускна ділянка зі сторони повітря ГА-301	29,0	541,9	~ 0,1

Таблиця 4.4 – Стаціонарний стан РУ «Гарячий зупин»

№	Поверхня	α , Вт/(м ² ·К)	T, К	P, МПа
Елементи верхнього блоку				
1	Еліптична частина кришки зі сторони теплоносія (RELAP5)	1010,0	553,15	16,0
2	Циліндрична частина кришки зі сторони теплоносія (RELAP5)	4050,0	553,15	16,0
3	ГУ в отворах для патрубків	580,9	530,7	16,0

№	Поверхня	α , Вт/(м ² ·К)	T, К	P, МПа
4	ГУ з боку теплоносія на корпус реактора (RELAP5)	4050,0	553,15	16,0
5	ГУ на зовнішній нециліндричній (еліптичній) поверхні кришки	25,2	474,7	~ 0,1
6	ГУ на зовнішній циліндричній поверхні кришки	29,8	288,15	~ 0,1
7	ГУ між торцем кришки та корпусом реактора	11,2	474,7	~ 0,1
8	ГУ в отворі для шпильки на поверхні кришки реактора	9,2	488,5	~ 0,1
9	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 1»	580,9	530,7	16,0
10	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 2»	426,4	506,6	16,0
11	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 3»	366,2	484,1	16,0
12	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 1»	32,8	479,6	~ 0,1
13	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 2»	313,5	316,4	~ 0,1
14	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 3»	73,3	297,3	~ 0,1
15	ГУ на нижній плиті колектора у «Зоні 1»	21,4	487,7	~ 0,1
16	ГУ всередині повітряного колектора («Зона 2»)	37,5	316,4	~ 0,1
17	ГУ всередині шестигранних коробів	73,2	297,3	~ 0,1
18	ГУ на зовнішній частині шестигранних коробів	10,0	288,0	~ 0,1
19	ГУ зовнішньої вертикальної частини колектора	10,0	288,0	~ 0,1
20	ГУ зовнішньої горизонтальної частини колектора	10,0	288,0	~ 0,1
21	ГУ на зовнішній поверхні гайки і торця шпильки	50,4	381,3	~ 0,1
22	ГУ в отворі для шпильки на поверхні шпильки	10,6	488,5	~ 0,1
Елементи корпусу реактора				
1	Еліптичне днище зі сторони теплоносія	18172,1	553,15	16,34
2	Опускна ділянка зі сторони теплоносія	22304,1	553,15	16,31
3	«Холодні» патрубки зі сторони теплоносія	45616,4	553,15	16,33
4	«Гарячі» патрубки зі сторони теплоносія	10767,8	553,15	16,0
5	Еліптичне днище зі сторони повітря ГА-301	24,2	533,7	~ 0,1
6	Опускна ділянка зі сторони повітря ГА-301	27,6	532,2	~ 0,1

4.7 Розрахунок перехідного режиму

В якості перехідних режимів були обрані режими розхолодження та розігріву РУ, зі швидкістю 30°C/год та 20°C/год, відповідно, а також аварійний сценарій з розривом паропроводу між ПГ і ШЗВК еквівалентним діаметром 2×580 мм («MSLB»). Результати розрахунку представлені на рисунках 4.16 – 4.21. Розшифрування індексів, що застосовуються на рисунках приведено в таблиці 4.5.

Таблиця 4.5 – Індеси граничних умов

ГУ ID	Пояснення
Елементи верхнього блоку (TL03)	
1	ГУ під кришкою, випукла поверхня (еліптична)
2	ГУ під кришкою, циліндрична поверхня
3	ГУ в отворах для патрубків
4	ГУ з боку теплоносія на корпус реактора
5	ГУ на зовнішній нециліндричній (еліптичній) поверхні кришки
6	ГУ на зовнішній циліндричній поверхні кришки
7	ГУ між торцем кришки та корпусу реактора
9	ГУ в отворі для шпильки на поверхні кришки реактора
10	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 1»
11	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 2»
12	ГУ на внутрішній поверхні патрубків у «Зоні 3»
13	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 1»
14	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 2»
15	ГУ на зовнішній поверхні патрубків у «Зоні 3»
16	ГУ на нижній плиті колектора у «Зоні 1»
17	ГУ всередині повітряного колектора («Зоні 2»)
18	ГУ всередині шестигранних коробів
19	ГУ на зовнішній частині шестигранних коробів
20	ГУ зовнішньої вертикальної частини колектора
21	ГУ зовнішньої горизонтальної частини колектора
22	ГУ на зовнішній поверхні гайки та торця шпильки
23	ГУ в отворі для шпильки на поверхні шпильки

ГУ ID	Пояснення
Корпус реактора (TL05)	
2	Еліптичне днище зі сторони теплоносія
3	Опускна ділянка зі сторони теплоносія
4	«Холодні» патрубки зі сторони теплоносія
5	«Гарячі» патрубки зі сторони теплоносія
8	Еліптичне днище зі сторони повітря ГА-301
9	Опускна ділянка зі сторони повітря ГА-301
Примітка: не позначенні ГУ вважаються адіабатичними або ж такими, які є не представницькими для аналізу ВБ та КР.	

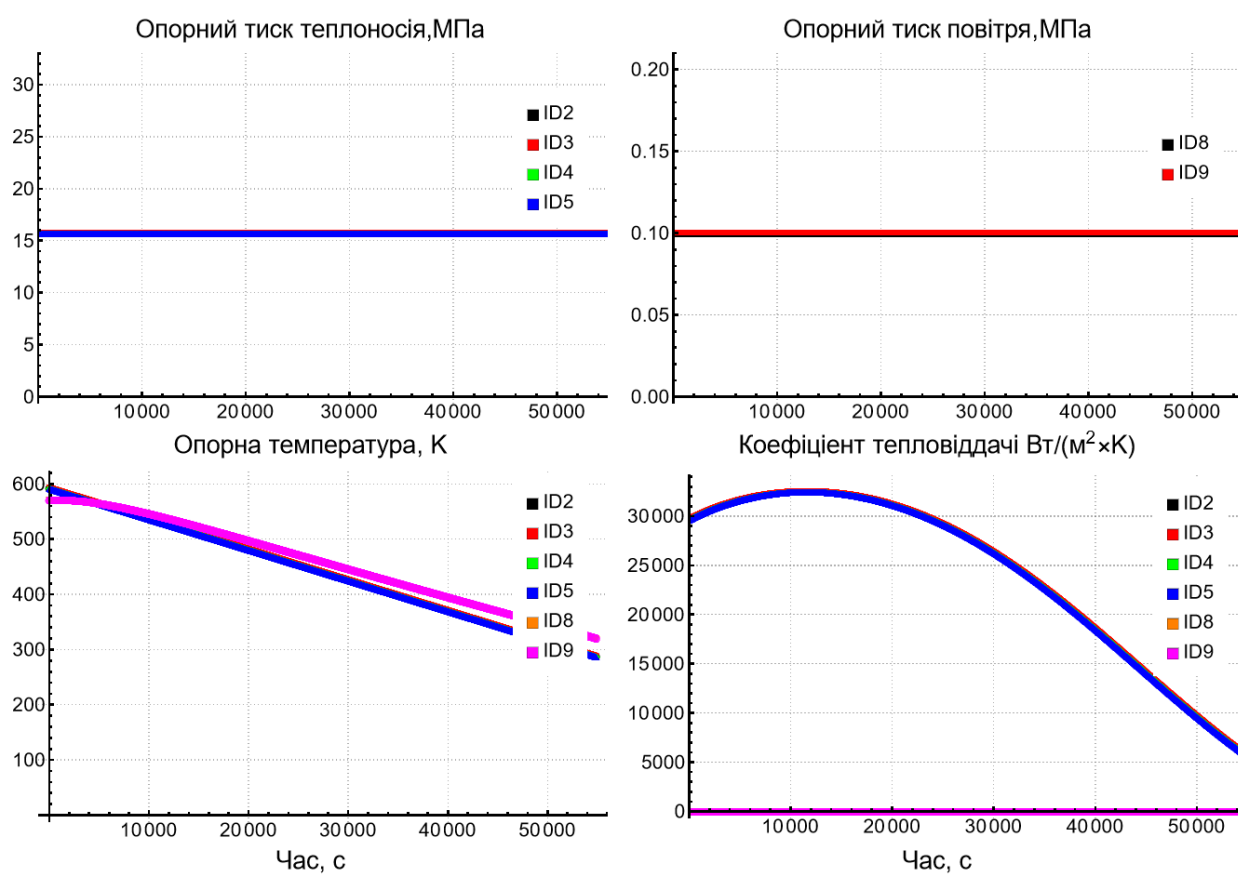


Рисунок 4.16 – Характеристики ГУ для КР при розхолодженні

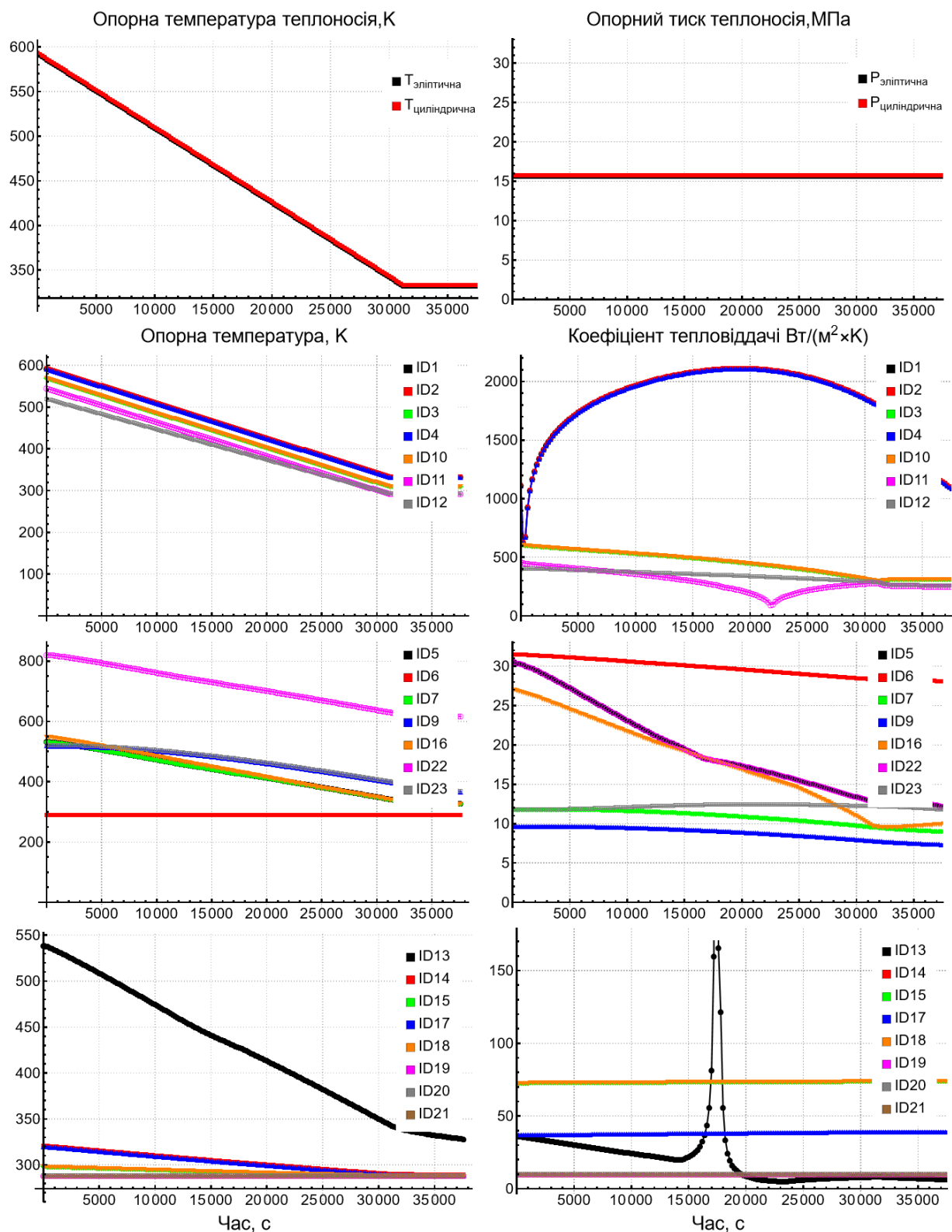


Рисунок 4.17 – Характеристики ГУ для елементів ВБ при розхолодженні

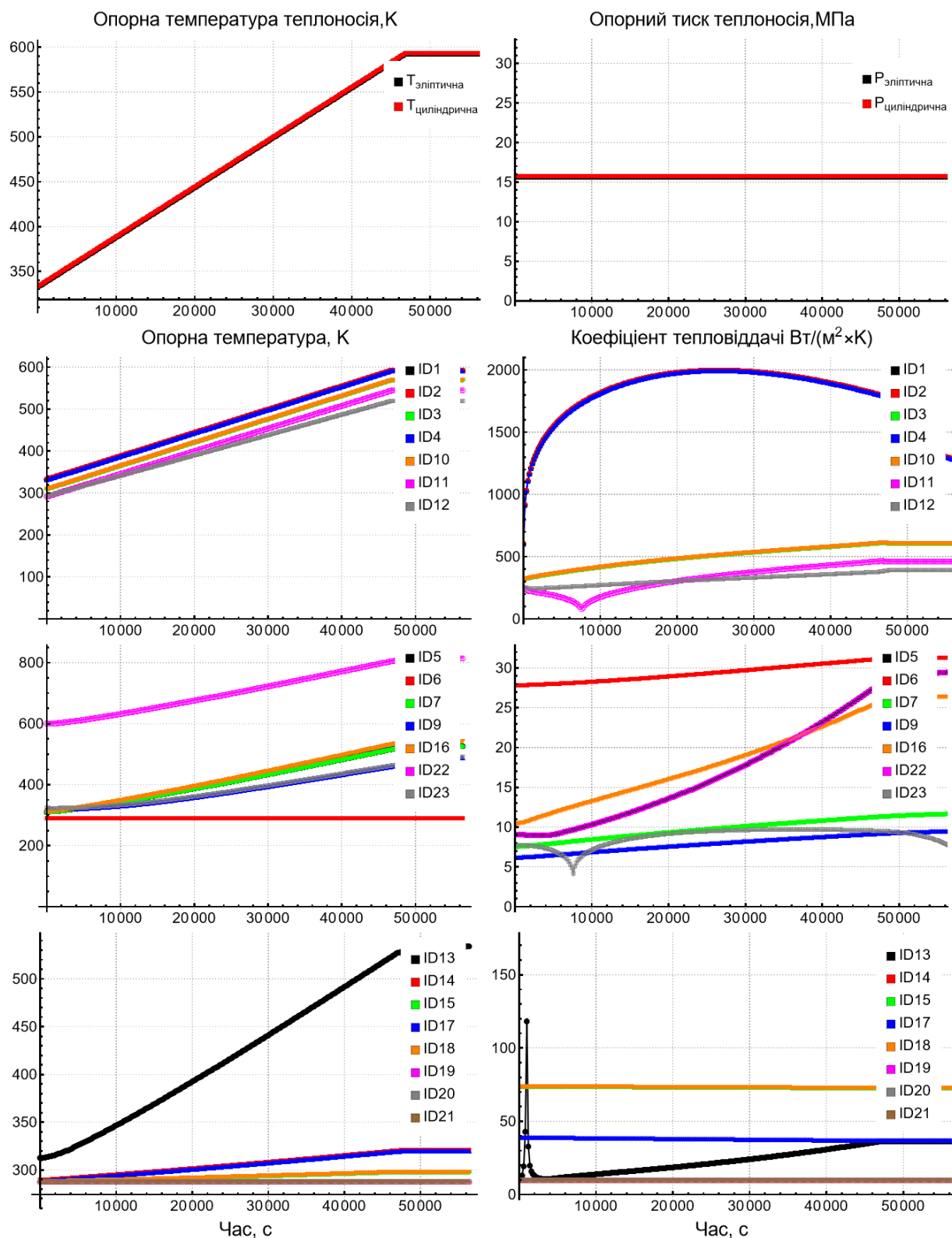


Рисунок 4.18 – Характеристики ГУ для елементів ВБ при розігріві

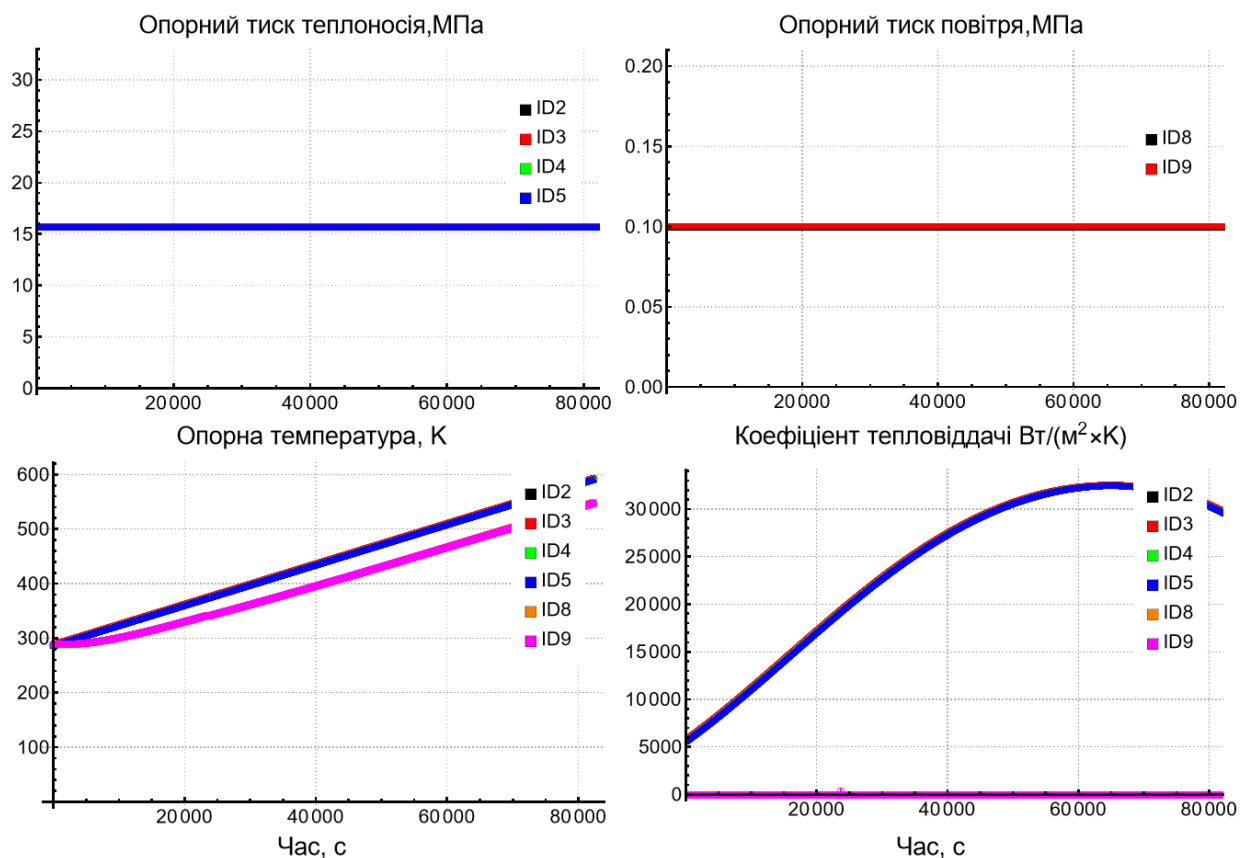


Рисунок 4.19 – Характеристики ГУ для елементів КР при розігріві

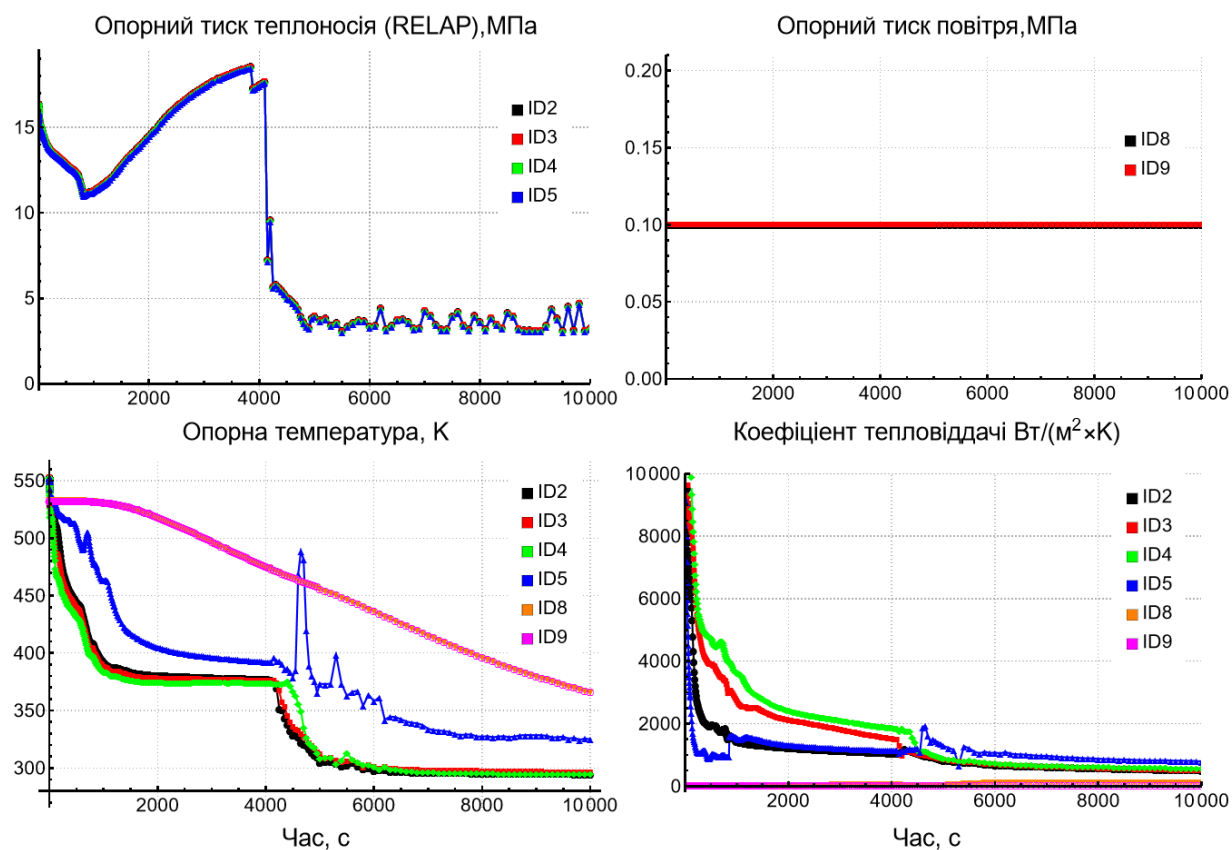


Рисунок 4.20 – Характеристики ГУ для КР для аварійного сценарію «MSLB»

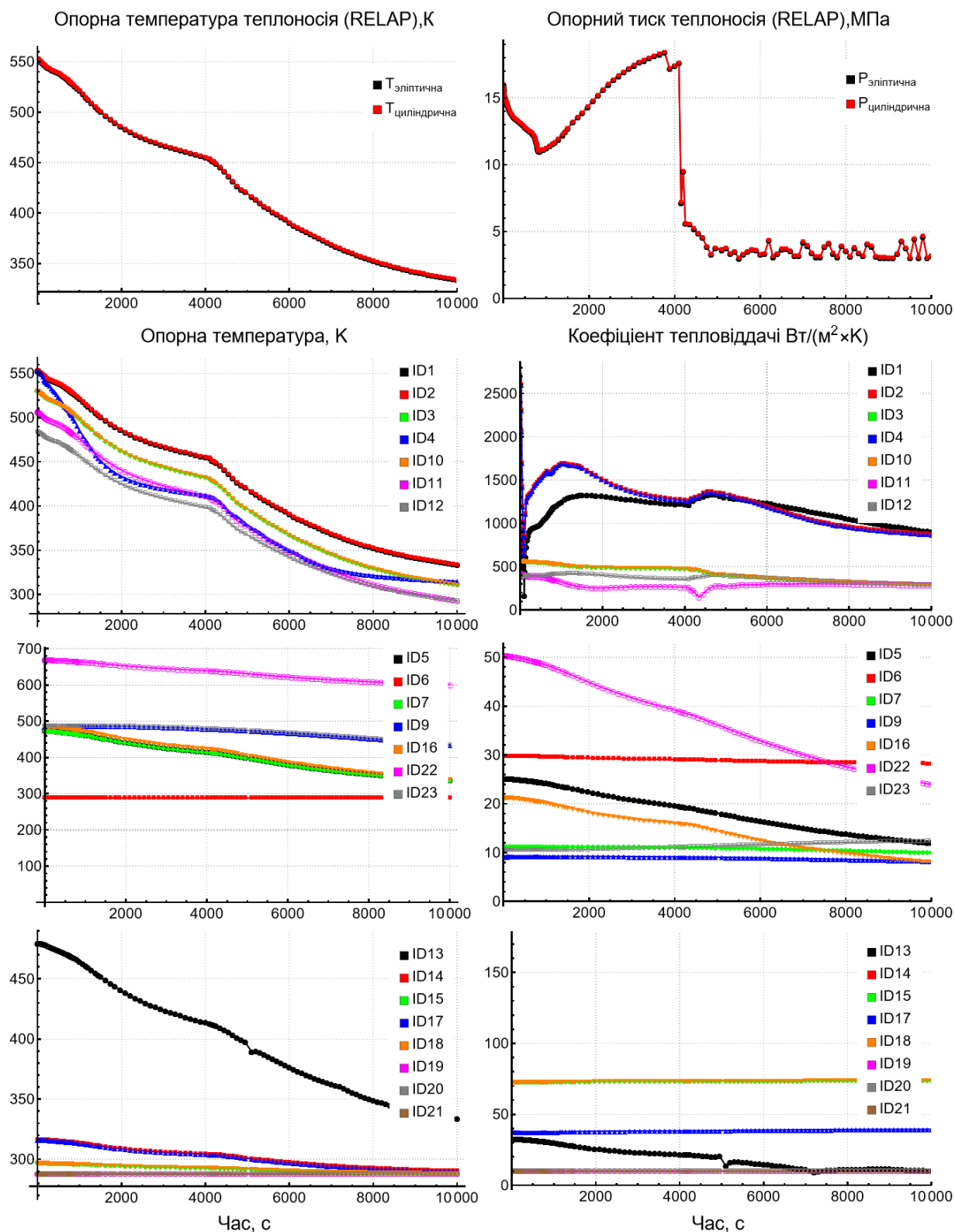


Рисунок 4.21 – Характеристики ГУ для елементів ВБ для аварійного сценарію «MSLB»

Наведені графіки демонструють монотонну зміну опорної температури, зміна якої залежить від температури теплоносія з урахуванням інерційності. Різкі скачки коефіцієнту тепловіддачі являються наслідком зміни знаку теплового потоку випромінювання $q_{\text{випр.}}$ або градієнту температури $T-T_r$, що зазвичай запізнюється відносно $q_{\text{випр.}}$, оскільки T_r являється функцією температури всіх поверхонь. Таким чином сплески коефіцієнту тепловіддачі свідчить про перенаправлення теплового потоку випромінювання при якому джерело (псевдо-джерело) перетворюється в джерело енергії і навпаки. Фактично це свідчить про перетворення ГУ третього роду в ГУ першого роду. Така поведінка не порушує фізичну основу при монотонності опорних температур.

4.8 Висновки до розділу

В даному розділі розглядається спряжена розрахункова процедура оцінки еквівалентних теплових граничних умов на зовнішній поверхні ВБ і КР ВВЕР-1000. Описано розроблену спряжену розрахункову процедуру, яка реалізує метод скінченних елементів, складний теплообмін і систему балансових рівнянь, та дає можливість змодельовати поширення тепла в металі ВБ та КР шляхом чисельного рішення рівняння теплопровідності, а явища вимушеної і природної конвекції та випромінювання – за допомогою емпіричних співвідношень та теорії.

Розглядається оцінка ГУ при перехідних процесах враховуючи температурну інерційність, як металу, так і повітряного простору. Враховуються особливості роботи вентиляційних систем TL03 та TL05, які охолоджують елементи ВБ та ізоляції КР. Спряжена розрахункова процедура є гібридною з точки зору розрахунку температурних характеристик. У твердотільних елементах температура розраховується в 2D/3D постановці з ГУ третього роду, які для теплоносія формуються на основі даних RELAP5, а з боку повітряного простору шляхом вирішення трансцендентних балансових співвідношень. При цьому враховуються особливості теплообміну в повітряному просторі на основі емпіричних кореляцій, а

також введенням додаткових співвідношень для теплообміну випромінюванням. Також у спряженій розрахунковій процедурі у першому наближенні враховується і ймовірна наявність нещільності під тепловою ізоляцією, що призводить до додаткового охолодження зовнішньої поверхні кришки реактору.

Здійснено оцінку та саму дискретизацію розрахункової моделі з аналізом чутливості результатів. Не зважаючи на те, що модель містить невизначеності та спрощення, пов'язані з випромінюванням, а також з конфігурацією нещільностей, в ній вдається врахувати всі основні фізичні аспекти при формуванні ГУ.

Виконано показові розрахунки стаціонарних та перехідних режимів для РУ ВВЕР-1000, що надають якісні та кількісні характеристики теплообміну на зовнішній поверхні ВБ і КР.

В додатку В до даного розділу проведено в два етапи обґрунтування вибору замикаючих комбінацій моделей випромінювання і турбулентності при розробці CFD-моделі ВБ. На першому етапі була проведена валідація моделі випромінювання на основі результатів експериментального стенду групи «University of Wales Swansea». Отримані результати валідації свідчать про необхідність застосування для даних геометричних масштабів моделі випромінювання Discrete Transfer або методу Монте-Карло. При цьому Discrete Transfer (SS) і Discrete Transfer (PM) практично еквівалентні. Найбільше відхилення температурного градієнту складає $\sim 30\%$ і не більше 11% для абсолютного значення температури, що характерно для масштабів в межах характерного лінійного розміру джерела. На другому етапі проаналізовано найбільш придатну зв'язку моделі турбулентності і випромінювання. В якості базової моделі випромінювання вибрано – Discrete Transfer модель і для наочності P1. Розглянуто диференціальні, двопараметричні моделі турбулентності вихрової в'язкості: SKE, RNG і SST. Для підтвердження можливостей ANSYS CFX, а також обґрунтування застосування моделі турбулентності SST при вимушеній конвекції був проведений аналіз прогнозування профілів швидкості температури, а також локальної та середньої тепловіддачі. Згідно з результатами, можна зробити висновок, що в цілому ANSYS CFX з застосуванням моделі турбулентності SST адекватно прогнозує

профілі температури і швидкості, задовільно прогнозує локальну тепловіддачу у випадку нелінійної залежності теплофізичних властивостей від температури в області високих теплових навантажень, а також показує задовільне погодження середніх значень числа Нуссельта і КГО відповідно до оцінок напівемпіричної теорії теплообміну. Таким чином, результати свідчать про коректність моделювання складного теплообміну з допомогою ANSYS CFX з прийнятими припущеннями щодо моделі турбулентності і випромінювання.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

Сучасні вимоги з безпеки АЕС вимагають все більш поглибленого і детального дослідження підходів до чисельних методів для розв'язання рівнянь математичної фізики, з подальшим їх застосуванням в програмних засобів з ефективних використання розроблених програмних кодів для аналізу динаміки аварій. Такі розрахункові засоби являються необхідним інструментом для реалістичного відтворення поведінки систем у нештатних умовах, що надає точні дані для обґрунтування та підвищення безпеки на АЕС.

До найбільш важливих результатів, які отримано в дисертаційній роботі, відносяться наступні:

- виконано критичний огляд та аналіз сучасного стану дослідження та спряженого моделювання теплогідравлічних процесів на РУ ВВЕР, що включає: традиційні підходи до моделювання за допомогою системних теплогідравлічних кодів, підходи зі застосуванням кодів обчислювальної гідродинаміки та підходи з застосуванням засобів розроблених на основі їх спільного спряження;

- запропоновано класифікацію наявних підходів до теплогідравлічного спряження за трьома основними стратегіями: архітектура спряження, просторова декомпозиція розрахункової області, числова схема спряження. Кожна зі стратегій в свою чергу класифікується на кілька підкатегорій для охоплення всіх можливих підходів до спряження;

- розвинуто теорію щодо спряженого розрахункового моделювання теплогідравлічних процесів шляхом застосування СТГ-коду RELAP5 та CFD-коду ANSYS CFX, а також аналітичних методів;

- розроблено модуль спряження RELAP5/CFX на Python 3 зі застосуванням парадигми об'єктно-орієнтованого програмування; відпрацьовано технологію спряження на послідовно з'єднаних RELAP5- та CFD-моделях горизонтальних труб, а також на замкненому контурі з застосуванням трьох основних типів інтерфейсу:

«вхідний потік», «вихідний потік», поєднання «вхідний/вихідний потік» на замкненому контурі;

- розроблено модель проточної частини ГЦН-195М для коду ANSYS CFX, що складається з простору рідини робочого колеса та равлика, а також вхідного та вихідного трубопроводу;

- розроблено модифікаційні моделі, що застосовується, як надбудова над основною моделлю РУ, яка базується на RELAP5/MOD 3.2 моделі енергоблока №1 ВВЕР-1000/В-320 ЗАЕС;

- виконано моделювання перехідного процесу із заклинювання валу ГЦН-195М з застосуванням спряженого підходу та здійснено оцінку можливості виникнення гідравлічного удару у проточній частині ГЦН;

- запропоновано спряжений підхід між системний теплогідравлічним кодом, методами обчислювальної гідродинаміки і аналітичними методами для вирішення геометрично та теплофізично складних нестационарних задач з оцінки граничних умов на зовнішній поверхні корпусу реактору та верхнього блоку;

- розроблено спряжену розрахункову процедуру, яка реалізує метод скінченних елементів, складний теплообмін і систему балансових рівнянь, та дає можливість змодельовати поширення тепла в металі верхнього блоку та корпусі реактору шляхом чисельного рішення рівняння теплопровідності, а явища вимушеної і природної конвекції та випромінювання – за допомогою емпіричних співвідношень та теорії;

- на основі експериментальних даних проведено комплексний аналіз можливості розрахункового коду ANSYS CFX коректно моделювати складний теплообмін; визначено замикаючу комбінацію моделей випромінювання і турбулентності;

- виконано показові розрахунки стаціонарних та перехідних режимів на РУ ВВЕР-1000, що надає якісні та кількісні характеристики теплообміну на зовнішній поверхні верхнього блоку реактора.

В цілому, запропоновані підходи значно підвищують можливість деталізованого моделювання теплогідравлічних процесів, як в масштабах РУ, так і в масштабах окремого обладнання чи його локальних частин, що являється одним з пріоритетних напрямків в підвищенні безпеки на АЕС.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Онищук Ю.А. Проблематика моделювання внутрішньокорпусної фази важкої аварії / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія». №3. 2021. С. 111–121. URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2021.251279>
2. Детерминистический анализ безопасности атомных электростанций. Специальное руководство по безопасности. Серия норм безопасности МАГАТЭ, № SSG-2 (Rev.1), Вена: IAEA, 2023 – 132 с.
3. D’Auria F. Scaling in nuclear reactor system thermal-hydraulics / F. D’Auria, G. Galassi // Nuclear Engineering and Design № 240 (10), pp. 3267-3293, 2010.
4. Guelfi A. NEPTUNE: a new software platform for advanced nuclear thermal hydraulics / A. Guelfi, D. Bestion, M. Boucker, et al. // Nuclear Science and Engineering № 156(3), pp. 281-324, 2007.
5. Petruzzi A. Thermal-hydraulic system codes in nuclear reactor safety and qualification procedures / A. Petruzzi, F. D’Auria // Science and Technology of Nuclear Installations № 2008(3), pp. 1-16, 2007.
6. Höhne T. Application of CFD codes in nuclear reactor safety analysis / T. Höhne, E. Krepper, U. Rohde // Science and Technology of Nuclear Installations № 2010(3), pp. 1-8, 2009.
7. Acceptance criteria for emergency core cooling systems for light water nuclear reactors, Nuclear Regulatory Commission, 10 CFR, 50.46.
8. Best Estimate Safety Analysis for Nuclear Power Plants: Uncertainty Evaluation, Safety Reports Series No. 52, IAEA, Vienna, 2008.
9. Bumpus S. E., Johnson J. J., Smith P. D. Best Estimate Method vs Evaluation Method A Comparison of Two Techniques in Evaluating Seismic Analysis and Design, Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore, Calif., UCRL-52746, May 1980.

10. D'Auria F. Best Estimate Plus Uncertainty (BEPU): Status and perspectives / Nuclear Engineering and Design №352, 2019.
11. D'Auria F. Best-Estimate Plus Uncertainty (BEPU) approach for accident analysis, Thermal-Hydraulics of Water Cooled Nuclear Reactors, 2017.
12. Bestion D. System Code Models and Capabilities / D. Bestion // CEA-Grenoble, 17 rue des Martyrs, 38054 GRENOBLE CEDEX, France.
13. Bestion D. The structure of system thermal-hydraulic (SYS-TH) code for nuclear energy applications / D. Bestion // Atomic Energy Commission, Grenoble, France, 2017.
14. Petruzzi A. Thermal-Hydraulic System Codes in Nuclear Reactor Safety and Qualification Procedures / A. Petruzzi, F. D'Auria // Science and Technology of Nuclear Installations, Volume 2008, 2007.
15. RELAP5/MOD3 Code manual. User's guideline. Code structure, system models, and solution methods. NUREG/CR-5535 INEL-95/0174, Vol. 1, Prepared by RELAP5 development team.
16. TRACE V5.840 USER'S MANUAL. Vol. 1: Input Specification. Division of Safety Analysis Office of Nuclear Regulatory Research. U. S. Nuclear Regulatory Commission. Washington, DC 20555-0001. 894 p.
17. CATHARE: User Guidelines.
18. ATHLET: User's Manual GRS – P – 1 / Vol. 1 Rev.11.
19. RELAP5/MOD3 Code manual. User's guidelines. NUREG/CR-5535 INEL-95/0174, Vol. 5, Prepared by RELAP5 development team.
20. Онищук Ю.А. Моделирование переходного процесса на РУ ВВЕР-1000 зі застосуванням спряженого підходу / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія». №2. 2024. С. 81–87. URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2024.303099>
21. Воробьев Ю. Ю., Терещенко И. А. Моделирование температурного расслоения в главном циркуляционном трубопроводе при естественной циркуляции

теплоносителя первого контура для оценки термошока корпуса реактора с помощью кода RELAP5/MOD3.2. Ядерна та радіаційна безпека. 2013. № 1. С. 14–21.

22. Воробьев Ю. Ю. Теплогидравлическая модель реактора ВВЭР-1000 для получения граничных условий для оценки сопротивления хрупкому разрушению с использованием компьютерного кода RELAP5/MOD3.2. Ядерна та радіаційна безпека. 2011. № 2 (50). С. 13–19.

23. Модель опускного участка реактора ВВЭР-1000. Ю. П. Алексеев та ін. Ядерна та радіаційна безпека, 2011. № 3 (51). С. 44-46.

24. Technical Basis for Revision of the Pressurized Thermal Shock (PTS) Screening Limit in the PTS Rule (10 CFR 50.61) // NUREG-1806, Vol. 1. Summary Report. 2007.

25. RELAP5-3D: Code Manual. Volume I: Code Structure, System Models and Solution Methods.

26. Abdulnaser S. Computational Fluid Dynamics. Abdulnaser Sayma & Ventus Publishing ApS, 2009. 133 p.

27. Tannehill J. C. Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer / J. C. Tannehill, D. A Anderson, R. H. Pletcher, // Washington, DC: Taylor & Francis, 1997. 792 p.

28. ANSYS CFX-Solver Theory Guide. Canonsburg : ANSYS, Inc, 2021.

29. ANSYS Fluent Theory Guide. Canonsburg : ANSYS, Inc, 2021.

30. User Guide, OpenFOAM v11., 2023.

31. User Guide, STAR-CD 4.08. Mellville, NY, US: CD-ADAPCO, 2009.

32. User Guide, STAR-CCM+ 5.06. Mellville, NY, US : CD-ADAPCO, 2010.

33. An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method / Versteeg, H. and Malalasekera, W. // Harlow : Pearson Education Ltd., 2007.

34. Ali A. H. A Comparison of Finite Diference and Finite Volume Methods with Numerical Simulations: Burgers Equation Model / A. H. Ali, A. S. Jaber, M. T. Yaseen,

M. Rasheed, O. Bazighifan, T. A. Nofal // Complexity, vol. 2022, Article ID 9367638, 9 pages, 2022.

35. Mahaffy J. Best Practice Guidelines for the use of CFD in Nuclear Reactor Safety Applications / J. Mahaffy, B. Chung, C. Song (NEA-CSNI-R--2007-05). Nuclear Energy Agency of the OECD (NEA), May 2007.

36. NURESIM. Final activity report (FAR). European Platform for Nuclear Reactor Simulations, 2009, 47 p.

37. NURISP (Nuclear Reactor Integrated Simulation Project). Project final report, 2012, 44 p.

38. NURESAFE (Nuclear reactor safety simulation platform). Project final report, 2015, 48 p.

39. IAEA-TECDOC-1539 (2007) “Use and development of coupled computer codes for the analysis of accidents at nuclear power plants,” in International Atomic Energy Agency, Technical Meeting, Vienna, Austria, November 2003.

40. Bousbia-Salah A. Use of coupled code technique for best estimate safety analysis of nuclear power plants / A. Bousbia-Salah, F. D’Auria // Progress in Nuclear Energy № 49(1), 2007, pp. 1-13.

41. Grunloh T. P. Comparison of overlapping and separate domain coupling methods / T. P. Grunloh, A. Manera // NURETH-16, Chicago, IL, August 30-September 4, 2015.

42. Zhang K. The multiscale thermal-hydraulic simulation for nuclear reactors: A classification of the coupling approaches and a review of the coupled codes / K. Zhang // International Journal of Energy Research №44, 2020, pp. 3295–3315.

43. Long J. Review of researches on coupled system and CFD codes / J. Long, B. Zhang, Bao-Wen Yang, S. Wang // Nuclear Engineering and Technology. №53. 2021.

44. Kööp K. Application of a system thermal-hydraulics code to development of validation process for coupled STH-CFD codes / K. Kööp // Doctoral thesis №10, June 2018

KTH Royal Institute of Technology Engineering Sciences Department of Physics
Stockholm, Sweden.

45. Martelli D. Validation of the coupled calculation between RELAP5 STH code and ANSYS FLUENT CFD code / D. Martelli, N. Forgione, G. Barone, W. Ambrosini // CERSE-UNIPR RL 1536/2014.

46. Palazzi A. Nuclear thermal hydraulic analysis using coupled CFD and system codes / A. Palazzi // Thesis submitted for the Degree of Doctor of Engineering of Imperial College London and for the Diploma of Imperial College, 2018.

47. Maciel F. Coupling the RELAP Code with External Calculation Programs (Shared Memory Version) / F. Maciel // NUREG/IA-0405, 2011.

48. Papukchiev A. Extension of the Simulation Capabilities of the 1D System Code ATHLET by Coupling with the 3D CFD Software Package ANSYS CFX / A. Papukchiev, G. Lerchl, C. Waata and T. Frank // International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), p. 13, 2009.

49. Li W. Preliminary study of coupling CFD code FLUENT and system code RELAP5 / W. Li, X. Wu, D. Zhang, G. Su, W. Tian, S. Qiu // Annals of Nuclear Energy, vol. 73, pp. 96-107, 2014.

50. Grunloh T. P. A novel domain overlapping strategy for the multiscale coupling of CFD with 1D system codes with applications to transient flows / T. P. Grunloh, A. Manera // Annals of Nuclear Energy 90 (2016) 422–432.

51. Bavière R. A first system/CFD coupled simulation of a complete nuclear reactor transient using CATHARE2 and TRIO_U. Preliminary validation on the Phénix Reactor Natural Circulation Test / R. Bavière, N. Tauveron, F. Perdu, E. Garrè, S. Li // Nuclear Engineering and Design, vol. 277, pp. 124-137, 2014.

52. Pialla D. Overview of the system alone and system/CFD coupled calculations of the PHENIX Natural Circulation Test within the THINGS project / D. Pialla, D. Tenchine,

S. Li, P. Gauthe, A. Vasile, R. Baviere, N. Tauveron, F. Perdu, L. Maas, F. Cocheme, K. Huber, X. Cheng // Nuclear Engineering and Design, vol. ARTICLE IN PRESS, 2015.

53. Fanning T. H. Advances in Coupled Safety Modeling Using Systems Analysis and High-Fidelity Methods / T. H. Fanning, J. W. Thomas // ANL-GENIV-134, 2010.

54. Bertolotto D. Coupling a System Code with Computational Fluid Dynamics for the Simulation of Complex Coolant Reactivity Effects / D. Bertolotto // THÈSE №5227. 2011.

55. Pucciarelli A. Coupled system thermal Hydraulics/CFD models: General guidelines and applications to heavy liquid metals / A. Pucciarelli, A. Toti, D. Castelliti, F. Belloni, K. Van Tichelen, M. Moscardini, F. Galleni, N. Forgione. // Annals of Nuclear Energy 153 (2021) 107990.

56. Mahgerefteha H. Courant, Friedrichs and Lewy (CFL) impact on numerical convergence of highly transient flows / H. Mahgerefteha, Y. Rykovb, G. Dentona.

57. Mengali L. Accoppiamento di codici CFD e codici di sistema / L Mengali, M. Lanfredini, F. Moretti, F. D'Auria // Università di Pisa – Gruppo di Ricerca Nucleare di San Piero a Grado (GRNSPG) Report RdS/2013/048, Settembre 2013.

58. Weaver W. L. A Generic Semi-Implicit Coupling Methodology For Use In RELAP5-3D / W. L. Weaver // Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 2000.

59. Parrinello V. Investigations on RELAP5-3D to RELAP5-3D Coupling Methodology by PVMEXEC / V. Parrinello, M. Lanfredini, A. Petruzzi, M. Cherubini // 24th International Conference on Nuclear Engineering, 2016.

60. Mengali L. Stato dell'arte sull'accoppiamento fra codici di sistema e di fluidodinamica computazionale. Applicazione generale su sistemi a metallo liquido pesante / L. Mengali, M. Lanfredini, F. Moretti, F. D'Auria // Università di Pisa – Gruppo di Ricerca Nucleare di San Piero a Grado (GRNSPG), Report RdS/2012/1509, 2011.

61. Martelli D. Coupled simulations of the NACIE facility using RELAP5 and ANSYS FLUENT codes / D. Martelli, N. Forgione, G. Barone, I. di Piazza // University of Pisa, Italy, 2017.
62. Angelucci M. STH-CFD Codes Coupled Calculations Applied to HLM Loop and Pool Systems / M. Angelucci, D. Martelli, G. Barone, I. di Piazza, N. Forgione // Science and Technology of Nuclear Installations Volume 2017, 2017.
63. Martelli D. Validation of the Coupled Calculation Between RELAP5 STH Code and ANSYS FLUENT CFD Code / D. Martelli, N. Forgione, G. Barone, W. Ambrosini // Report RdS/PAR2013/044. 2014.
64. Li W. Preliminary study of coupling CFD code FLUENT and system code RELAP5 / W. Li, X. Wu, D. Zhang, G. Su, W. Tian, S. Qiu // Annals of Nuclear Energy 73 (2014) 96–107.
65. Star S. K. Development of a coupling between a system thermal-hydraulic code and a reduced order CFD model / S. K. Star, G. Spina, F. Belloni, J. Degroote // 2020.
66. Aumiller D.L. A coupled RELAP5-3D/CFD methodology with a proof-of-principle calculation / D.L. Aumiller, E.T. Tomlinson, R.C. Bauer // Nuclear Engineering and Design №205, 2001, p. 83 – 90.
67. Palazzi A. A coupled RELAP5-3D/STAR-CCM+ simulation for the calculation of friction factor in pipes / A. Palazzi, M. J. Bluck, S. Lo // Conference Paper, April 2014
68. Palazzi A. Coupling RELAP5-3D and STAR-CCM+ for simulations of steady and transient single phase flows / A. Palazzi, M. J. Bluck, S. Lo, S. Slijepcevic // Conference Paper, April 2016.
69. Rubin A. OECD/NRC benchmark based on NUPEC PWR subchannel and bundle test (PSBT) / A. Rubin, A. Schoedel, M. Avramova, H. Utsuno, S. Bajorek, A. Velasquez-Lozada // NEA/NSC/DOC Volume 1: Experimental database and final problem specifications, 2010, p.121.

70. Hunt B. R. A Guide to MATLAB for Beginners and Experienced Users / B. R. Hunt, R. L. Lipsman, J. M. Rosenberg // Cambridge University Press, 2001
71. Tarantino M. Integral circulation experiment: thermal-hydraulic simulator of heavy liquid metal reactor / M. Tarantino, P. Agostini, G. Benamati and other // Nucl. Mater., 415, 433-448, 2011.
72. Ye L. CFD/RELAP5 coupling analysis of the ISP No. 43 boron dilution experiment / L. Ye, H. Yu, M. Wang, Q. Wang, W. Tian, S. Qiu, G. H. Su // Nuclear Engineering and Technology №54, 2022, pp. 97-109.
73. Numerical research on water hammer phenomenon of parallel pump-valve system by coupling FLUENT with RELAP5 / T. Feng, D. Zhang, P. Song, W. Tian, Wei Li, G. H. Su, S. Qiu // Annals of Nuclear Energy №109, 2017, pp. 318-326.
74. Gavrilas M. International standard problem (ISP) No. 43 rapid boron dilution transient tests for code verification / M. Gavrilas, K. Kiger // Nuclear Energy Agency Comparison Report NEA/CSNI, 2001, NEA/CSNI/R(2000)22.
75. Guidez J. Fast Reactor Operation and Reactivity Control: Report on the Phenix Experience / J. Guidez, B. Fontaine, M. Vanier // International Conference on the Physics of Reactors Nuclear Power: A Sustainable Resource, 2008.
76. Pialla D. Overview of the system alone and system/CFD coupled calculations of the PHENIX Natural Circulation Test within the THINS project / D. Pialla, D. Tenchine, S. Li, P. Gauthe, A. Vasile, R. Baviere, N. Tauveron, F. Perdu, L. Maas, F. Cocheme, K. Huber, X. Cheng // Nuclear Engineering and Design № 290, 2015, pp. 78–86.
77. Anderson N. Analysis of the hot gas flow in the outlet plenum of the very high temperature reactor using coupled RELAP5-3D system code and a CFD code / N. Anderson, Y. Hassan, R. Schultz // Nuclear Engineering and Design №238, pp. 274–279, 2008
78. Anderson N. Coupling RELAP5-3D and Fluent to Analyze a Very High Temperature Reactor (VHTR) Outlet Plenum / N. Anderson // Master of science Thesis, Texas A&M University, 2006.

79. Sun L. Development and Validation of Multiscale Coupled Thermal-Hydraulic Code Combining RELAP5 and Fluent Code / L. Sun, M. Peng, G. Xia, X. Wang, M. Wu // *Frontiers in Energy Research*, 2021.

80. RELAP5/MOD3 Code manual. Models and correlations» NUREG/CR-5535 INEL-95/0174 Vol 4. Prepared by RELAP5 development team.

81. RELAP5/MOD3 Code manual. User's guide and input requirements. NUREG/CR-5535 INEL-95/0174, Vol. 2, Prepared by RELAP5 development team.

82. Belchior A. Junior. Development of a VBA macro-based spreadsheet application for RELAP5 data post-processing / A. Belchior Junior, R. N. Bruel, D. A. Andrade, G. Sabundjian, L. A. Macedo, G. Angelo, W. M. Torres, P. E. Umbehaun, T. N. Conti. // *INAC 2011*, Belo Horizonte, MG, Brazil.

83. CFX Command Language. CFX-5.5.1. p 22.

84. ANSYS CFX-Solver Manager User's Guide. ANSYS, Inc. Release 18.2. ANSYS Drive Canonsburg, ANSYS, Inc., 2017, p. 200.

85. Онищук Ю.А. Модуль спряження RELAP5-CFX: тестування на простих теплогідравлічних моделях / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // *Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія»*. №3. 2022. С. 98–106. URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2022.272087>

86. Онищук Ю.А. Розробка модулю спряження RELAP5/MOD3.2-CFX для застосування на РУ ВВЕР-1000 / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // *Сучасні проблеми наукового забезпечення енергетики. У 2-х т. : Матеріали XX Міжнар. науково-практичної конференції молодих вчених і студентів. (присвячена 125-річчю КПІ ім. Ігоря Сікорського та 90-річчю НН ІАТЕ (ТЕФ))*, м. Київ, 25–28 квіт. 2023 р. – Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського, Вид-во «Політехніка», 2023. – Т. 1. – 256 с. URL: https://iate.kpi.ua/uploads/p_21_89484232.pdf

87. Lott S. F. Python Object-Oriented Programming. Build robust and maintainable object-oriented Python applications and libraries / S. F. Lott, D. Phillips // 4th Edition.

88. Реакторная установка В-320. Техническое описание и информация по безопасности. 320.00.00.00.000.Д61, Глава 31. Обоснование безопасной эксплуатации реакторной установки В-320 с активной зоной с тепловыделяющими сборками альтернативными на энергоблоках АЭС Украины и Болгарии (с извещением об изменении №320.3590), ОКБ Гидропресс, 2003.

89. Безруков Ю. А. Анализ возможности гидроударов в первом контуре реакторов ВВЭР / Ю. А. Безруков, Е. А. Лисенков, А. В. Селезнев // ОАО ОКБ «Гидропресс».

90. Filonov V. Estimation of MCP-195M elements stress-strain state at the initial dynamics of shaft jamming/MPA transient process / V. Filonov, Y. Dubyk, K. Lukianenko // Odes'kyi Politechnichnyi Universytet. Pratsi 2019 (3), 25-38.

91. ANSYS Fluent User's Guide. Canonsburg : ANSYS, Inc, 2021.

92. Пугачев П. В. Расчет вязкого течения в лопастных гидромашинах с использованием пакета ANSYS CFX / П. В. Пугачев, Д. Г. Свобода, А. А. Жарковский // Издательство Политехнического университета, Санкт-Петербург, 2016 г, 120 с.

93. Menter F., CFD Best Practice Guidelines for CFD Code Validation for Reactor-Safety Applications, EVOL-ECORA-D01, 2002.

94. Near Wall Modeling – Turbulence Modeling Using ANSYS CFX.

95. Волков В. Ю. Разработка CFD модели ГЦНА / В. Ю. Волков, Л. А. Голибродо, А. А. Крутиков, О. В. Кудрявцев, Ю. Н. Надинский, А. П. Скибин // АО ОКБ «Гидропресс» г. Подольск, Россия.

96. Ломакин А. А. Центробежные и осевые насосы / А.А. Ломакин, из. «Машиностроение» 1966 г. – 364 с.

97. Основное оборудование реакторного отделения – УТЦ Балаковской АЭС.

98. ТУ 95.603-79 Главный циркуляционный насос ГЦН-195М.

99. Запорожская АЭС. Энергоблок №1. Отчет по анализу безопасности. Анализ запроектных аварий. Адаптация. Итоговый отчет. ЕР43-2008.3811.ОД.2.

100. Расчет теплогидравлических параметров для всех режимов эксплуатации оборудования РУ энергоблока №4 ОП ЗАЭС. Этап 1. Расчет теплогидравлических параметров РУ для всех проектных режимов.

101. СТП 0.41.076-2008. Анализ и оценка безопасности. Порядок использования расчетных кодов для обоснования безопасности ядерных энергетических установок.

102. 21.1.59.ОБ.05.03. Техническое обоснование безопасности. Запорожская АЭС. Энергоблок №1. Книга 5.

103. Zienkiewicz O. C. The Finite Element Method / O.C. Zienkiewicz, R. L. Taylor, 2000. – 708 с.

104. Siegel R. Thermal Radiation Heat Transfer / R. Siegel, J. R. Howell – Toronto, 1972.

105. Блох А. Г. Теплообмен излучением, справочник / А. Г. Блох, Ю. А. Журавлев, Л. Н. Рыжков. – Москва: Энергоатомиздат, 1991. – 432 с.

106. Проблемы теплообмена: Сборник статей: Пер. с англ. / Под ред. канд. техн. наук П. Л. Кириллова. – Москва: Атомиздат, 1967. – 335 с.

107. Цветков Ф. Ф. Тепломассообмен / Ф. Ф. Цветков, Б. А. Григорьев. – Москва: МЭИ, 2005. – 505 с.

108. Хайретдинов В. У. Пусконаладочный контроль теплогидравлических характеристик верхнего блока реактора при вводе в эксплуатацию АЭС С ВВЭР-1000 / В. У. Хайретдинов, С. В. Жаданов, Д. А. Татурин и др.

109. Кутателадзе С. С. Справочник по теплопередаче / С. С. Кутателадзе, В. М. Баришанский // Государственное Энергетическое издательство, 1958 г.

110. Кириллов П. Л. Тепло-массообмен в ядерных энергетических установках // П. Л. Кириллов, Г. П. Богословская // Москва, Энергоатомиздат 2000 – 446с.

111. Письменный Е. Н. Расчет конвективных поперечно-оребрённых поверхностей нагрева. Сборник расчетов / Е. Н. Письменный. – Киев: Альтерпресс, 2003. – 184 с
112. Vujičić M. R. New experimental data for the validation of radiative heat transfer / M. R. Vujičić, N. P. Lavery, S. G. R. Brown // Materials Research Centre, School of Engineering, University of Wales Swansea. pp. 193-207, 2006.
113. Holman J. P. Heat Transfer, Fifth Edition / J. P. Holman // McGraw-Hill, 1981.
114. Vujičić M. R. Thermal experimental investigation of radiative heat transfer for the validation of radiation models / M. R. Vujičić, N. P. Lavery, S. G. R. Brown // Materials Research Centre, School of Engineering, University of Wales Swansea. pp. 251-261, 2005.
115. Исаченко В. П. Теплопередача / В. П. Исаченко, В. В. Осипова, А. С. Сукомел. – Москва: Энергия, 1965. – 424 с.
116. ANSYS Fluent user's Guide. ANSYS Inc, Release 2018.
117. Курганов В. А. Нормальная и ухудшенная теплоотдача при нагревании в трубах турбулентных потоков теплоносителей с переменными физическими свойствами / В. А. Курганов, И. В. Маслакова. // Теплофизика высоких температур. – 2016. – №4. – С. 609–631.
118. Кулешов В. А. Экспериментальное исследование полей скорости и температуры при турбулентном течении воздуха с переменными свойствами / В. А. Кулешов, А. Ф. Поляков, Ю. Л. Шехтер // Теплофизика высоких температур. – 1978. – №2. – С. 332–338.
119. IAEA-TECDOC-1746. Heat Transfer Behaviour and Thermohydraulics Code Testing for Supercritical Water Cooled Reactors (SCWRs). IAEA TECDOC SERIES, p. 508, 2014.

ДОДАТОК А. ПРИКЛАД ВХІДНИХ ДАНИХ ДЛЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ
КОМПОНЕНТІВ І ТЕПЛОВИХ СТРУКТУР RELAP5-МОДЕЛІ

* 1-st loop "hot" leg

*

1000000	vol-100	pipe					
1000001	7						
1000101	0.567	7					
1000301	1.688	2					
1000302	2.331	3					
1000303	1.2	4					
1000304	1.35	5					
1000305	1.0525	6					
1000306	1.2725	7					
1000401	0.0	7					
1000601	0.0	5					
1000602	22.5	6					
1000603	71.42	7					
1000701	0.0	5					
1000702	0.3925	6					
1000703	1.1675	7					
1000801	2.0-5	0.850	7				
1000901	0.0	0.0	5				
1000902	0.269	0.269	6				
1001001	000000	7					
1001101	001000	6					
1001201	013	1.56925+7	593.15	0.0	0.0	0.0	7
1001300	1						
1001301	4380.0	0.0	0.0	6			
1001401	0.850	0.0	1.0	1.0	6		
1002001	0.00000	7					

*

* Heat structures for 1-st loop "hot" leg

*

11001000	7	6	2	1	0.425	
11001100	0	1				
11001101	1	0.430				
11001102	3	0.495				
11001103	1	0.645				
11001201	8	1				
11001202	5	4				
11001203	-9	5				
11001301	0.0	5				
11001400	0					
11001401	593.15	4				
11001402	592.15	5				
11001403	341.15	6				
11001501	100010000	0	1	1	1.688	1
11001502	100020000	0	1	1	1.688	2
11001503	100030000	0	1	1	2.331	3
11001504	100040000	0	1	1	1.2	4
11001505	100050000	0	1	1	1.35	5
11001506	100060000	0	1	1	1.0525	6
11001507	100070000	0	1	1	1.2725	7
11001601	-939	0	3940	1	1.688	1
11001602	-939	0	3940	1	1.688	2
11001603	-939	0	3940	1	2.331	3
11001604	-939	0	3940	1	1.2	4
11001605	-939	0	3940	1	1.35	5
11001606	-939	0	3940	1	1.0525	6
11001607	-939	0	3940	1	1.2725	7
11001701	0	0.0	0.0	0.0	7	
11001801	0.0	12.0	12.0	0.0	0.0	
+	0.0	0.0	1.0	7		

* composition No.8

* composition No.5

* composition No.9

ДОДАТОК Б. ОПИС ДЕЯКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТА ЗНАЧЕНЬ, ЩО
ЗАСТОСОВУЮТЬСЯ В СПРЯЖЕНОМУ АЛГОРИТМІ «МСЕ/АНАЛІТИКА»

Таблиця Б.1 – Опис маркерів ГУ для МСЕ моделей

Марк. ID	Опис	Тип ГУ
Сегмент кришки та корпусу реактора		
1	Контакт корпусу зі шпилькою в різьбі	Н/Д
2	Контакт кришки та торця умовної гайки	Н/Д
3	Контакт корпусу зі шпилькою у торці	Н/Д
4	В отворах патрубків	Н
5,6	Симетрія	Н
7	Нижній торець КР	Н
8	Внутрішня еліптична поверхня	Н
9	Внутрішня циліндрична частина кришки	Н
10	Виступ торця кришки з боку теплоносія	Н
11	Внутрішня циліндрична поверхня КР	Н
12	Зовнішня еліптична поверхня кришки	Н
13	Зовнішня циліндрична частина кришки	Н
14	Верхній торець кришки	Н
15	Поверх. отвори для шпильки	Н
16	Поверхня в зазорі між кришкою та корпусом	Н
17	Зовнішня циліндрична поверхня корпуси	Н(а)
Шпилька		
1	Контакт шпильки з корпусом реактора	Д/Н
2	Контакт нижнього торця шпильки та корпусу реактора	Д/Н
3	Контакт умовної гайки та кришки	Д/Н
4	Поверхня шпильки в отворі кришки	Н
5	Поверхня умовної гайки	Н
6	Верхній торець умовної гайки	Н
7	Внутрішня поверхня шпильки	Н
Ізоляція		
1	Нижній торець ізоляції	Н(а)
2	Внутрішня вертикальна стінка ізоляції	Н
3	Внутрішня горизонтальна стінка ізоляції	Н
4	Зовнішня вертикальна стінка ізоляції	Н
5	Зовнішня горизонтальна стінка ізоляції	Н

Марк. ID	Опис	Тип ГУ
6	Контакт з колекторами ВБ	Н(а)
Патрубок		
1	Нижній торець патрубка (умовний контакт із кришкою)	Д
2	Внутрішня циліндрична поверхня патрубка	Н
3	Зовнішня поверхня, «Зона 1»	Н
4	Зовнішня поверхня, «Зона 2»	Н
5	Торець патрубка між «Зоною 2» та «3»	Н
6	Зовнішня поверхня, «Зона 3»	Н
7	Верхній торець патрубків	Н(а)
Нижня плита колектора		
1	Низ нижньої плити («Зона 1»)	Н
2	Верх нижньої плити («Зона 2»)	Н
3	Умовний торець плити ближче до осьової	Н(а)
4	Умовний торець плити, що примикає до ізоляції	Н(а)
Примітка: Н – ГУ Неймана, Д – ГУ Діріхле, Н(а) – адіабата. Симетрія передбачається температурною, що відповідає ГУ – Н(а).		

Таблиця Б.2 – Емпіричні залежності, що визначають інтенсивність теплообміну у критеріальному вигляді

Характер теплообміну	Залежність	Умови застосування
Природна конвекція біля вертикальної пластини/циліндричної стінки [107, залежність (7.5)]	$Nu_l^{0.5} = 0,825 + \frac{0,387 \cdot Ra^{\frac{1}{6}}}{\left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr}\right)^{\frac{9}{16}}\right]^{\frac{8}{27}}}$	Температура теплообмінної поверхні слабо змінюється за висотою геометрії
Природна конвекція біля горизонтальної стінки за умови, що середовище – повітря [107, залежність (7.9 а), (7.9 б)]	$Nu_l = \begin{cases} Ra \leq 10^5, & 1,1 \cdot Ra^{\frac{1}{5}} \\ Ra \leq 10^5, & 0,203 \cdot Ra^{\frac{1}{3}} \end{cases}$	Температура теплообмінної поверхні слабо змінюється за висотою
Поперечне омивання пучка труб, розташованих у шаховому порядку [109, (8.43), (8.47)**]	$Nu_l = (3,12z^{0.05} - 2,5) \times Re^{0.6} Pr^{0.33} \left(\frac{Pr_f}{Pr_w}\right)^{0.25}$	Потік омиває трубу перпендикулярно її осі, $10^3 < Re < 2 \cdot 10^5$, z – число рядів пучка.

Характер теплообміну	Залежність	Умови застосування
Течія в кільцевому каналі [110, залежність (5.67-5.68)]	$Nu_l = 0,021 Re^{0,8} Pr^{0,43} \left(\frac{Pr_f}{Pr_w} \right)^{0,25} \times \left(1 - \frac{0,45}{Pr_w + 2,4} \right) \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^{0,6}$	Нагрівальна поверхня меншого діаметру
Вимушена конвекція біля вертикальної поверхні [110, залежність 5.53]	$Nu_l = 0,037 Re^{0,8} Pr^{0,33} \left(\frac{Pr_f}{Pr_w} \right)^{0,25}$	Тепловіддаюча поверхня спрямована вгору
Течія в трубі [110, ст.110]	$Nu = 0,021 Re^{0,8} Pr^{0,43} \left(\frac{Pr_{жс}}{Pr_{см}} \right)^{0,25}$	$Re > 10^4$
<p>Число Рейнольдса: $Re = \frac{wl}{\nu}$; число Релея $Ra = \frac{g\beta(T_f - T_w)l^3}{\nu^2} Pr$; $Nu = \alpha l / \lambda$;</p> <p>де w – характерна швидкість течії; l – характерний геометричний розмір; ν – коефіцієнт кінематичної в'язкості; β – коефіцієнт об'ємного розширення середовища; g – прискорення вільного падіння; T_f – середня температура середовища; T_w – середня температура стінки; α – коефіцієнт тепловіддачі; λ – коефіцієнт теплопровідності; Pr – число Прандтля.</p> <p>** Поправка на рядність Cz вибирається згідно з номограмами 8-8, 8-9 джерела [109], і може бути апроксимовано як, відповідно до [111, залежність 2.36].</p>		

Таблиця Б.3 – Зв'язок змінних, що визначаються в МСЕ та входять до трансцендентної системи балансових рівнянь

Змінна	Маркер ID	Модель (МСЕ)	Змінна	Маркер ID	Модель (МСЕ)
T_{V11}	12,14	К-КР(3D)*	T_{VCyl11}	13	К-КР(3D)*
T_{V12}	1	НПК(2D)**	T_{VV13}	2	I(2D)**
T_{VH13}	3	I(2D)**	T_{V14}	3	П(2D)**
T_{VV}	4	I(2D)**	T_{VH}	5	I(2D)**
T_{Shp}	4	Ш(3D)*	T_{CKR}	15	К-КР(3D)*
T_{CKRT}	16	К-КР(3D)*	T_{V22}	2	НПК(2D)**
T_{V24}	4	П(2D)**	T_{V34}	6	П(2D)**

Змінна	Маркер ID	Модель (МСЕ)	Змінна	Маркер ID	Модель (МСЕ)
Примітки: КР-К – сегмент кришки та КР; Ш – шпилька ДГУ; НПК – нижня плита колектору; І – ізоляція; П – патрубок.					
Середня по поверхні величина визначається як: $\frac{1}{S_{\text{тепл}}} \int_{S_{\text{тепл}}} T dS \approx \frac{1}{S_{\text{тепл}}} \sum_i (T \cdot \Delta S_i)^$,					
де $(T \cdot \Delta S_i)^*$ – зважена вузлова величина на елементарному майданчику ΔS_i .					
** середня поверхнею величина визначається як: $\frac{1}{S_{\text{тепл}}} \int_{S_{\text{тепл}}} T dS \xrightarrow{МКЭ(2D)} \frac{1}{L} \sum_i (T \cdot \Delta L_i)^*$,					
де $(T \cdot \Delta L_i)^*$ – зважена вузлова величина на елементарній довжині дуги ΔL_i .					

Таблиця Б.4 – Деякі значення геометричних та фізичних констант

Параметр	Позначення	Значення
Кількість патрубків у «Зоні 1», «2», «3»	$N_{1,2,3}$	91; 91; 61
Внутрішній/зовнішній діаметр патрубків	D_n^2 / D_n^1	83/114 мм
Теплообмінна площа кришки реактора	$S_{кр}$	18,2 м ²
Теплообмінна площа кришки реактора (циліндрична частина)	$S_{кр}^{cyl}$	14,5 м ²
Теплообмінна площа кришки в отворі для шпильки	$S_{кр}^{CKR}$	0,57 м ²
Теплообмінна площа шпильки в отворі для шпильки	$S_{кр}^{shp}$	0,55 м ²
Теплообмінна площа зазору між кришкою та корпусом реактора	$S_{кр}^{CKRT}$	0,14 м ²
Теплообмінна площа плити колектора	$S_{кол}^{эф}$	7,9
Площа вертикальної поверхні ізоляції (внутрішня/зовнішня)	$S_{из}^{вер}$	29,1/34,74 м ²
Площа горизонтальної поверхні ізоляції (внутрішня/зовнішня)	$S_{из}^{гор}$	7,25/9,81 м ²
Об'єм «Зони 1»	$V_{зона 1}$	~19 м ³
Об'єм зазору між шпилькою та кришкою	V_{Shp}^{Air}	0,0028 м ³
Тепловиділення за рахунок КЕМ	$Q_{СУЗ}^{ШЭМ}$	25 кВт
Витрата TL03	Q	27700 м ³ /год
Приведене значення постійної Стефана-Больцмана	C_0	5,67 Вт/(м ² К ⁴)
Теплопровідність металу патрубків	λ_n	30 Вт/(м·К)
Теплопровідність металу кришки	$\lambda_{кр}$	30 Вт/(м·К)

Параметр	Позначення	Значення
Теплопровідність металу шпильки	$\lambda_{шт}$	35 Вт/(м·К)
Теплопровідність металу колектора	λ_{κ}	30 Вт/(м·К)
Теплопровідність ізоляції	$\lambda_{из}$	0,036 – 0,214 Вт/(м·К)
Приймається рівною залежно від розрахункової конфігурації, наприклад, для отримання максимальної температури в зоні 1 – мінімальне значення $\lambda_{из}$, для отримання максимального температурного градієнта в металі – максимальне $\lambda_{из}$		

ДОДАТОК В. ВИБІР ЗАМИКАЮЧИХ КОМБІНАЦІЙ МОДЕЛЕЙ
ВИПРОМІНЮВАННЯ І ТУРБУЛЕНТНОСТІ ПРИ РОЗРОБЦІ CFD-МОДЕЛІ
ВЕРХНЬОГО БЛОКУ

Феномен теплового випромінювання відіграє ключову роль при теплообміні у середовищах де переважають високі температури, так як тепловий потік теплового випромінювання прямо пропорційний температурі випромінюючого тіла в 4-му ступені згідно із законом Стефана-Больцмана. У конструкції ВБ в процесі експлуатації РУ найбільш нагрітими є такі елементи конструкції, як: шпильки, кришка реактора, патрубки СУЗ, патрубки ТК і КНВ, нижня плита колектора. Тому, коректність моделювання теплових процесів, що відбуваються при експлуатації РУ у ВБ залежить великою мірою від можливості розрахункового коду ANSYS CFX враховувати складний теплообмін. Так як охолоджуючим середовищем в системі охолодження TL03 та TL05 є повітря, то за основу був узятий наступний бенчмарк [112]. У даній роботі на основі експериментальних даних тестувалися наступні моделі випромінювання: модель Discrete Transfer, модель P1, модель Rosseland, метод Монте-Карло. Для вибору замикаючої моделі випромінювання, у загальному випадку необхідно оперувати величиною вкладу поглинання фотонів середовищем, яка характеризується оптичною товщиною. В залежності від значення оптичної товщини середовища τ модель переносу випромінювання обирається таким чином:

- при $\tau > 5$ можливе застосування моделі переносу випромінювання Росселанда [28];
- при $0,01 \leq \tau < 10$ можливе застосування моделі переносу P1 [29];
- при $\tau \leq 0,01$ необхідним є застосування моделі переносу випромінювання Discrete Transfer або методу Монте-Карло [28]. Дані моделі не мають обмежень і можуть застосовуватися для всіх значень оптичної товщини середовища.

На основі результатів були обрані моделі випромінювання, які тестувалися з двома замикаючими двопараметричними моделями турбулентності (SST і k- ϵ). Для вибраної моделі турбулентності SST був проведений комплексний аналіз на основі експериментальних даних, а також напівемпіричної теорії теплообміну для вимушеної конвекції середовищ з змінними теплофізичними властивостями.

В.1 Теплообмін випромінюванням між двома тілами класичної форми (диск, квадратна пластина)

Групою вчених з «University of Wales Swansea, UK» було проведено кілька експериментів [112] предметом яких було дослідження теплообміну випромінюванням між тілами наступних форм: плоский диск і тонка квадратна пластина. Цей експеримент не має прямого відношення до завдань у галузі атомної енергетики, але за його результатами можна зробити об'єктивні висновки щодо можливостей коду ANSYS CFX вирішувати задачі складного теплообміну з урахуванням теплового випромінювання.

Експериментальна установка (див. рисунок В.1) складається із сталевого диска (1) діаметром 182 мм і товщиною 5 мм, який кріпиться до спірального нагрівального елемента (3) максимальною потужністю 720 Вт. У свою чергу нагрівальний елемент прикріплений до штанги (6), яка може повертатися на 360 градусів в горизонтальній площині і нерухомо прикріплена до рейки (5). Також, установка складається із сталевий квадратної пластини (2) розміром 5x197x197 мм, яка розташована паралельно диску і їх центри знаходяться на одній прямій, яка паралельна напрямку руху пластини.

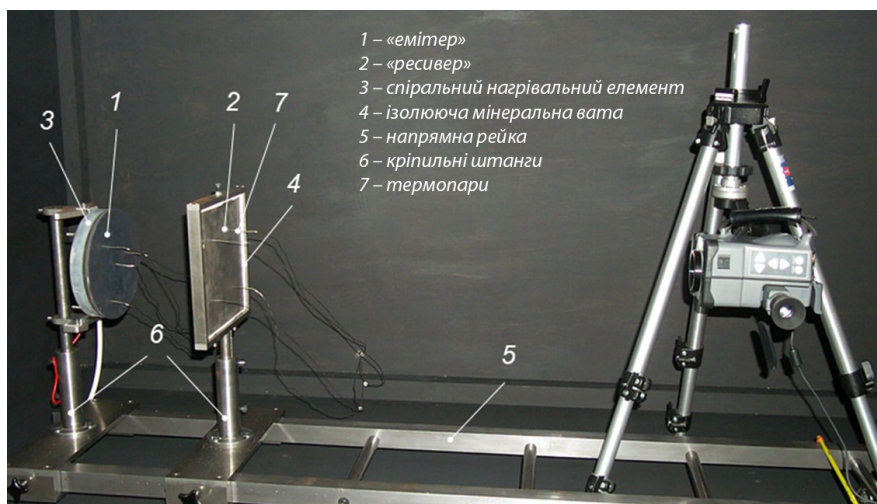


Рисунок В.1 – Загальний вигляд експериментальної установки

Для мінімізації втрат теплоти торці пластини ізольовані шаром мінеральної вати. Пластина встановлена на штангу, яка може повертатися на 360 градусів в

горизонтальній площині і закріплена шарнірно-рухомо до рейки, щоб забезпечувати поступальний рух пластини і таким чином варіювати відстань між квадратною пластиною і диском в межах від 0 до 4 (відстань виражено в безрозмірних одиницях C/D – відношення відстані між диском і пластиною до діаметру диску). Диск, що нагрівається називатимемо «емітер» або «передавач», а квадратну пластину – «ресивер» або «приймач». Площини, що знаходяться в просторі між диском і пластиною – фронтальними, а які знаходяться з протилежного боку – зворотними. Фронтальні поверхні «передавача» і «приймача» покриті тонким шаром високо поглинаючого покриття збільшуючи таким чином середній показник випромінювальної здатності поверхні досліджуваних тіл до 0,8 - 0,9. Для вимірювання температури на поверхні «ресивера» встановлені термопари (7). Схема установки термопар на «ресивері» показана на рисунку В.2 і В.3.

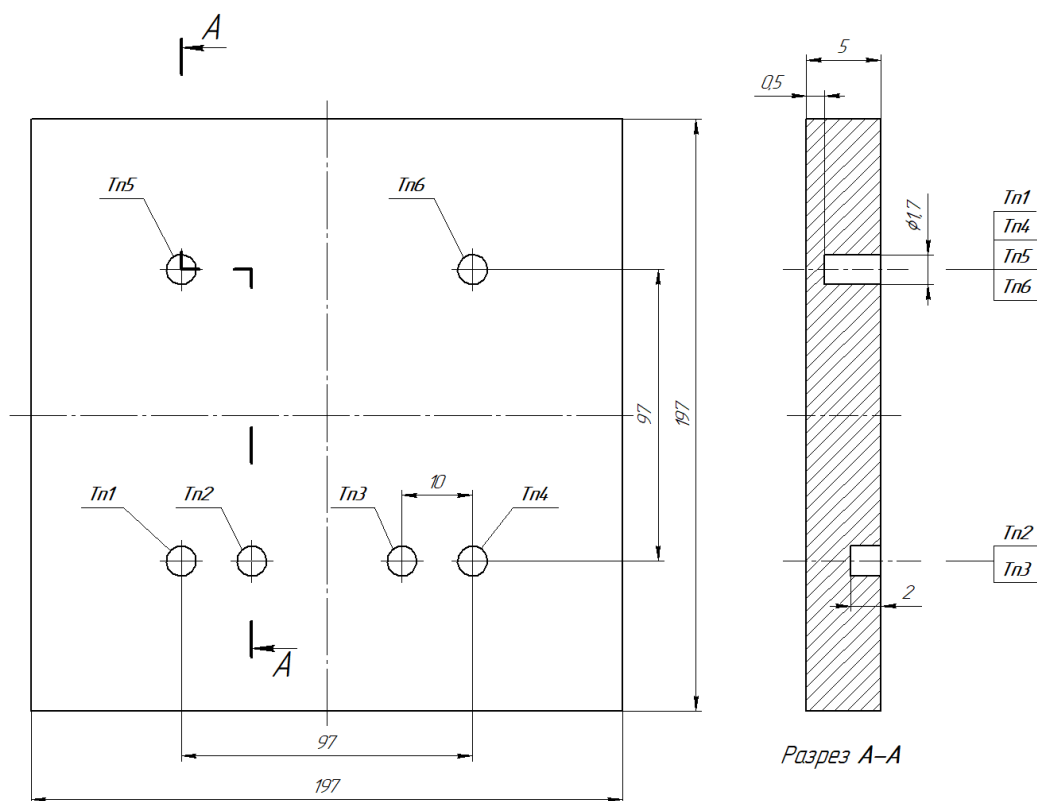


Рисунок В.2 – Схема розташування термопар на «ресивері»

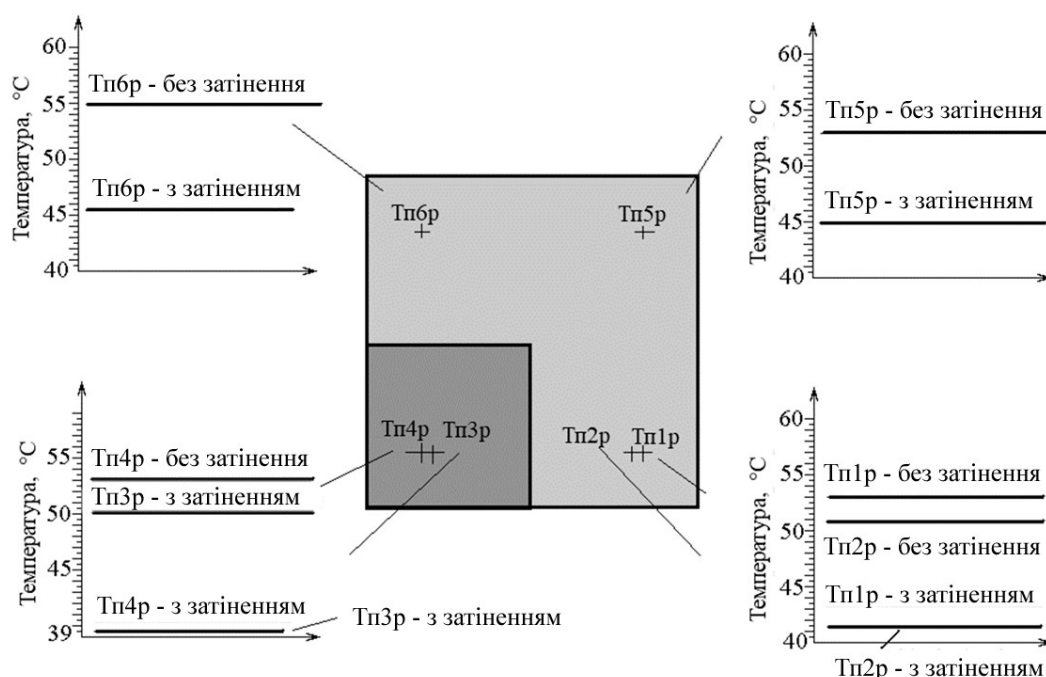


Рисунок В.3 – Схема розташування термопар на «ресивері» і затіняючій пластині
(вид з фронтальної сторони)

Експериментальна установка розміщена в дерев'яній тонкостінній коробці розміром 880x890x1900 мм і товщиною 2,45 мм, на яку нанесене зсередини високо поглинаюче покриття. Під час експерименту середня температура «передавача» підтримується постійною. Так як експеримент проводився не у вакуумній камері, то з ціллю мінімізації впливу природної конвекції «емітер» і «ресивер» були розміщені вертикально. При обробці даних експериментів, середні коефіцієнти тепловіддачі від фронтальної поверхні «емітера», фронтальної та зворотного поверхонь «ресивера» розраховувалися за допомогою теорії конвективного теплообміну для вертикальної пластини [113] і калібрувались відповідно до температури навколишнього середовища.

Експеримент проводився в декількох конфігураціях, з яких для моделювання були обрані два представницькі варіанти:

- Case #1 – нерухомий «емітер» і рухомий «ресивер» зроблені із сталі центри яких знаходяться на одній осі. Відстані варіюються в відносних одиницях C/D від 0,1 до 4,0.

– Case #2 – нерухомі «емітер» і «ресивер» знаходяться на відносній відстані C/D рівній 2,0, з нерухомою рівновіддаленою тонкою сталевією пластинією розміром $2 \times 100 \times 100$ мм. Центри «емітера», «ресивера», а також правий верхній кут затіняючої пластини знаходяться на одній прямій, яка паралельна напрямній рейці.

У відповідності до двох конфігурацій експерименту було побудовано 2 види моделей внутрішнього приміщення з «емітером» і «ресивером»:

– Case #1 – модель зі змінною відстанню між «емітером» і «ресивером»;

– Case #2 – модель з постійною відстанню між «емітером» і «ресивером», а також затіняючою геометрією в просторі між ними.

Основні розміри модельованої області, а також положення «емітера», «ресивера» і затіняючої геометрії вказані на рисунку В.4 (задані розміри в міліметрах). При побудові були прийняті наступні спрощення:

– нехтування впливом елементів кріплення конструкції (штанги, напрямні рейки, термопари і дроту) на теплофізичну картину;

– тонка дерев'яна стінка, яка обмежує внутрішнє приміщення експериментальної установки, виключається з моделі шляхом введення еквівалентної ГУ (обтікання меж приміщення рідиною);

– вплив спірального нагрівального елемента моделюється в двох варіантах:

- задання ізотермічної ГУ на фронтальній площині «емітера», а саме джерело і «емітер» виключається з моделі, залишивши на їх місцях порожній простір з адіабатичними ГУ на інших поверхнях;
- моделювання джерела і «емітера» у вигляді плоских дисків з організацією інтерфейсу між ними типу «solid–solid» і «fluid–solid» з навколишнім середовищем, а в самому джерелі задання загальної теплової потужності 720 Вт;

– теплофізичні властивості твердих тіл, що входять до складу моделі, вважаємо постійними.

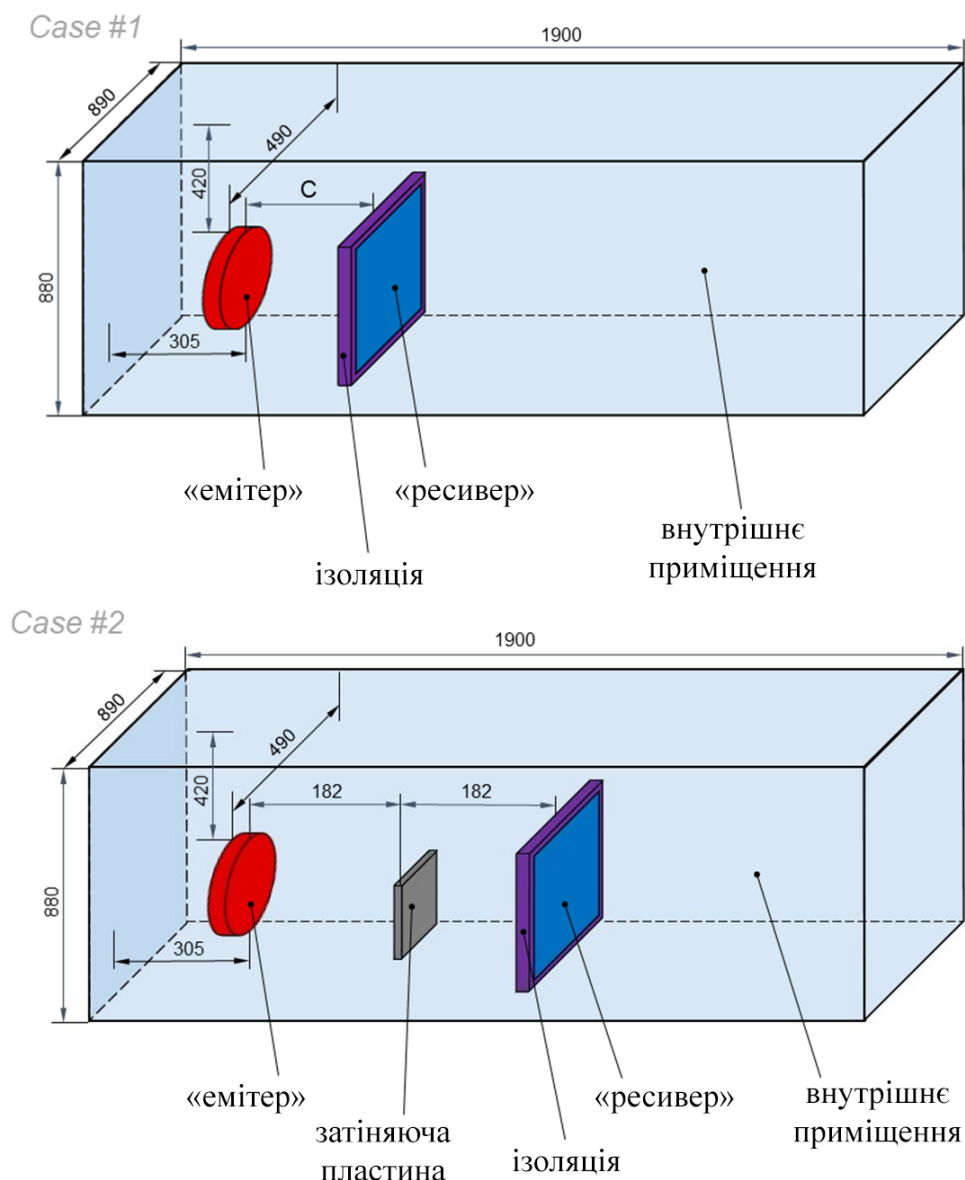


Рисунок В.4 – Схема установки

В Case #1 «емітер» і джерело змодельовані у вигляді тонких циліндричних тіл діаметром 182 мм і товщиною 5 і 10 мм відповідно. «Ресивер» – у вигляді прямокутного паралелепіпеда з розмірами 5x197x197 мм. Початок координат моделі знаходиться в центрі диска фронтальної площині «емітера». Вісь X проходить перпендикулярно через центри фронтальних площин дисків і тонкої квадратної пластини. Модель ізоляції «приймача» виконана у вигляді рамки квадратного перерізу товщиною 5 мм. У моделі варіюється відстань між «емітером» і «приймачем» шляхом незначної зміни геометрії – зміни положення «ресивера» по

осі X. Всього було побудовано 11 варіантів геометрії моделі в двох варіантах задання ГУ для таких відстаней C/D між «емітером» і «ресивером»: 0,1; 0,2; 0,5; 0,7; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0; 3,5; 4,0.

В Case #2 «емітер» і «ресивер» мають таку ж форму і розміри, як і в Case #1. Затіняюча квадратна пластинка має розміри 2x100x100 мм і її правий верхній кут знаходиться на одній прямій, яка проходить через центри «емітера» і «ресивера» і при цьому повністю затіняючи точки установки термопар №3 і №4.

Побудова розрахункових сіток проводилося за допомогою ANSYS Meshing. Так як геометрія повітря в приміщенні змінювалася залежно від режиму, то й дещо видозмінювалися основні характеристики розрахункової сітки такі як: кількість елементів, кількість вершин, ортогональність (OQ) і скошеність (SW). Загальний вигляд розрахункових сіток для 2-х варіантів модельованої області представлений на рисунку В.5.

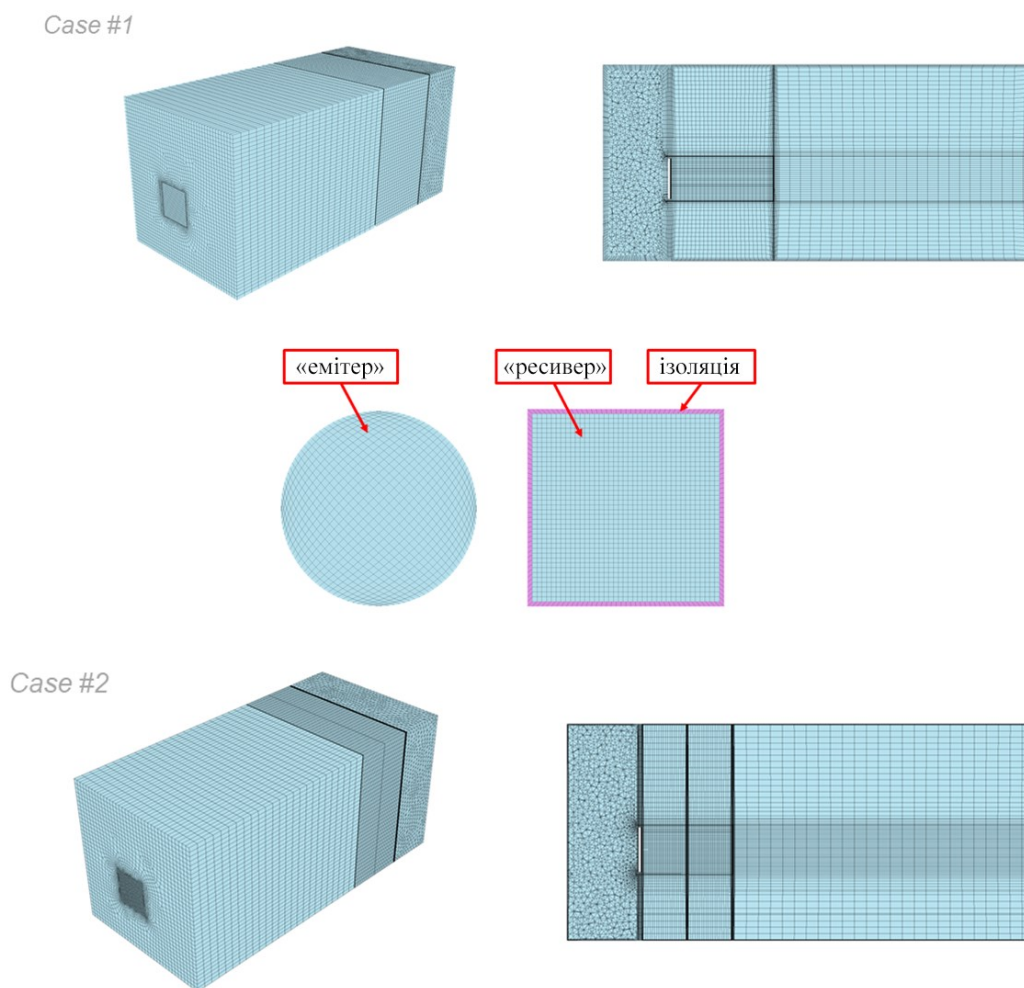


Рисунок В.5 – Загальний вигляд розрахункової сітки

Теплообмін між плоским диском і пластиною здійснюється шляхом: теплопровідності, природної конвекції і теплообміном випромінювання. Так як середовищем, у якому відбуваються дані процеси являється повітря, і враховуючи низьке значення коефіцієнту теплопровідності, то вплив передачі теплоти теплопровідністю між «емітером» і «приймачем» являється таким, яким можна знехтувати. Оскільки площини диска і пластини розташовані вертикально відносно напрямку вектору прискорення вільного падіння, то вплив природної конвекції на процеси теплообміну також малий. Відповідно, переважаючим механізмом теплообміну між «емітером» і «ресивером» в даній постановці задачі є теплообмін випромінювання.

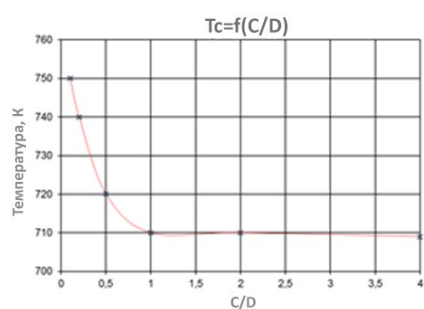
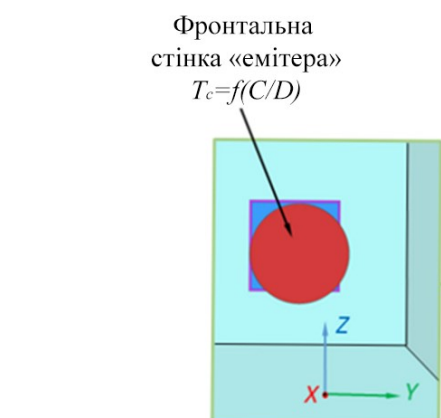
В якості основної замикаючої моделі турбулентності використовувалася RANS – SST. Граничні умови представлені на рисунку В.6. Нагрівання від спірального елемента представлено у вигляді ізотермічної ГУ на фронтальній площині «емітера» в першому варіанті задання ГУ. Постійні температури по всій фронтальній поверхні «емітера» були задані згідно [114] (див. рисунок В.6 і таблицю В.1).

Таблиця В.1 – Температура фронтальної поверхні «емітера»

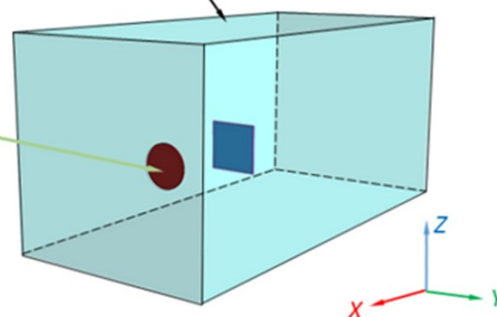
T_{ем}	740	720	710	710	709
C/D	0,2	0,5	1,0	2,0	4,0

Теплофізичні властивості матеріалів, що використані у моделі, зазначені в таблиці В.2. Об'єм, що займає нагрівач і «емітер», представлений у вигляді пустоти з адіабатними стінками. У другому варіанті задання ГУ даний об'єм займають два тверді тіла з використанням відповідних інтерфейсів між ними і навколишнім середовищем. Згідно [114] випромінювальна здатність поверхонь «емітера», «ресивера» а також затіняючої пластини в Case #2 була прийнята рівною 0,85, внутрішньої стінки приміщення – 1.

Case #1

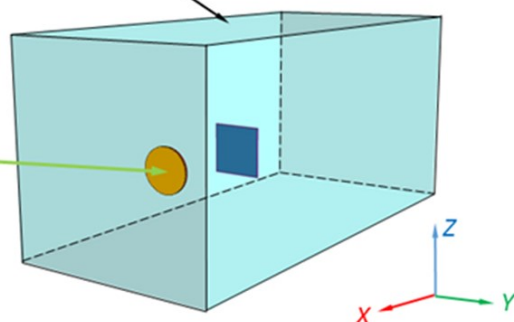


Всі стінки приміщення
 $\alpha = 5 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \times \text{К})$
 $T_{\text{рід}} = 298 \text{ К}$



Варіант №2
(об'ємне джерело)

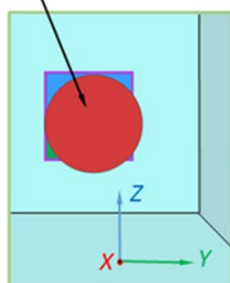
Всі стінки приміщення
 $\alpha = 5 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \times \text{К})$
 $T_{\text{рід}} = 298 \text{ К}$



Загальна потужність
джерела 720 Вт

Case #2

Фронтальна стінка «емітера»
 $T_c = 673 \text{ К}$



Всі стінки приміщення
 $\alpha = 5 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \times \text{К})$
 $T_{\text{рід}} = 298 \text{ К}$

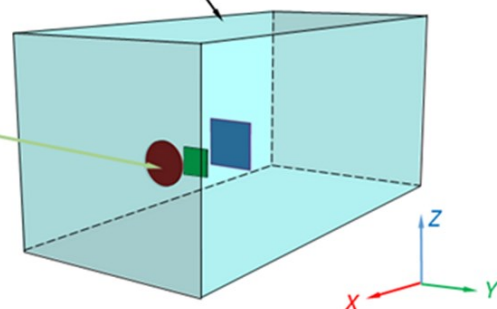


Рисунок В.6 – Граничні умови області, що моделюється

Таблиця В.2 – Теплофізичні властивості матеріалів, використаних у моделі

Матеріал	Густина, кг/м ³	Теплопровідність, Вт/(м К)	Питома ізобарна теплоємність, Дж/(кг К)
Повітря	1,185	0,0261	1004,4
Сталь AISI 304	8030	18,9	503,0
Мінеральна вата	200	0,0465	920,0
Кераміка	1600	0,1	800

Основними моделями випромінювання, що досліджувалися, були модель Discrete Transfer, модель P1, модель Rosseland і метод Монте-Карло. При розрахунку не враховувалося поглинання теплового випромінювання середовищем. Модель Discrete Transfer тестувалася в двох постановках – Surface to Surface (з розрахунком факторів видимості) і Participating Media (з базовою кількістю променів рівною 8). Моделювання методом Монте-Карло проводилося з розігруванням 1 млн. історій в режимі Surface to Surface. Перевірка коректності прогнозування стаціонарного процесу теплового випромінювання для різних моделей проводилася за таким параметром, як температура в точках установки термопар в Case #1 і Case #2 та середній коефіцієнт тепловіддачі від фронтальної площини «емітера», фронтальної та зворотної площин «ресивера» в Case #1. Порівняння результатів розрахунку ANSYS CFX з експериментальними за параметром температури в точках установки термопар і температурним полем на фронтальних поверхнях «емітера» і «ресивера» для двох варіантів задання ГУ в Case #1 представлені на рисунках В.7 – В.8. Відносне відхилення оцінюється згідно формули (В.24).

$$\varepsilon = \frac{|T_{CFD} - T_{EXP}|}{T_{EXP} - T_{OP}} \quad (B.24)$$

де T_{CFD} – температура порахована ANSYS CFX в точці установки термопар, T_{EXP} – покази термопар в експерименті, $T_{OP} = 298$ К – опорна температура (температура повітря омиваючого стінки приміщення).

Відносне відхилення від експериментальних даних для різних відстаней між «емітером» і «приймачем» у першому варіанті (ізотермічні ГУ) не перевищує 20% для моделі випромінювання Discrete Transfer і методу Монте-Карло. Результати прогнозування локальної температури на відстанях від 0,1D до 1,0D (де D – діаметр «емітера») на термопарі №2 завищені, а на термопарі №6 занижені. Ця відмінність присутня внаслідок того, що в даному варіанті не врахована нерівномірність температурного поля, яка завжди присутня при нагріванні «емітера» спіральним нагрівачем. У другому варіанті (об'ємне джерело) відносне відхилення також не перевищує 20%, але результати прогнозування занижені на відстанях від 0,1D до 1,0D на всіх точках реєстрації. Така невідповідність пояснюється просторовою нерівномірністю такої характеристики, як об'ємна теплова потужність, яка присутня в реальному нагрівальному елементі. Зі збільшенням відстані вплив нерівномірностей температурного поля на фронтальній поверхні емітера» і просторової нерівномірності об'ємної теплової потужності у нагрівальному елементі здійснюють менший вплив на температурне поле «ресивера».

Оптичні моделі випромінювання такі як P1 і Rosseland показують значно занижені результати щодо експериментальних даних на відстанях 0,1D – 2,5D і тільки для відстаней більше 2,5D дані моделі починають наближатися до результатів експерименту, причому значення параметра точкової температури за даними із розрахунків практично не залежить від відстані (див. рисунки В.7 – В.8).

Середні коефіцієнти тепловіддачі від фронтальної поверхні «емітера», фронтальної та зворотного поверхонь «ресивера» при розрахунках ANSYS CFX обчислювалися згідно залежності (В.25).

$$\overline{\alpha}_{CFD} = \frac{q_{\text{конв}}}{T_{\text{пов}} - T_{\text{навк.сер}}} \quad (\text{В.25})$$

де $q_{\text{конв.}}$ – конвективний тепловий потік, розрахований ANSYS CFX; $T_{\text{пов.}}$, $T_{\text{навк.сер}}$ – середня температура поверхні і середня температура навколишнього середовища, відповідно.

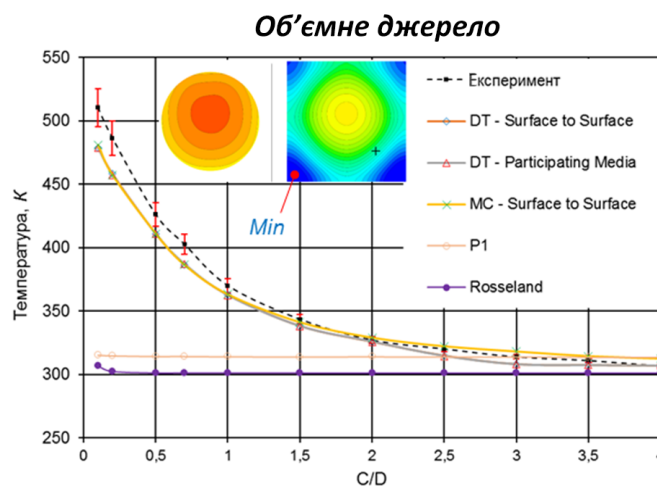
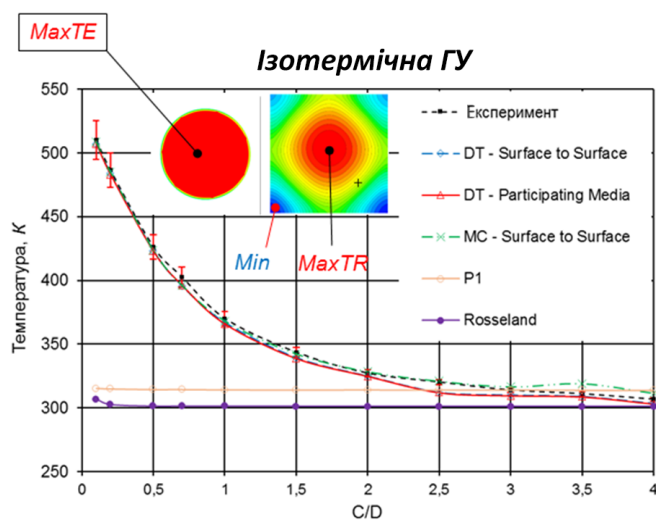
Практично всі моделі випромінювання показали хороші результати за параметром середнього коефіцієнту тепловіддачі за винятком моделі Rosseland. Порівняльні результати розрахунків з експериментом показано на графіках рисунку В.9.

У другому варіанті моделі (Case #2) за таким параметром, як температура в точках установки термопар з затінюючою пластиною і без неї, найкращі результати показали модель Discrete Transfer і метод Монте-Карло. Найбільше абсолютне відхилення з експериментом не перевищувало 8 К, а відносне відхилення – 47% в моделі з затіненням. Такі відхилення пояснюються в першу чергу впливом нерівномірності температурного поля фронтальної поверхні «емітера», яка не була врахована в моделі. Оптичні моделі випромінювання у разі затінення показали невелике збільшення температури в точках установки термопар, що фізично не обґрунтовано. Порівняльні результати розрахунків для різних моделей випромінювання з експериментальними даними представлені у таблиці В.3.

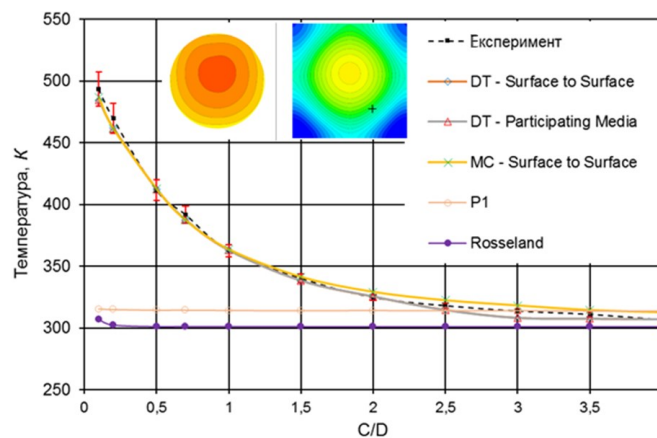
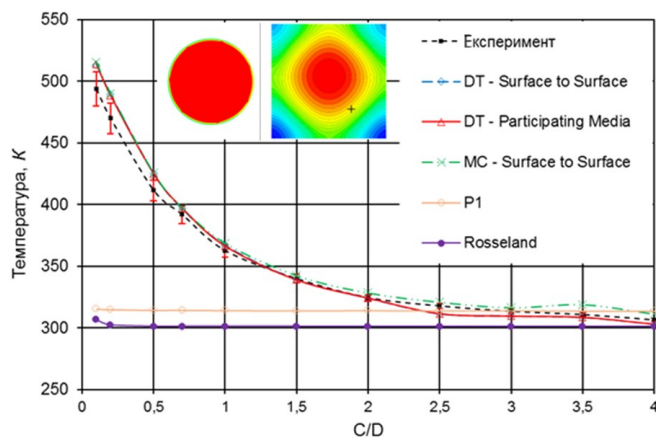
Таблиця В.3 – Порівняння результатів розрахунку з експериментом для Case #2

Без затінення						
	ТП №1, К	ТП №2, К	ТП №3, К	ТП №4, К	ТП №5, К	ТП №6, К
Експеримент	326,1	323,9	323,2	326,3	326,1	328,0
DT (SS)	324,7	324,3	324,3	324,7	325,1	325,1
DT (PM)	324,8	324,4	324,0	324,4	325,6	325,7
MC (SS)	324,7	324,3	324,3	324,7	325,1	325,1
P1	314,1	314,1	314,2	314,2	314,3	314,3
Rosseland	301,2	301,2	301,2	301,2	301,2	301,2
З затіненням						
Експеримент	316,5	314,5	312,7	313,7	318,0	318,6
DT (SS)	321,0	320,5	318,8	318,7	323,0	321,2
DT (PM)	320,7	320,2	318,5	318,5	322,7	321,2
MC (SS)	324,3	323,8	320,0	319,6	326,9	324,6
P1	314,3	314,3	314,3	314,3	314,4	314,4
Rosseland	305,2	305,2	305,2	305,2	305,2	305,2

Термопара №1



Термопара №2



Термопара №3

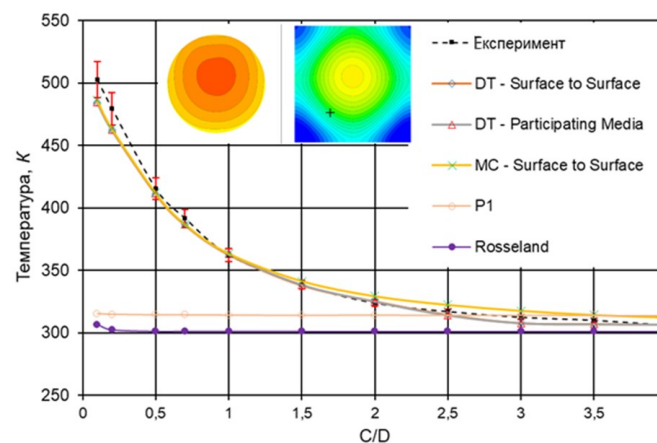
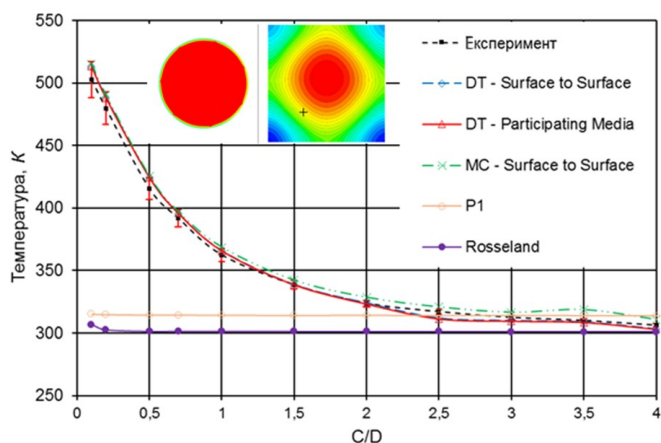
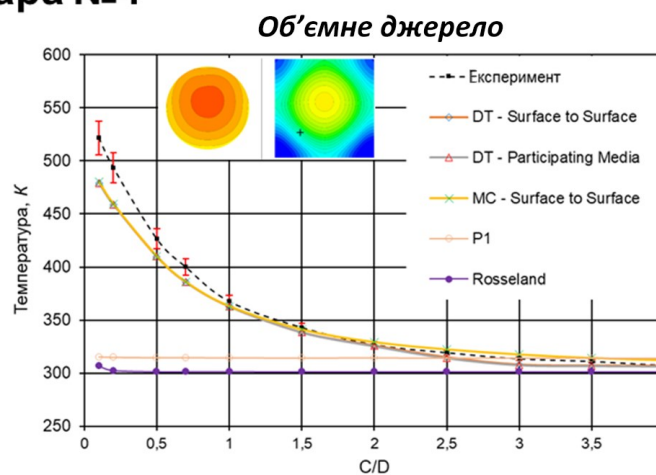
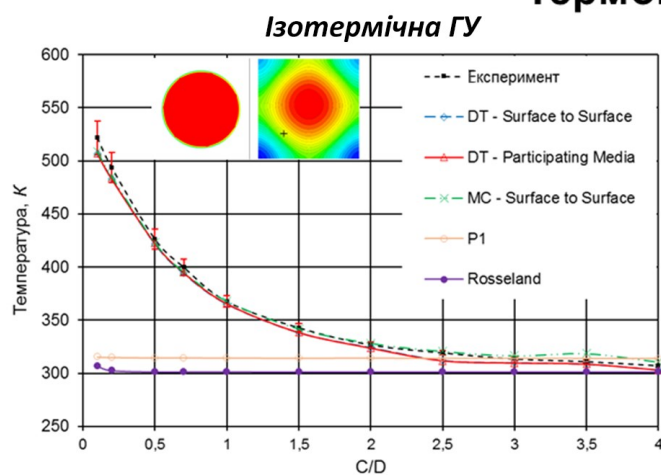
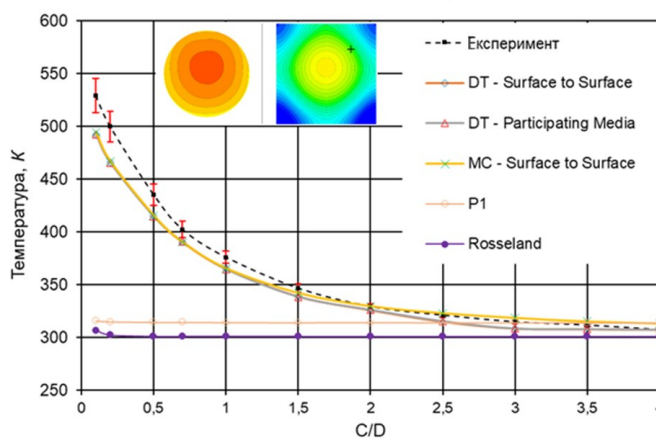
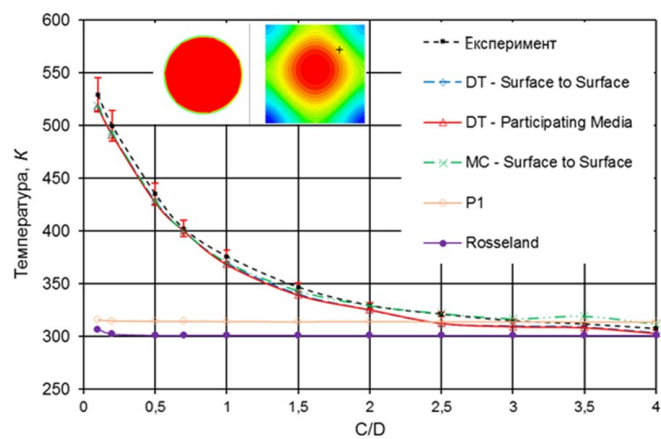


Рисунок В.7 – Порівняння температури в точках установки термопар №1 - 3 з експериментальними даними

Термопара №4



Термопара №5



Термопара №6

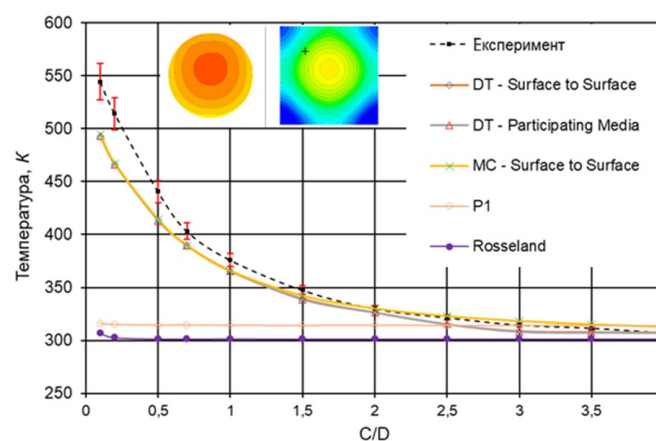
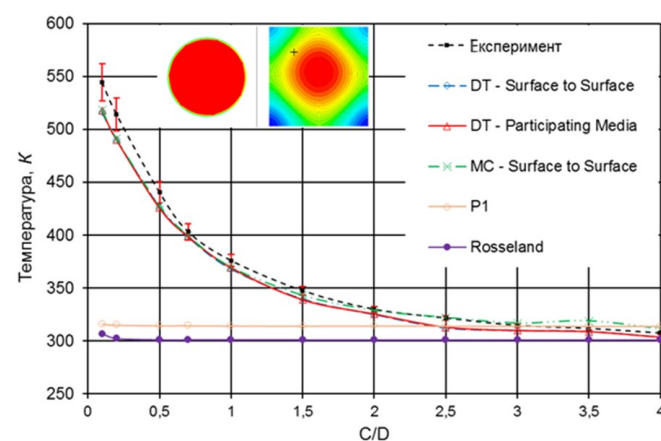
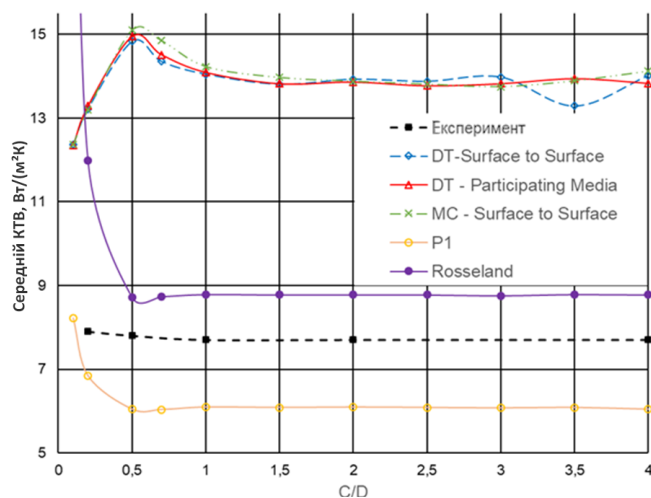


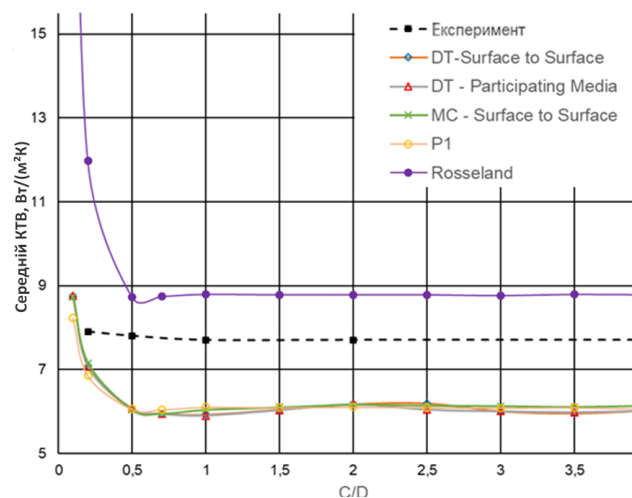
Рисунок В.8 – Порівняння температури в точках установки термопар №4 - 6 з експериментальними даними

Фронтальна площа «емітера»

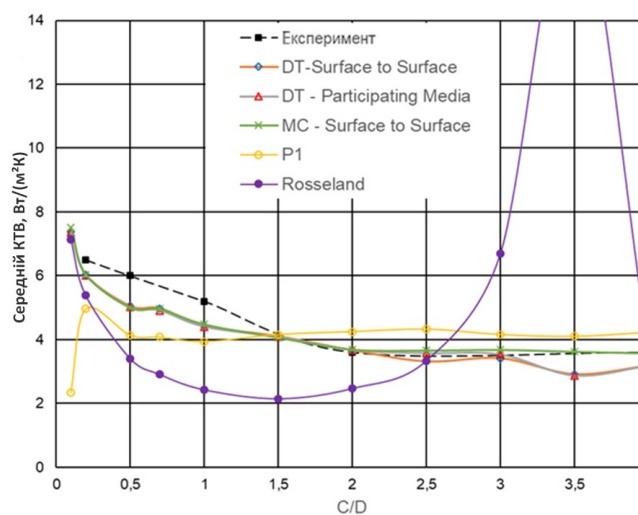
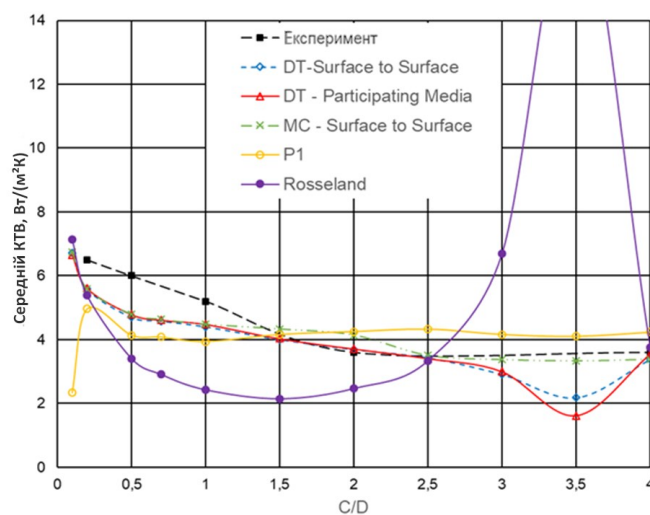
Ізотермічна ГУ



Об'ємне джерело



Фронтальна площа «ресивера»



Зворотня площа «ресивера»

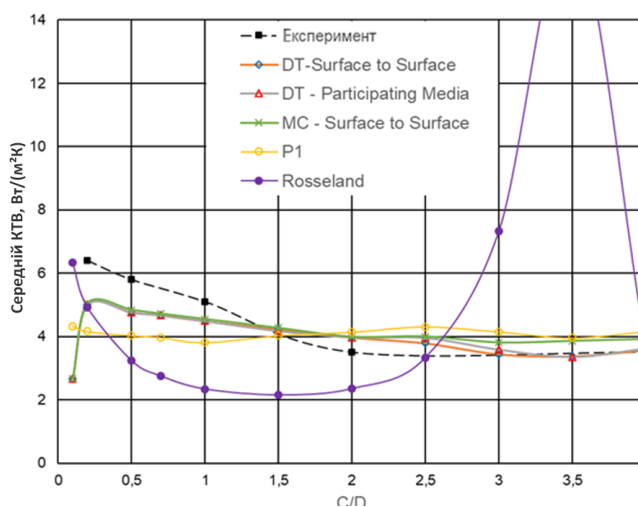
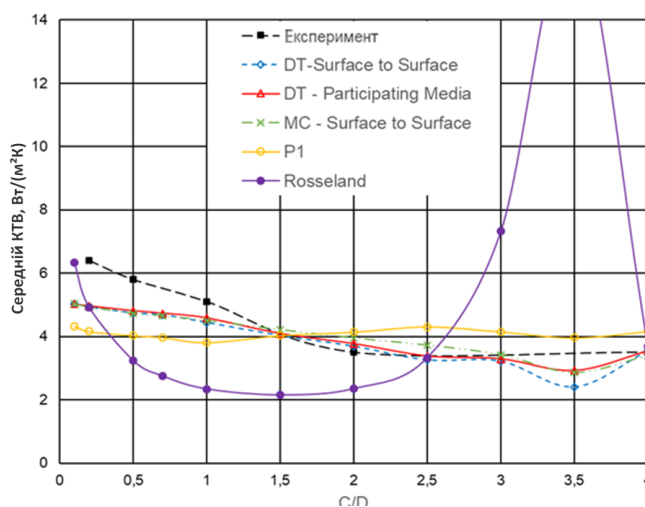


Рисунок В.9 – Порівняння середніх коефіцієнтів тепловіддачі з експериментальними

З огляду експериментальних даних та проведення комплексного аналізу доступних в ANSYS CFX моделей випромінювання для стаціонарного процесу теплопередачі між двома плоскими тілами різної форми можна зробити наступні висновки:

- для моделі Discrete Transfer і методу Монте-Карло відносне відхилення від експериментальних даних не перевищує 20% на всьому діапазоні відстаней та свідчить про прийнятність результатів чисельного моделювання розглянутих процесів теплообміну випромінюванням;

- оптичні моделі P1 і Rosseland показують абсолютну невідповідність експериментальним даним для випадку Case #1. Не фізичне підвищення температури затінених точок установки термопар №3 і №4 вказує про повну непридатність даних моделей для врахування теплообміну випромінюванням в оптично розріджених середовищах;

Оскільки в системах вентиляції TL03 і TL05 охолоджуючим середовищем є оптично розріджене середовище – сухе повітря, то для моделювання процесів теплообміну з урахуванням випромінювання на зовнішній поверхні ВБ та КР ВВЕР-1000 непридатними є моделі P1 і Rosseland, а оптимальними являються метод Монте-Карло і модель Discrete Transfer (SS і PM).

У випадку моделі з великою кількістю поверхонь у розрахунковій області, найбільш оптимальним рішенням являється використання моделі Discrete Transfer (PM). При цьому у властивості матеріалу варто ввести невеликий коефіцієнт лінійного ослаблення $\sim 0.01-0.001 \text{ м}^{-1}$. Якщо ж застосовувати модель Discrete Transfer (SS), то перед першою ітерацією CFX Solver обчислюватиме матрицю факторів видимості, що для «Зони 1» має розмірність більш ніж 200×200 елементів, серед яких лише близько 5% являються нульовими. Ініціалізація даної матриці потребує значних розрахункових ресурсів, оскільки вимагає обчислення поверхневого інтегралу (В.28) для кожної позиції, та як показує досвід, зрівняна за часом з самим розрахунком перехідного режиму.

В.2 Вибір замикаючої комбінації моделі випромінювання і турбулентності

Для підтвердження вибору замикаючої моделі турбулентності і випромінювання, а також оцінки можливостей розрахункового коду ANSYS CFX для прогнозування складного теплообміну в замкнутому просторі при перехідному режимі, розглянемо нетривіальну задачу нагріву діатермічного середовища в області з нерівномірно нагрітими стінками. У випадку непоглинаючого середовища, його нагрівання здійснюється лише шляхом конвективного теплообміну. Для того, щоб врахувати вплив випромінювання одна із меж приймається адіабатичною. У цьому випадку температура, що встановлюється на даній межі являється функцією потоку випромінювання і температури навколишнього середовища. Таким чином реалізується нелінійний зв'язок за температурою середовища та адіабатичною стінкою.

Розрахункова область представлена прямокутним паралелепіпедом розмірами $a \times b \times c = 2 \times 3 \times 1$ м (див. рисунок В.10). В аналітичній моделі не враховуються локальні ефекти, викликані наявністю теплопровідності.

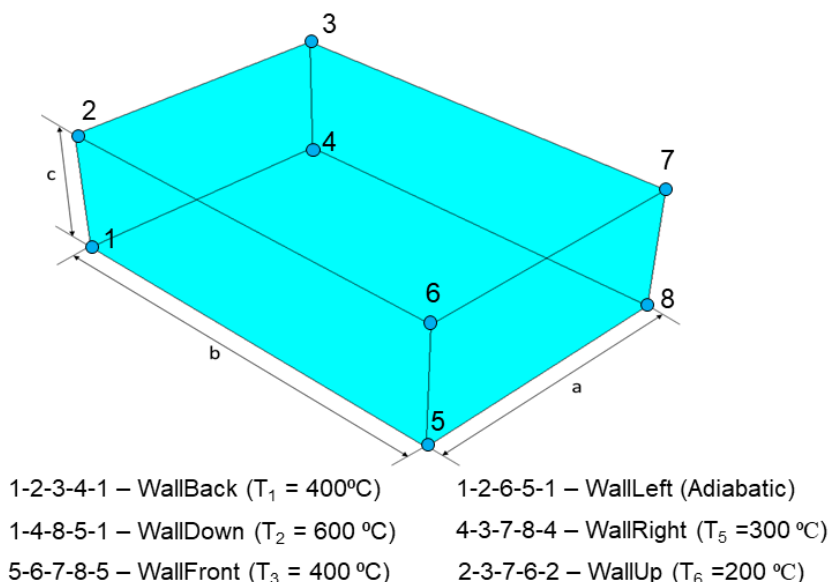


Рисунок В.10 – Загальний вигляд розрахункової області і найменування ГУ

Особливість вибраного завдання полягає в тому, що його можна вирішити аналітично для усереднених за поверхнею або об'ємом величин. Це дає можливість

якісно і кількісно оцінити результати, одержувані за допомогою ANSYS CFX. Передбачається, що режим повністю турбулентний.

З точки зору випромінювання кожне з тіл розглядається сірим з дифузним відбиттям ($R > 0$) поверхні. Для кожного тіла, що бере участь у теплообміні випромінюванням, використовується ефективний тепловий потік, який визначається відповідно до (B.26) [105]. Надалі коефіцієнт відбиття для всіх поверхонь прийнятий рівним 0,1.

$$\begin{cases} E^{ef} = E^{el} + RE^{nad} \\ Q^{ef} = Q^{el} + RQ^{nad} \end{cases} \Leftrightarrow q_{рез}^{випр} = E^{el} - (1 - R)E^{nad} \quad (B.26)$$

де E^{el} , Q^{el} – власне випромінювання, що визначається за рівнянням Стефана-Больцмана, E^{nad} , Q^{nad} – падаюче випромінювання, $q_{рез}^{випр}$ – результуюча щільність теплового потоку, R – коефіцієнт відбиття.

Для замкнутої системи не чорних тіл перенесення енергії випромінювання між будь-якою парою тіл (на відміну від системи чорних тіл) здійснюється шляхом як прямого обміну між ними, а й у процесі багаторазового відбиття випромінювання від усіх поверхонь системи. При цьому, крім конфігурації, розмірів і взаємного розташування тіл, перенесення енергії випромінювання залежить також від відбиваючої здатності всіх тіл системи.

Для врахування теплообміну випромінюванням необхідно оцінити величину результуючого теплового потоку випромінювання з урахуванням системи тіл. Для цього в свою чергу необхідно визначити величину падаючого теплового потоку. Для кожного тіла з відбиваючою здатністю теплообмінної поверхні, можна записати наступне співвідношення [104, 105]:

$$\begin{aligned} E_j^{nad} &= \sum_i \varphi_{ji} (E_i^{el} + R_i E_i^{nad}) \\ i, j &= 1..n \end{aligned} \quad (B.27)$$

де φ_{ji} – кутовий коефіцієнт, n – кількість тіл у системі.

Кутовий коефіцієнт, який характеризує видимість однією випромінювальною поверхнею, іншу «сприймаючу» поверхню визначається згідно (В.28). Фактично, це є геометрична величина, яка характеризує «видимість» поверхнею S_i поверхні S_j складної системи тіл. З фізичної точки зору кутовий фактор («фактор видимості») характеризує відношення падаючої теплової енергії до повного теплового потоку випромінювання. Середнє значення кутового коефіцієнта (згідно залежностей 16-52 і 16-58 джерела [115]) визначається поверхневим інтегралом, який може бути представлений як ([116], зав. 5.99):

$$\varphi_{ij} = \frac{1}{S_i} \int_{S_i} \int_{S_j} \frac{\cos(\theta_i) \cos(\theta_j)}{\pi r^2} \delta_{ij} dS_i dS_j$$

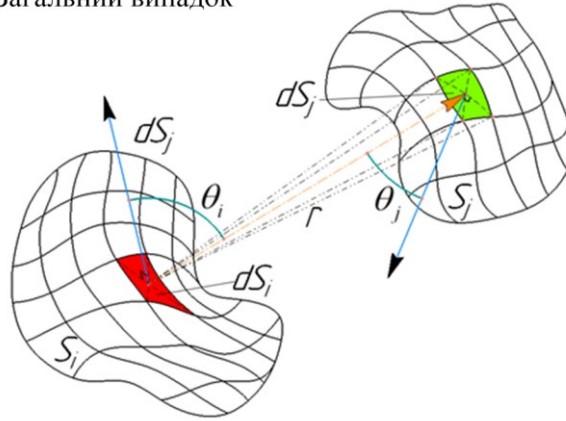
$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1, np(S_j) \neq 0 \\ 0, np(S_j) \equiv 0 \end{cases} \quad (\text{В.28})$$

Функція δ_{ij} характеризує самоопромінення плоскої елементарної площадки і вводить для зручності організації розрахункової процедури.

Для того, щоб отримати фактор видимості для поверхні S_i досить просто поміняти індекси в інтегралах (підінтегральний вираз залишається без змін). Введена функція δ_{ij} показує, що фактор видимості при самоопроміненні буде дорівнює нулю для плоскої поверхні. Таке подання є зручним при створенні розрахункової процедури розрахунку даного інтегралу.

Для вибраної розрахункової геометрії можна виділити два типи конфігурації поверхонь: ортогональні та паралельні площини скінченних розмірів (див. рисунок В.11). Це дає можливість знайти інтеграл (В.29) - (В.30) в загальному вигляді для кожної конфігурації поверхні, що спрощує процедуру розрахунку факторів видимості для задачі в цілому.

Загальний випадок



Конфігурація поверхонь тестового завдання

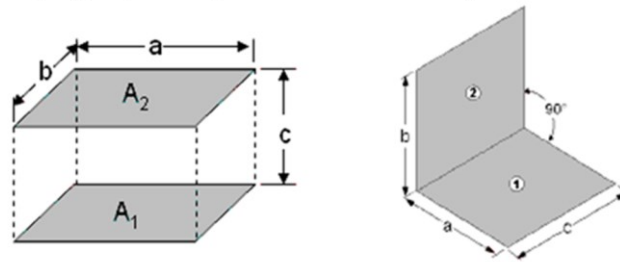


Рисунок В.11 – Конфігурація поверхонь при визначенні факторів видимості

Для конфігурації, що складається з двох ортогональних поверхонь фактор видимості (від поверхні 1 до поверхні 2) визначається як [105]:

$$\left\{ \begin{aligned} VF_{\perp} = \varphi_{12} &= \frac{1}{\pi A} \left[A \cdot \arctg\left(\frac{1}{A}\right) + B \cdot \arctg\left(\frac{1}{B}\right) - Z \cdot \arctg\left(\frac{1}{Z}\right) + \frac{1}{4} \ln \left(\frac{(1+A^2)(1+B^2)}{1+Z^2} \times \left[\frac{A^2(1+Z^2)}{Z^2(1+A^2)} \right]^{A^2} \times \left[\frac{B^2(1+Z^2)}{Z^2(1+B^2)} \right]^{B^2} \right) \right] \\ A &= \frac{a}{c}; B = \frac{b}{c}; Z = \sqrt{A^2 + B^2} \end{aligned} \right. \quad (B.29)$$

Для конфігурації, що складається з двох паралельних поверхонь, фактор видимості (від поверхні A₁ до поверхні A₂) визначається як [105]:

$$\left\{ \begin{aligned} VF_{\parallel} = \varphi_{12} &= \frac{2}{\pi} \left[\frac{1}{2AB} \ln \left(\frac{(1+A^2)(1+B^2)}{1+A^2+B^2} \right) + \frac{\sqrt{1+A^2}}{A} \arctg\left(\frac{B}{\sqrt{1+A^2}}\right) + \frac{\sqrt{1+B^2}}{B} \arctg\left(\frac{A}{\sqrt{1+B^2}}\right) - \frac{1}{A} \arctg(B) - \frac{1}{B} \arctg(A) \right] \\ A &= \frac{a}{c}; B = \frac{b}{c}; \end{aligned} \right. \quad (B.30)$$

Інтенсивність власного випромінювання розраховується згідно закону Стефана-Больцмана:

$$E_i^{gl} = (1 - R_i) C_0 \left(\frac{T_i}{100} \right)^4 \quad (B.31)$$

Конвективний тепловий потік визначається згідно залежності (В.32) (залежність Ньютона-Ріхмана + емпіричне узагальнення [107]):

$$q_i^{конв} = (T_i - T_{air}) \begin{cases} \frac{\lambda}{L} \left(0.825 + 0.387 \cdot Ra^{\frac{1}{6}} \left[1 + \left(\frac{0.492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{8}{27}} \right), L = h \\ \frac{\lambda}{L} \begin{cases} Ra \leq 10^5, 1.1 \cdot Ra^{\frac{1}{5}} \\ Ra > 10^5, 0.203 \cdot Ra^{\frac{1}{3}} \end{cases}, L = \min(l_{geom}^{нов}) \end{cases} \quad (B.32)$$

де h – характерний розмір (використовується для вертикальних поверхонь), $\min(l_{geom}^{нов})$ – характерний розмір горизонтальної поверхні.

Нагрівання повітря визначається через балансове співвідношення конвективних теплових потоків і теплоємності. Температура повітря визначається неявним способом. Загальний вид нелінійної системи рівнянь отриманої з (В.26), (В.27), (В.31) і (В.32) щодо невідомих теплового потоку випромінювання і конвективного теплового потоку (6+6 невідомих) і температури наведено в (В.33).

$$\begin{cases} \{q_i^{рад}\} = \{E_i^{6л}(T_i)\} - \{1 - R_i\} \cdot \left\{ \begin{bmatrix} i \neq j, \varphi_{ij} R_j \\ i = j, \varphi_{ij} R_j - 1 \end{bmatrix}, i, j = 1 \div 6 \right\}^{-1} \cdot \left\{ - \sum_{j=1}^6 \varphi_{ij} E_i^{6л}(T_i) \right\} \\ \{q_i^{кон}\} = \left\{ \frac{\lambda}{L_i} Nu_i (T_i - T_{air}) \right\} \\ q_4^{рад} + q_4^{кон} = 0 \\ \sum_{i=1}^6 q_i^{кон} S_i = c_p \rho \cdot abc \frac{T_{air} - T_{air}^{last}}{\Delta \tau} \end{cases} \quad (B.33)$$

де T_i – температура стінки, S_i – площа поверхні стінки, T_{air}^{last} – температура повітря на попередньому часовому кроці, $\Delta \tau$ – часовий крок, $q_4^{рад} + q_4^{кон} = 0$ – умова того, що стінка «WallLeft» – адіабатична, φ_{ij} – кутовий коефіцієнт підрахований за залежностями (В.29) і (В.30), значення яких представлені в (В.34).

$$\{\varphi_{ij}\} = \begin{pmatrix} 0,0000 & 0,3081 & 0,0603 & 0,1617 & 0,1617 & 0,3086 \\ 0,1027 & 0,0000 & 0,1027 & 0,1594 & 0,1594 & 0,4755 \\ 0,0603 & 0,3081 & 0,0000 & 0,1617 & 0,1617 & 0,3081 \\ 0,1077 & 0,3189 & 0,1077 & 0,0000 & 0,1464 & 0,3189 \\ 0,1077 & 0,3189 & 0,1077 & 0,1464 & 0,0000 & 0,3189 \\ 0,1027 & 0,4755 & 0,1027 & 0,1594 & 0,1594 & 0,0000 \end{pmatrix} \quad (B.34)$$

У різних літературних джерелах наведено різні залежності для розрахунку кутових коефіцієнтів паралельних і ортогональних поверхонь. Для підтвердження придатності (B.29) і (B.30), був проведений контрольний розрахунок матриці кутових коефіцієнтів з допомогою ANSYS Fluent. Отримання геометричної характеристики домену у вигляді кутового коефіцієнта виконувалося шляхом наступних дій:

- завантаження повітряного простору «Зони 1» у ANSYS Fluent, створення іменованих поверхонь згідно груп, в розрахунковій моделі;
- у полі вибору фізичних моделей «Radiation» активується модель сферичних гармонік «S2S». У поточному вікні обирається «Write/Read» та вказується назву файлу, куди буде імпортована загальна інформація про геометрію;
- у вкладці «Postprocessing» необхідно відкрити вікно «S2S Information», послідовно вибираючи умовно основну та другорядну поверхню та натиснути «Compute» (Report Option – View Factors). У вікні рядка стану після розрахунку буде відображено значення кутового коефіцієнту між вибраними поверхнями. При цьому обчислення інтегралу (B.28) може тривати кілька годин залежно від взаємної геометричної складності вибраної пари поверхонь. Відповідно до отриманих результатів розбіжності матриці кутових коефіцієнтів в ANSYS Fluent з представленими в (B.34) не перевищує 0.1%.

Вирішуючи (B.33) для кожного часового кроку, отримуємо розподіл у часі невідомих величин. При цьому початкова температура повітря і стінок в розрахунковій області прийнята рівною 200°C.

Вирішуючи цю задачу за допомогою ANSYS CFX, розрахункова область була дискредитована так, що б середнє значення y^+ біля кожної стінки було в межах від 50 до 300, що відповідає застосуванню пристінкових функцій. Застосовувалися різні

поєднання замикаючих моделей турбулентності (k - ε , k - ε RNG, SST k - ω), а також випромінювання (DT, P1). В якості діатермічного середовища розглядається повітря (при стандартних умовах) з постійними теплофізичними властивостями: щільність – $1,185 \text{ кг/м}^3$; динамічна в'язкість – $1,83 \times 10^{-5} \text{ Па} \cdot \text{с}$; питома ізобарна теплоємність – $1004,4 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{°K)}$; теплопровідність – $0,0261 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°K)}$, коефіцієнт теплового розширення – $0,003356 \text{ °K}^{-1}$. При моделюванні підйомної сили застосовувався підхід Буссінеска з опорною температурою, що рівна мінімальній в розрахунковій області – 200°C .

Попередньо був проведений аналіз збіжності завдання на різних розрахункових сітках для стаціонарного стану, використовуючи комбінацію SST-DT. На рисунку В.12 представлений загальний вигляд розрахункових сіток і збіжність результатів (за інтегральним тепловим потоком з кожної стінки, а також сталій температурі повітря).

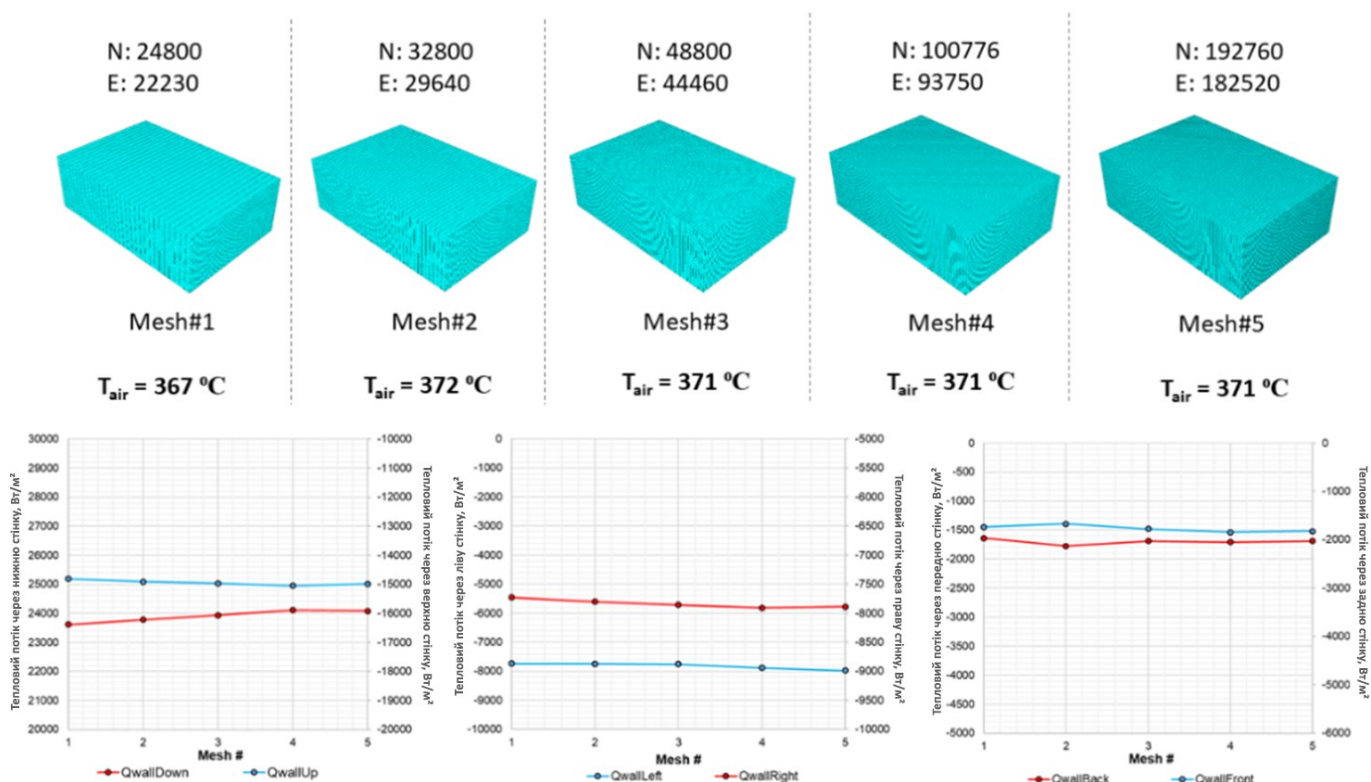


Рисунок В.12 – Аналіз збіжності результатів для варіантних розрахункових сіток для тестової задачі

На основі аналізу збіжності при дискретизації розрахункової області в якості базової розрахункової сітки обраний варіант – Mesh#3, оскільки подальше згущення сітки не призводить до суттєвої кількісної зміни розрахованих величин.

Попередній аналіз показав, що температура повітря виходить на своє стаціонарне значення в межах перших 450 секунд. Інтегрування за часом, як в аналітичній процедурі, так і при розрахунку в ANSYS CFX здійснювалося з кроком 1 секунда. Порівняння результатів розрахунків, отриманих за допомогою аналітики та ANSYS CFX наведено на рисунках В.13 – В.15.

На основі отриманих результатів можна зробити наступні висновки:

- застосування моделей турбулентності з пристінковими функціями дає практично ідентичний результат, який у граничному випадку узгоджується з аналітичними розрахунками;

- при використанні моделі випромінювання Discrete Transfer, отримані результати практично узгоджуються з аналітичною оцінкою (відхилення не перевищує 10-15%). У випадку застосування моделі P1 відхилення досягають 50-60%. Таким чином вдається встановити однозначність при виборі замикаючої моделі випромінювання;

- невідповідність динаміки перехідного процесу між CFD і аналітикою пояснюється відсутністю врахування аналітикою величин, які характеризуються другим порядком похідної (теплопровідність, турбулентне масоперенесення), що видно з наведених графіків (результати CFD ведуть себе як інерційна ланка порядку вище першого, в той час як результати аналітики – інерційна ланка суворо першого порядку виходячи з постановки).

Глобально результати тестової задачі свідчать про коректність моделювання складного теплообміну за допомогою ANSYS CFX, а також про справедливість припущень щодо моделі турбулентності і випромінювання.

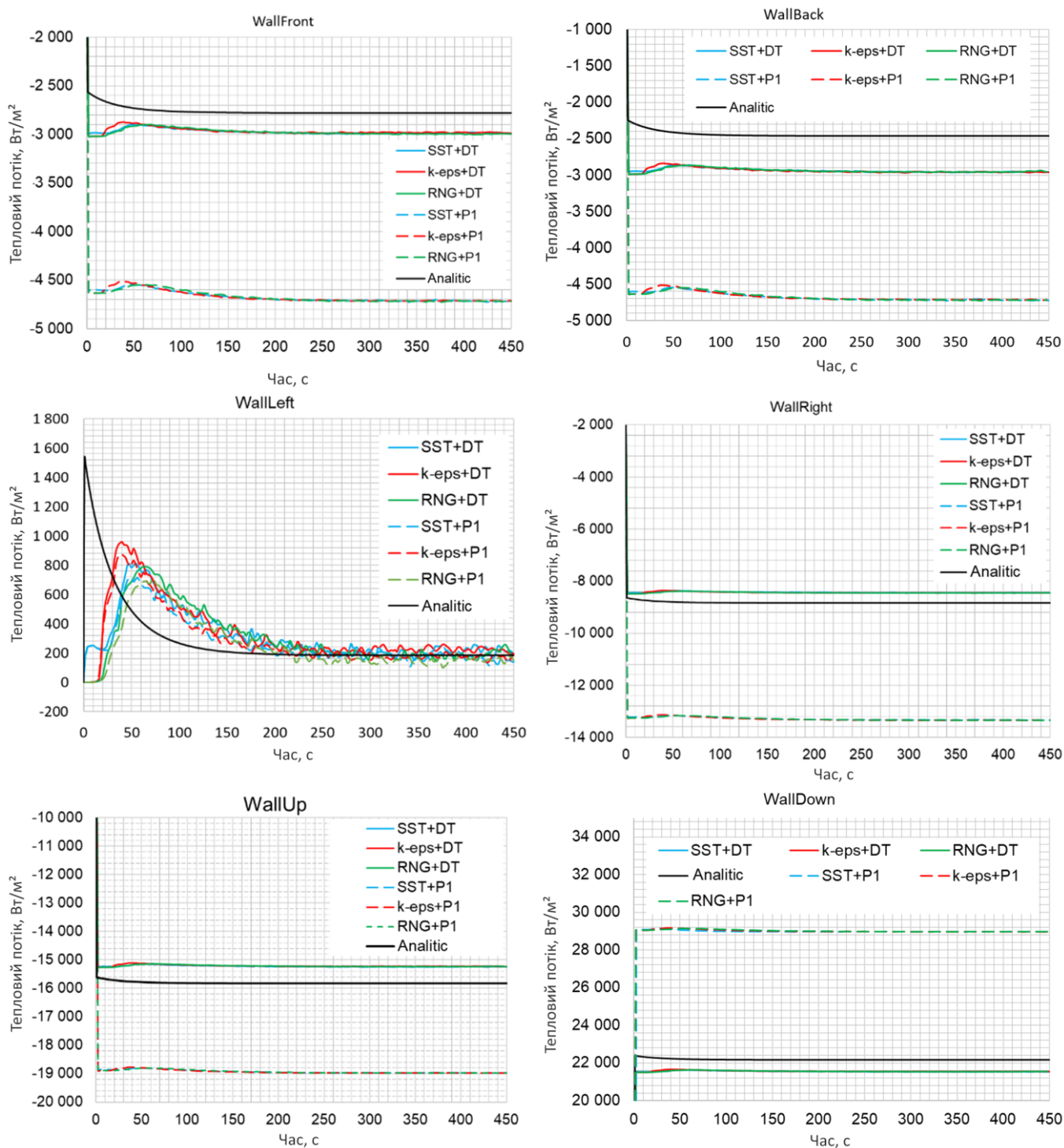


Рисунок В.13 – Усереднене значення теплового потоку випромінювання для кожної стінки

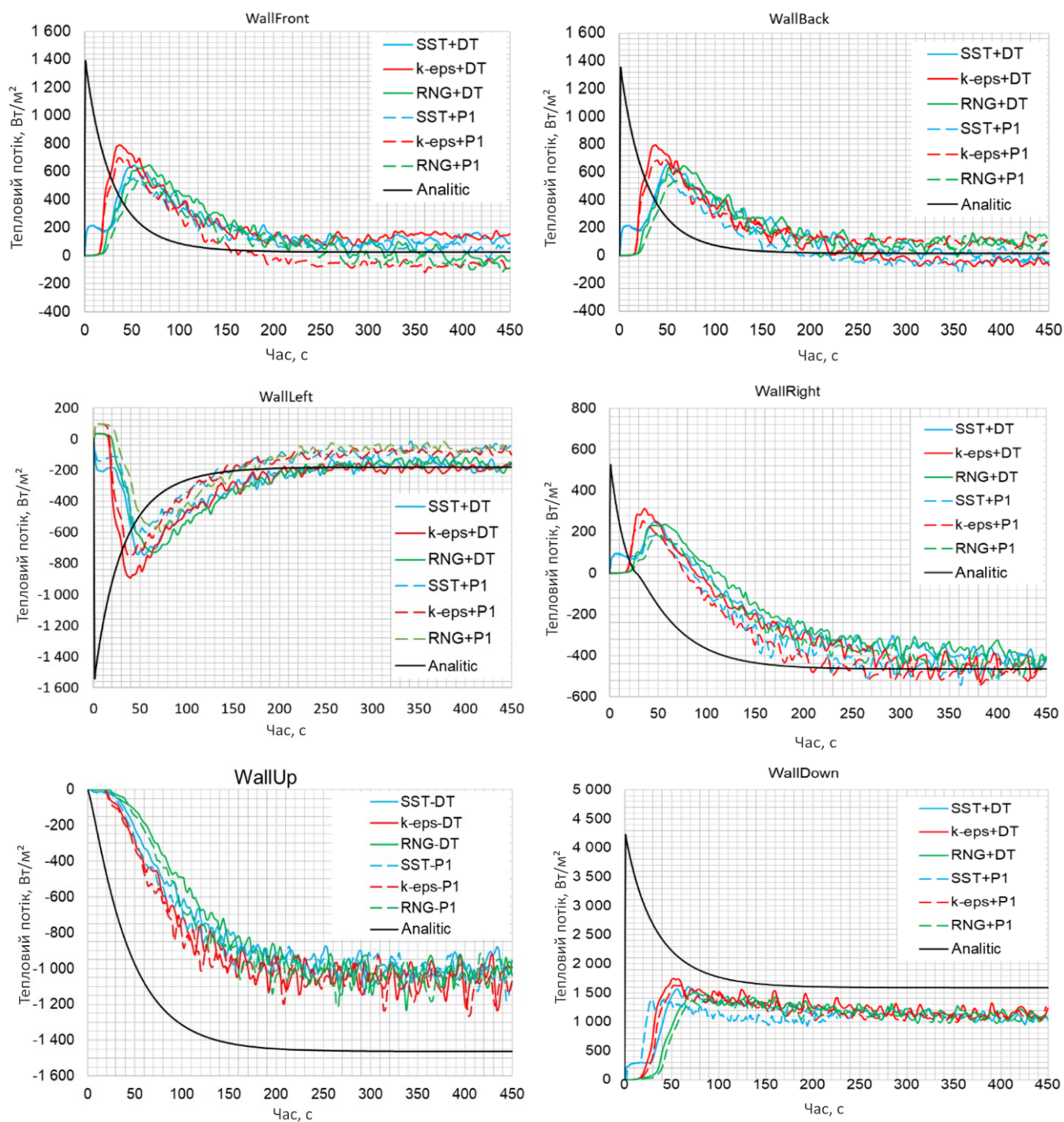


Рисунок В.14 – Усереднене значення конвективного теплового потоку для кожної стінки

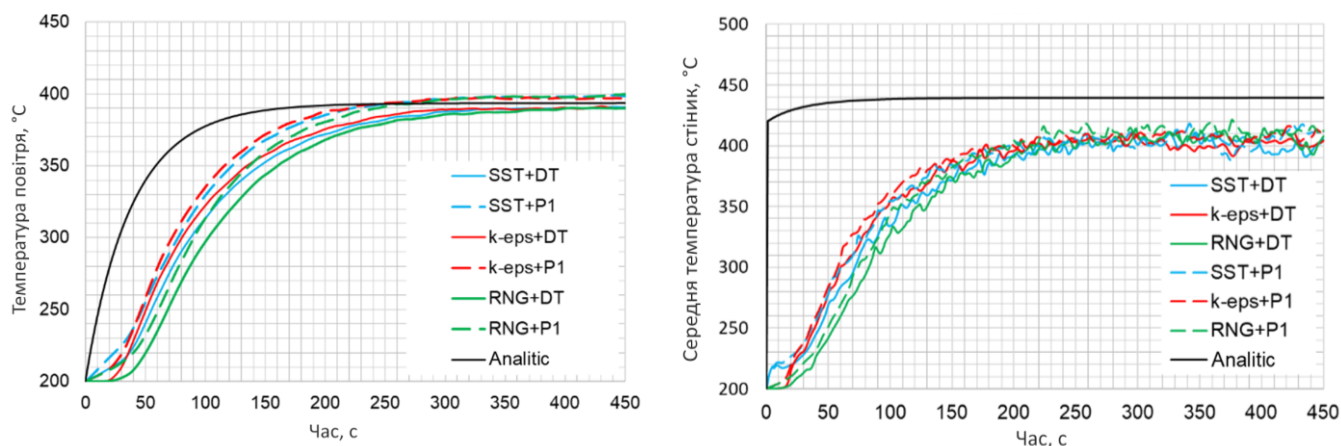


Рисунок В.15 – Усереднені температури повітря (ліворуч) і температури стінки «WallLeft»

В.3 Особливості прогнозування вимушеної конвекції

Для коректного прогнозування інтенсивності дисипації і теплообміну при вимушеній конвекції, необхідно володіти знаннями про особливості застосування розрахункового коду. З точки зору обчислювальної складності розрахунок напірних потоків значно простіший, ніж обчислення з лише підйомною силою (природна конвекція). Рух середовища зі змінними властивостями при великих температурних градієнтах (ГУ першого роду), або ж високих теплових потоках (ГУ другого роду) можуть призводити до так званих нелінійних режимів теплообміну [117]. У цих режимах, на КТВ істотний вплив здійснює неізотермічність потоку, оскільки на структуру потоку (профіль швидкості) істотний вплив мають сили плавучості і термічного прискорення. Таким чином КТВ залежить як від температури потоку, так і від температури стінки. Причому як правило, у випадку граничних умов другого роду, ця залежність неявна, і фактично температура стінки (особливо при застосуванні пристінкової функції) визначається ітеративно, що може приводити до істотних чисельних похибок у визначенні температурного градієнту між стінкою і потоком (середньомасова температура), навіть за умови збереження точності по тепловому потоку в 1%.

Для оцінки консервативних режимів вимушеної конвекції поступимо наступним чином. В елементах ВБ, реалізується вимушена конвекція в основному в

коробах СУЗ а також у повітряному колекторі. Якщо консервативно припустити, що потужність теплової втрати ВБ становить 500 кВт і відводиться лише від поверхні СУЗ, площа зовнішньої теплообмінної поверхні яких $\sim 125 \text{ м}^2$, то консервативно оцінене теплове навантаження становить $\sim 4 \text{ кВт/м}^2$. Так само припустимо, що максимальний градієнт температури між стінкою і потоком становить 310°C (температура стінки – 325°C , а потоку – 15°C). При роботі одного вентагрегата TL03 середня швидкість на вході в повітряні коробки $\sim 7.5 \text{ м/с}$, якщо три вентагрегата в роботі, то $\sim 23 \text{ м/с}$. Якщо ж, вентагрегати вимкнені, то середня швидкість на вході не перевищує $0,3 \text{ м/с}$ (виходячи з припущення, що самотяга не перевищує $20 \text{ м}^3/\text{год}$).

Еквівалентний аеродинамічний діаметр зазору між СУЗ і внутрішньою поверхнею шестигранних коробів знаходиться в межах від 16 мм (умовний зазор між корпусом електромагніту і внутрішньою поверхнею шестигранної труби) до 240 мм (відвідний повітряний короб). Для аналізу приймемо, що еквівалентний діаметр $D=10 - 250 \text{ мм}$.

Таким чином число Рейнольдса $Re=1,2 \cdot 10^3 \div 3,2 \cdot 10^5$, граничне значення числа Грасгофа $Gr < 4,2 \cdot 10^8$ (вплив вимушеної конвекції малий при робочих режимах). Максимальний температурний параметр $T_w/T_f=2,024$; параметр потоку $q/\rho_w=0,12 \div 12,3 \text{ кВт/кг}$.

Повітряне середовище, що охолоджує елементи ВБ та КР можна вважати ідеальним газом з термодинамічної точки зору. Ті теплові навантаження, які характерні для поверхонь елементів ВБ та КР такі, що можна вважати, що теплообмін здійснюється при постійних властивостях.

Для підтвердження придатності прогнозування інтенсивності теплообміну при вимушеній конвекції розглянемо три основні завдання:

- прогнозування структури потоку (профілів швидкості та температури повітря в трубі круглого поперечного перерізу з урахуванням зміни теплофізичних властивостей [118].

- прогнозування локальної тепловіддачі та температури стінки при екстремально-нелінійній зміні теплофізичних властивостей на прикладі

надкритичного флюїду [119]. Цей приклад слід розглядати як критичний тест на врахування впливу зміни теплофізичних властивостей кодом ANSYS CFX;

– зіставлення розрахункового числа Нуссельта з кореляцією для вимушеної конвекції газів в широкому діапазоні чисел Рейнольдса.

У кожному з цих завдань тестувалася модель турбулентності SST без будь-яких модифікацій. Особливу увагу приділено пристінковим функцій, які є експериментальними універсальними узагальненнями для КТВ і КГО, що істотно спрощує застосування CFD в інженерній практиці.

В.3.1 Прогнозування профілів швидкості і температури при течії повітря зі змінними теплофізичними властивостями

Дослідна ділянка представляє собою горизонтальну трубу внутрішнім діаметром $D=144$ мм і товщиною стінки $\delta=4$ мм, матеріал труби 1X18H9T. Довжина стабілізаційної ізотермічного ділянки становить 16 калібрів, а ділянки, що обігрівается 51 калібр. На вході подається гідродинамічно стабілізований потік повітря. Нагрівання електричне, місцева щільність теплового потоку визначається за вимірюванням сили струму на ділянці. Теплові втрати стенду оцінюються менш ніж 10% від загального нагріву. Вимірювання охоплюють діапазон за числами Re від $5 \cdot 10^4$ до $3 \cdot 10^5$, температурний фактор $T_c/T_{pід}=1-2$ (показник неізотермічності). Температура повітря в потоці вимірюється за допомогою хромель-алюмелевих термопар, покази яких фіксуються цифровим високоточним вольтметром LM-1604. Усереднене значення осьової швидкості вимірюється за допомогою трубки Піто-Прандтля. Середньоквадратична похибка експериментів, з урахуванням тестових вимірювань складає 2,5% для КГО і не більше 5% для КТВ.

Профілі швидкості і температури виміряні за допомогою зондових датчиків у поперечному перерізі $L/D=49,2$ калібрів від початку зони обігріву.

Розрахункова модель являє собою трубу довжиною 67 калібрів (~ 9650 мм), а також враховує тверде тіло з об'ємним енерговиділенням в межах від 16 до 67 калібрів. Загальний вигляд розрахункової моделі показаний на рисунку В.16.

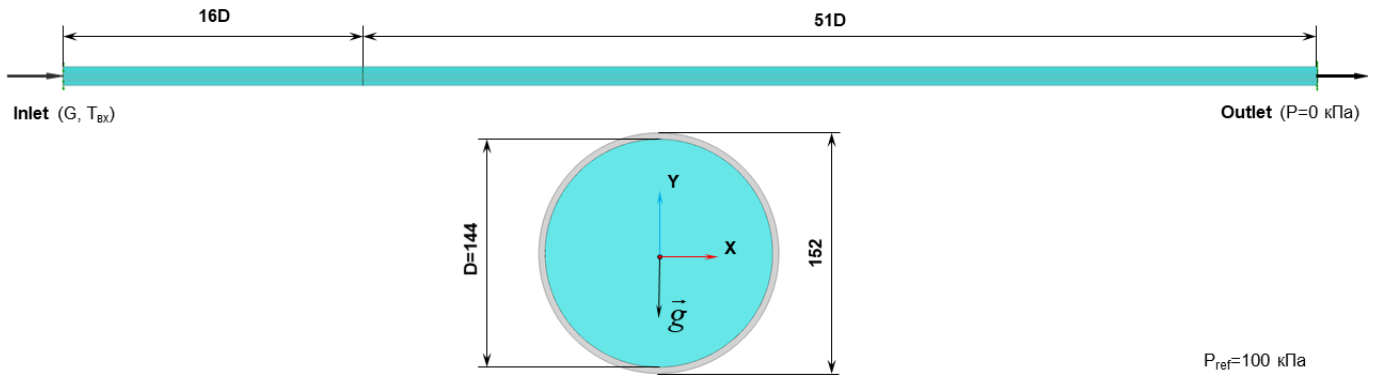


Рисунок В.16 – Загальний вигляд розрахункової моделі експериментальної ділянки

Параметри розрахункового режиму (температура, витрата і середній тепловий потік) визначалися шляхом рішення трансцендентного рівняння (В.35), яке сформульовано для відомих значень критеріїв подібності (див. опис рисунку 1 джерела [118]).

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Re}_{\text{ex}}(T_{\text{pid}}^{\text{ex}}) = \frac{4G}{\pi D \mu(T_{\text{pid}}^{\text{ex}})} = 2,52 \cdot 10^5; \\ \text{Re}_{\text{eux}}(T_{\text{pid}}^{\text{eux}}) = \frac{4G}{\pi D \mu(T_{\text{pid}}^{\text{eux}})} = 1,91 \cdot 10^5; \\ Gr_{\text{ex}}(T_{\text{pid}}^{\text{ex}}; T_c^{\text{ex}}) = \frac{g \cdot q_c^{\text{ex}} D^4}{\lambda(T_{\text{pid}}^{\text{ex}}) \cdot T_{\text{pid}}^{\text{ex}} \cdot \eta(T_{\text{pid}}^{\text{ex}})^2} = 448 \cdot 10^8; \\ Gr_{\text{eux}}(T_{\text{pid}}^{\text{eux}}; T_c^{\text{eux}}) = \frac{g \cdot q_c^{\text{eux}} D^4}{\lambda(T_{\text{pid}}^{\text{eux}}) \cdot T_{\text{pid}}^{\text{eux}} \cdot \eta(T_{\text{pid}}^{\text{eux}})^2} = 69,3 \cdot 10^8; \\ \frac{T_c^{\text{ex}}}{T_{\text{pid}}^{\text{ex}}} = 1,97; \quad \frac{T_c^{\text{eux}}}{T_{\text{pid}}^{\text{eux}}} = 1,77; \end{array} \right. \quad (\text{В.35})$$

Невідомі в цій системі: масова витрата (G , кг/с); температури газу на вході і виході відповідно ($T_{\text{pid}}^{\text{ex}}, T_{\text{pid}}^{\text{eux}}, ^\circ\text{K}$); значення теплового потоку на вході і виході відповідно ($q_{\text{pid}}^{\text{ex}}, q_{\text{pid}}^{\text{eux}}, \text{кВт/м}^2$); температура стінки на вході ($T_{\text{pid}}^{\text{ex}}, ^\circ\text{K}$).

Температура стінки на виході $T_{\text{pid}}^{\text{eux}}$ прийнята відомою згідно рисунку 1 джерела [118] ($\sim 760^\circ\text{C}$, як середня між значеннями для $\varphi=0$ і π). В системі (В.35) введені різні значення теплового потоку на стінці, оскільки зазвичай в експериментах з газовими

середовищами присутня нерівномірність теплового потоку (особливо це відноситься до високонавантажених режимів).

Теплофізичні властивості повітря розраховані на основі NIST Refprop 9.1 і апроксимовані поліномами третього порядку. Пошук рішення трансцендентної системи (В.35) здійснювався ітеративно. Таким чином, з точністю до 1,5% були отримані наступні значення для режиму: масова витрата – 0,525 кг/с; температура повітря на вході – 299,4°C; середнє значення теплового потоку – 19 кВт/м² (значно вище граничного навантаження оціненого для елементів ВБ).

Розрахунок даного режиму проводився для двох варіантів, у першому з яких, безрозмірна відстань від стінки $y^+ < 1$ (дозволяє враховувати Low-Re ефекти, не використовуються пристінкові функції). У другому варіанті $y^+ > 50$ (з використанням пристінкових функцій). Загальний вигляд розрахункової сітки в поперечному перерізі розрахункової моделі показаний на рисунку В.17. Варто зазначити, що аналіз сіткової збіжності в даному випадку не виконувався, оскільки це не носить принциповий характер – з ущільненням сітки отримаємо краще співпадіння з експериментальними даними, в той час як зменшення щільності дискретизації призведе до погіршення результатів. Таким чином наведені результати являються одною з оцінок режиму, яка дозволяє судити про застосовність ANSYS CFX для розрахунку вимушеної конвекції.

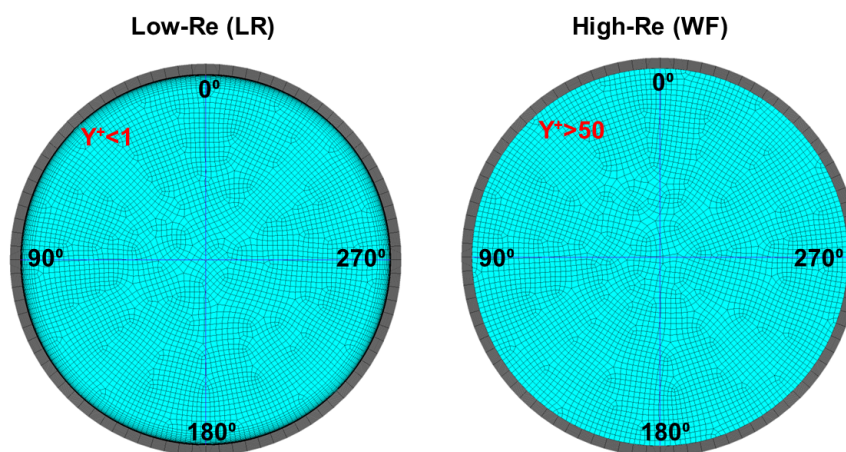


Рисунок В.17 – Загальний вигляд розрахункової сітки в поперечному перерізі

Об’ємна інтенсивність енерговиділення в металі обчислювалася згідно (В.36) у припущенні, що величина постійна:

$$q_v = \frac{4 \cdot \overline{q_c} D}{(D + 2\delta)^2 - D^2} \quad (\text{B.36})$$

Результати зіставлення експериментальних і розрахункових значень аксіального розподілу температури представлені на рисунку В.18.

В цілому спостерігається якісне погодження між експериментальним і розрахунковим профілем швидкості. Кількісні відмінності більш суттєві при застосуванні пристінкової функції в області ближче до виходу ($L/D > 25$), в той час як при $Y^+ < 1$ найгірше погодження з експериментом спостерігається на початку зони обігріву ($L/D < 25$). Такі результати являються очікуваними, оскільки при розрахунку задавався рівномірний профіль швидкості на вході, а 16 калібрів не достатньо для встановлення стабілізованого профілю (стабілізація настає після 25-50 калібрів).

«Проекція» температури потоку у разі застосування пристінкових функцій (WF) у меншій мірі залежить від самого профілю швидкості і температури, а більше визначається значенням у примикаючому до стінки вузлі і «якістю» неявного алгоритму обчислення пристінкового теплового потоку/температури стінки. Оскільки, для теплообміну при змінних теплофізичних властивостях справедлива оцінка $\delta q / q_c = (1 - n) \cdot \delta[\Delta T] / \Delta T$, де коефіцієнт $0 < n < 1$, характеризує нелінійність теплообміну ($n=1$ – теплообмін при постійних властивості). Тоді, в області високих градієнтів температури ΔT (різниця між потоком і стінкою), відносно хороша точність за тепловим потоком δq , яка для CFD вважається прийнятною на рівні 1-5% залежно від завдання, може призводити до значно більшого значення похибки розрахунку градієнта температури $\delta[\Delta T]$, яка може сягати і 30%. Цим і пояснюється таке відхилення аксіального профілю температури при застосуванні пристінкової функції. У випадку врахування Low-Re ефектів (без пристінкових функцій), аксіальний профіль також залежить і від радіального профілю, який визначається безпосереднім обчислення вихрової в'язкості біля стінки, іншими словами «якістю» моделі турбулентності.

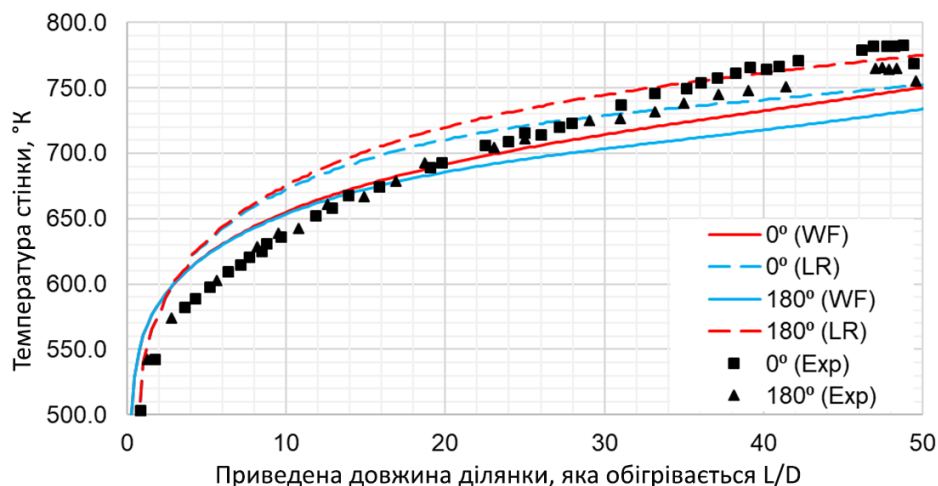


Рисунок В.18 – Аксіальний розподіл температурного поля стінки нижньої і верхньої утворюючої

На рисунку В.19 представлені результати зіставлення розрахованих і експериментальних профілів швидкості. Експериментальний профіль швидкості показаний для різних чисел Re і температурного фактору. По-перше видно, що ближче до осі труби $\frac{R}{R_0} \rightarrow 0$, а також до стінки $\frac{R}{R_0} \rightarrow 1$, експериментальні і розрахункові дані практично збігаються. Особливу увагу слід приділити пристінній області, оскільки саме вона визначає інтенсивність теплообміну та дисипації. Видно, що застосування пристінкових функцій в принципі коректно відтворює нахил профілю швидкості, а значить і КГО, що в інженерній практиці часто буває достатньо у випадку Low- Re . Тому розрахункові результати задовільно узгоджуються з експериментальними даними. В зоні далекого сліду (верхня частина пограничного шару) $y^+ > 1000$ неузгодженість профілю швидкості з експериментом може пояснюватися різними факторами (модель турбулентності, підйомна сила) включаючи дискретизацію і схему адвекції. В даному випадку це мало впливає на кінцевий результат (якість прогнозування всього профілю в більшій мірі впливає на результати задач, наприклад, неізотермічного змішування). По-друге, для різних чисел Re і температурного фактору, експериментальні безрозмірні профілі швидкості близькі один до одного, що дозволяє обмежитися розглядом одного розрахункового варіанту (не тільки з причини відсутності даних про режими).

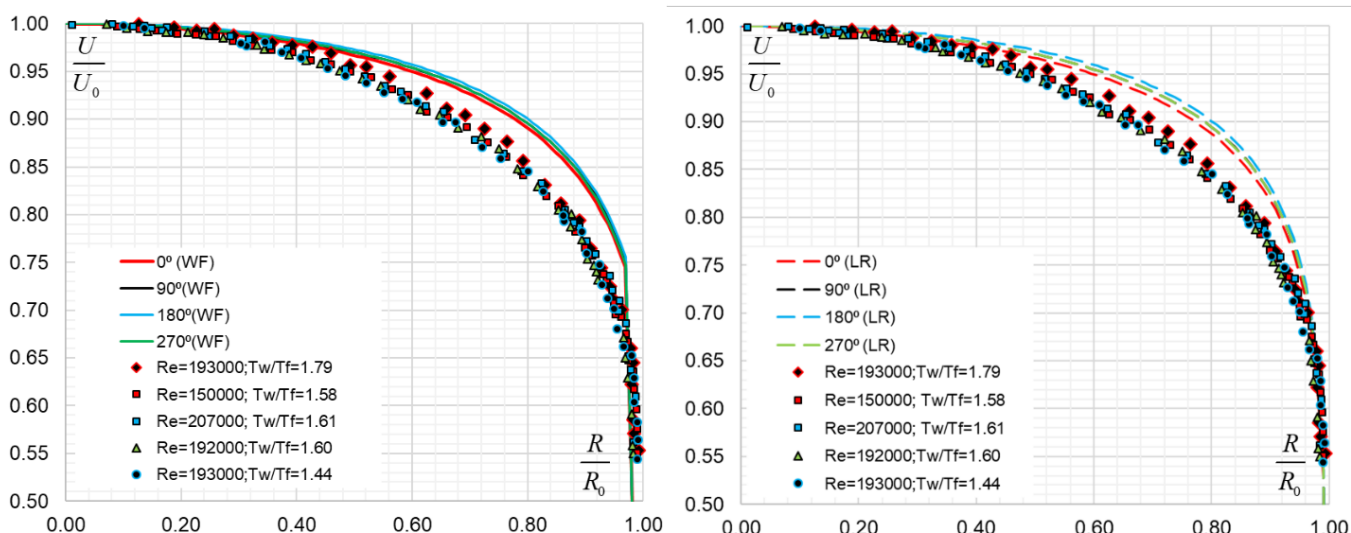


Рисунок В.19 – Співставлення розрахованих і наведених експериментальних

профілів швидкості для перетину $L/D=49,2$ ($Re=1,93 \cdot 10^5$, $\frac{T_c}{T_{жс}} \approx 1,79$)

Незважаючи на розбіжності в прогнозуванні профілю швидкості (фактично КГО), результати прогнозування профілю температури мають меншу розбіжність з експериментальними, рисунок В.20). Аналогічно профілю швидкості, найкраще погодження спостерігається на осі і біля стінки, що дозволяє судити про еквівалентність розрахункового значення КТВ, як із застосуванням пристінкових функцій, так і без них.

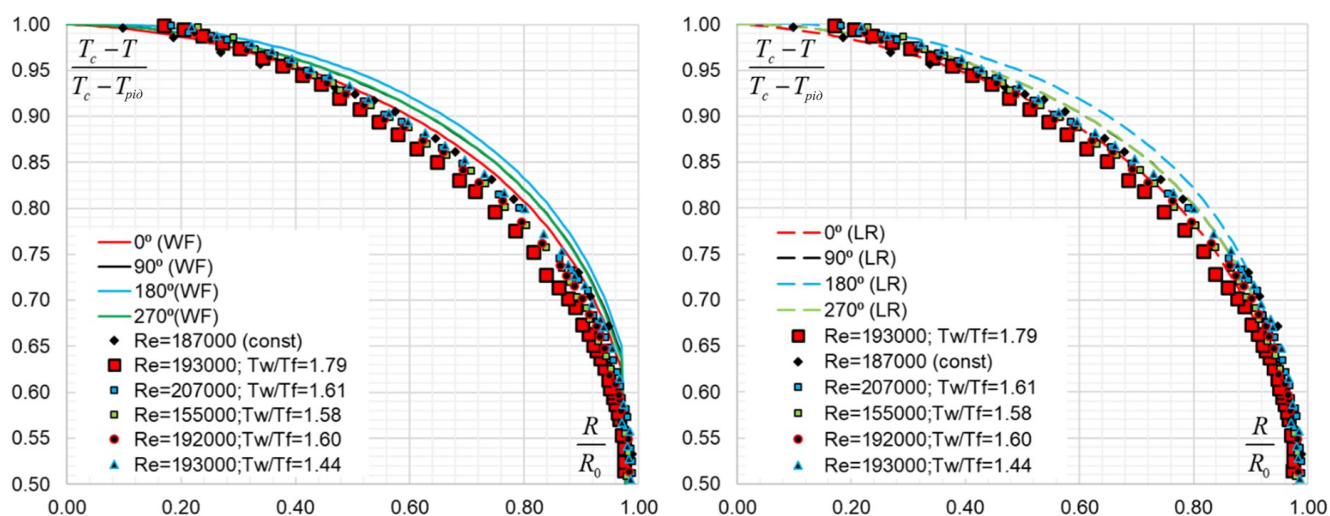


Рисунок В.20 – Співставлення розрахованих і наведених експериментальних

профілів температури для перетину $L/D=49,2$ ($Re=1,93 \cdot 10^5$, $\frac{T_c}{T_{pid}} \approx 1,79$)

Таким чином, отримані результати свідчать про те, що розрахунковий код ANSYS CFX задовільно прогнозує структуру потоку для цілей оцінки КТВ при вимушеній конвекції у випадку зміни теплофізичних властивостей потоку. Також слід зазначити, що при більш низьких теплових навантаженнях (для елементів ВБ ця величина не перевищує 4 кВт/м^2), очікувана похибка при застосуванні пристінкових функцій буде менше.

В.3.2 Прогнозування локальної тепловіддачі при вимушеній конвекції з урахуванням екстремально-нелінійної зміни теплофізичних властивостей. Межі застосування пристінкових функцій

Одним з найбільш складних і показових завдань для тестування CFD кодів є завдання теплообміну при надкритичних параметрах з урахуванням точки псевдофазового переходу (T_m , максимум ізобарної теплоємності). Особливість такого завдання полягає в тому, що до точки T_m рідина має властивості подібні рідині, а за точкою T_m – подібні газу. При цьому близько точки псевдофазового переходу теплофізичні властивості істотно нелінійні від температури потоку (див. рисунок В.21). Слід зазначити, що умови даного завдання істотно відрізняються від стану середовища в елементах ВБ. Тим не менш даний тест є показовим в контексті нелінійного теплообміну, який може реалізовуватися у випадку зміни теплофізичних властивостей, особливо в газах.

В якості тестового прикладу розглянемо класичне для тестування CFD кодів завдання прогнозування теплообміну при вимушеній конвекції для надкритичного середовища (вода) – трубку Кирилова [119]. Тестовий приклад являє собою вертикальну трубку внутрішнім діаметром 10 мм і довжиною 4000 мм, в якій вгору/вниз рухається надкритичний флюїд з робочим тиском більше 22,2 МПа. В якості тестового режиму вибрано висхідний рух середовища при тиску 24,0 МПа, з температурою на вході 352°C і масовою швидкістю $1500 \text{ кг/(м}^2\cdot\text{с)}$. Середнє значення теплового потоку на стінці 884 кВт/м^2 .

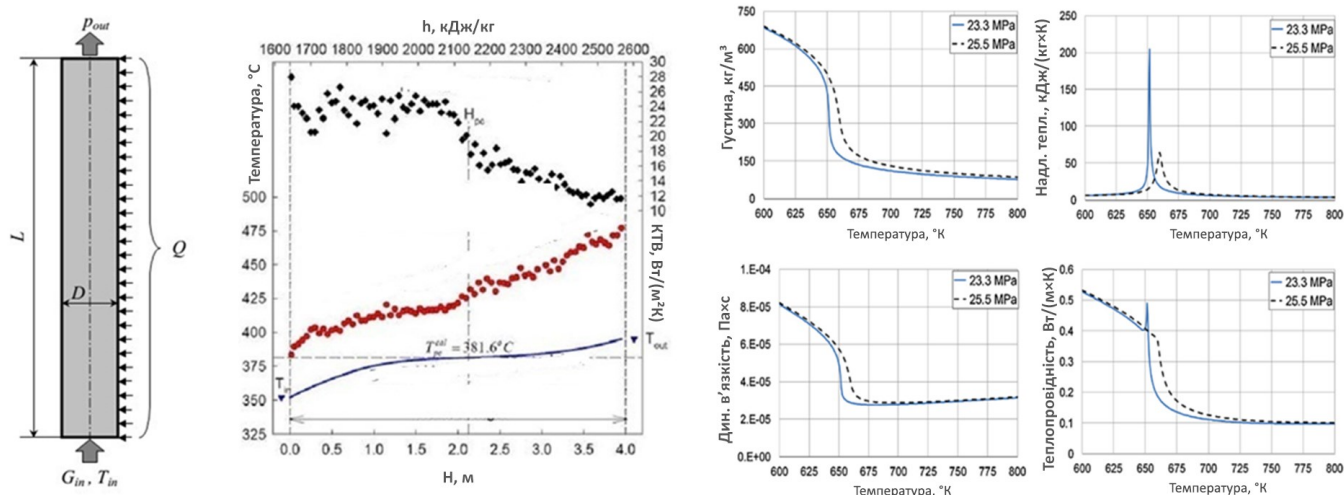


Рисунок В.21 – Тестове завдання і зміна теплофізичних властивостей надкритичної області

Аналогічно попередньому прикладу, тестується модель турбулентності SST для двох варіантів: з урахуванням пристінкової функції (WF, $Y^+ > 50$) і з урахуванням низкорейнольдсовських ефектів (Low-Re, $Y^+ < 1$). Для оцінки коефіцієнта тепловіддачі використовувалася опорна температура потоку – середньобалансова (усереднення в поперечному перерізі), а температура стінки – усереднювалася за периметром.

Результати розрахунку аксіального розподілу температури стінки і КТВ показані на рисунку В.22.

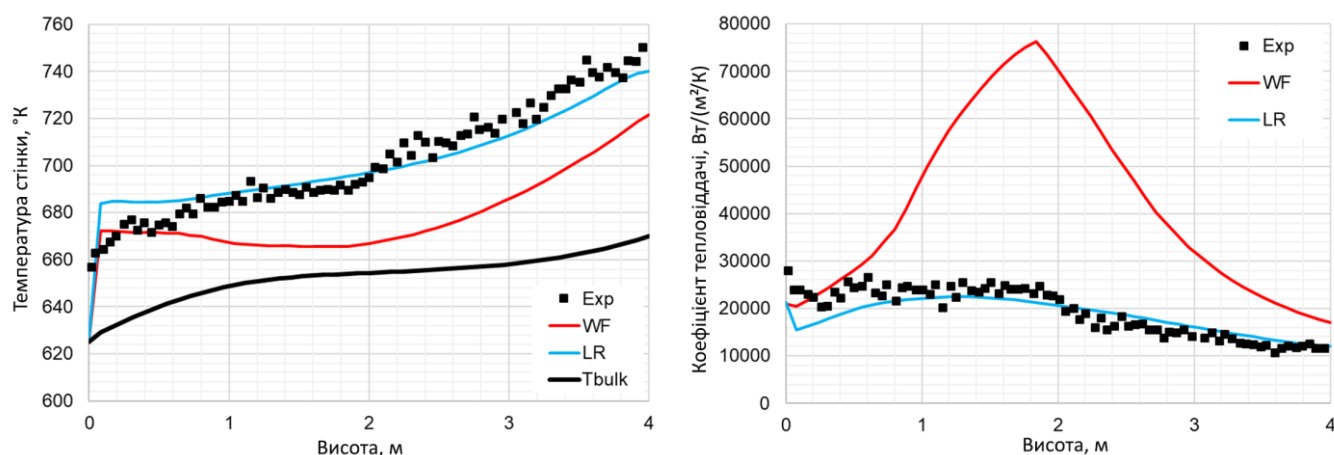


Рисунок В.22 – Аксіальний розподіл температури і КТВ за висотою труби

Вибраний режим показовий з точки зору застосування пристінкових функцій. Сам по собі режим теплообміну квазі-лінійний (лінійний розподіл температури

стілки), але при цьому як в радіальному, так і в аксіальному напрямку істотна зміна теплофізичних властивостей (наприклад відношення локальної теплоємності до середньої величини в радіальному напрямку може досягати значень близьких до 10). Для таких випадків класичні пристінкові функції типу Кармана/Кадера не розроблялися і отже з застосування може давати істотну похибку. У наведеному прикладі похибка оцінки градієнта температури $\delta[\Delta T]$ для деяких точок більше 60%.

Застосування ж моделі турбулентності SST при $Y^+ < 1$ призводить до того, що одержувані результати в межах 10% узгоджуються з експериментальними точками.

Таким чином, в цілому код ANSYS CFX задовільно прогнозує локальні характеристики вимушеної конвекції зі застосуванням SST моделі турбулентності у випадку високих теплових навантажень і нелінійної зміни теплофізичних властивостей середовища.

Слід зазначити, що за тепловим навантаженням представлене завдання носить виключно демонстративний характер можливостей ANSYS CFX. З точки зору режимних параметрів, то вони істотно відрізняються від умов ВБ.

В.3.3 Зіставлення розрахункового числа Нуссельта з кореляцією для вимушеної конвекції газів в широкому діапазоні чисел Рейнольдса

У даному прикладі розглядається зіставлення середніх значень КТВ і КГО розрахованих за допомогою ANSYS CFX, а також оцінених на основі експериментальних узагальнень за залежністю Петухова (В.37) [107]:

$$\begin{cases} \overline{Nu} = \left(1 + 1.2 \frac{D}{L^*}\right)^{\frac{\xi}{8}} \frac{Re \cdot Pr}{1 + \frac{900}{Re} + 12.7 \sqrt{\frac{\xi}{8}} (Pr^{2/3} - 1)} \left(\frac{T_c}{T_{pid}}\right)^{-0.5} \\ \xi = \left[1.82 \lg\left(\frac{Re}{8}\right)\right]^{-2} \end{cases} \quad (B.37)$$

де L^* – довжина від входу, яка відповідає середньому значенню температури потоку, в аксіальному розподілі.

Розрахункова геометрія представлена у вигляді труби висотою 1 м. Діаметр труби – змінна величина, яка знаходиться в межах 10 - 250 мм. Швидкості на вході в трубу обрані: 0,25, 1, 5, 10, 15, 20, 25 м/с, що покриває практично всі величини, які характерні для режимів роботи ВБ (1 - 3 вентагрегати, а також короткострокове відключення всіх агрегатів). Для розрахунків вибрано режим, з максимально можливим для ВБ градієнтом в 305°C (максимальна температура – 320°C, мінімальна – 15°C). Таким чином, температура стінки прийнята рівною 320°C, а повітря на вході – 15°C. Згідно з прийнятим значенням варіативних величин, число Re знаходиться в межах від $\sim 10^3$ до $\sim 4,2 \cdot 10^5$. Нижні значення числа Re (ламінальний, перехідна область) характерні для режимів з короткочасним відключенням вентагрегатів.

Розрахунки проводились із застосуванням SST моделі турбулентності з і без застосування пристінкових функцій. Всього було проаналізовано 84 різні варіанти діаметрів і швидкості. Результати представлені на рисунку В.23, на яких нанесені $\pm 20\%$ межі відхилення між розрахунковими значеннями отриманими з допомогою ANSYS CFX і кореляції.

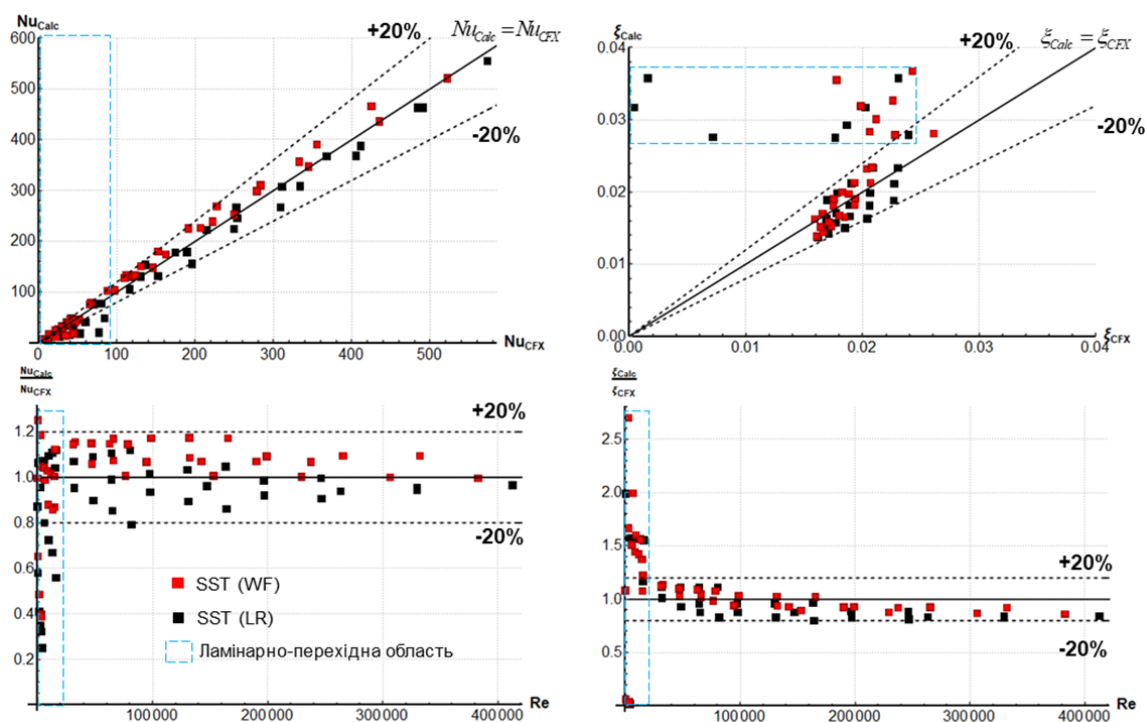


Рисунок В.23 – Зіставлення середніх значень чисел Nu коефіцієнта гідравлічного тертя розрахункових в ANSYS CFX і кореляції

Отримані результати показові з точки зору застосування ANSYS CFX для вимушеної конвекції. По-перше, для режимів розвиненої турбулентності, в випадку «лінійних» режимів теплообміну, прогнозовані середні значення інтенсивності теплообміну і дисипації в межах не більше 20 % відхилення узгоджуються з існуючими емпіричними кореляціями (що в загальному не гірше в порівнянні з простими оціночними методами). По-друге, застосування пристінкових функцій, в тій області режимних параметрів в якій вони були отримані/відкалібровані з інженерної точки зору цілком виправдані.

Отримані результати для ламінарної та перехідної області не показові, оскільки ні кореляція, що застосовувалася, ні модель турбулентності (не активовані спеціалізовані налаштування) не призначені для використання в цій області.

ДОДАТОК Г. ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ РОЗРОБЛЕНИХ ПІДХОДІВ ТА
РЕЗУЛЬТАТІВ ДОСЛІДЖЕНЬ

ЗАТВЕРДЖУЮ

Проректор з навчальної роботи
Національного технічного університету
України «Київський політехнічний інститут
імені Ігоря Сікорського»



Анатолій МЕДВЕДЬЧЕНКО

"29" 04 2024 р.

АКТ

**Про використання в навчальному процесі на кафедрі атомної енергетики
Навчально-наукового інституту атомної і теплової енергетики Національного
технічного університету України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря
Сікорського» результатів дисертаційної роботи Онищука Юрія Анатолійовича
«Вдосконалення методики розрахунків реакторної установки ВВЕР-1000 шляхом
спряження розрахункових засобів».**

Комісія у складі заступника директора НН ІАТЕ КПІ ім. Ігоря Сікорського к.т.н., доц. Шевеля Є.В. (голова комісії), завідувача кафедри атомної енергетики д.т.н., проф. Туза В.О. та викладачів кафедри атомної енергетики к.т.н., доц. Коньшина В.І. і к.т.н., доцента Бібіка Т.В. розглянула використання матеріалів дисертаційної роботи Онищука Ю.А. при підготовці студентів другого освітнього рівня за спеціальністю 143 «Атомна енергетика».

Комісія прийшла до висновку, що матеріали дисертаційної роботи Онищука Ю.А. входять до складу:

– дисципліни «Аварійні режими та безпека атомних станцій» – лекційне та практичне заняття на тему «Аналіз проектних аварій», а також практичні заняття на тему «Проектні аварії».


Голова комісії

 /к.т.н., доц. Шевель Є.В./

Члени комісії:

 /д.т.н., проф. Туз В.О./

 /к.т.н., доц. Коньшин В.І./

 /к.т.н., доц. Бібік Т.В./

ДОДАТОК Д. СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Публікації, в яких опубліковані основні наукові та практичні результати дисертації:

1) Онищук Ю.А. Проблематика моделювання внутрішньокорпусної фази важкої аварії / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія». №3. 2021. С. 111–121.

URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2021.251279>

2) Онищук Ю.А. Модуль спряження RELAP5-CFX: тестування на простих теплогідравлічних моделях / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія». №3. 2022. С. 98–106.

URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2022.272087>

3) Онищук Ю.А. Моделювання перехідного процесу на РУ ВВЕР-1000 зі застосуванням спряженого підходу / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Науковий журнал «Енергетика: економіка, технології, екологія». №2. 2024. С. 81–87.

URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2024.303099>

Публікації які засвідчують апробацію матеріалів дисертації:

4) Онищук Ю.А. Моделювання процесу деградації корпусу реактору при важкій аварії на АЕС / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Сучасні проблеми наукового забезпечення енергетики. У 2-х т. : Матеріали XIX Міжнар. наук.-практ. конф. молод. вчених і студ., м. Київ, 20–23 квіт. 2021 р. – Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, Вид-во «Політехніка», 2021. – Т. 1. – 334 с.

URL: <https://aesitf.kpi.ua/wp-content/uploads/2021/11/2021-tom1-tezy.pdf>

5) Онищук Ю.А. Розробка модулю спряження RELAP5/MOD 3.2-CFX для застосування на РУ ВВЕР-1000 / Онищук Ю.А., Клевцов С. В. // Сучасні проблеми наукового забезпечення енергетики. У 2-х т. : Матеріали XX Міжнар. наук.-практ. конф. молод. вчених і студ. (присвячена 125-річчю КПІ ім. Ігоря Сікорського та 90-річчю НН ІАТЕ (ТЕФ)), м. Київ, 25–28 квіт. 2023 р. – Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, Вид-во «Політехніка», 2023. – Т. 1. – 256 с.

URL: https://iate.kpi.ua/uploads/p_21_89484232.pdf