Д. І. ХВАЛІН

ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ТА ЕФЕКТИВНОСТІ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТУРБОГЕНЕРАТОРІВ ЕЛЕКТРИЧНИХ СТАНЦІЙ

Національна академія наук України
Інститут проблем безпеки атомних електростанцій

Д. І. Хвалін

ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ТА ЕФЕКТИВНОСТІ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТУРБОГЕНЕРАТОРІВ ЕЛЕКТРИЧНИХ СТАНЦІЙ

Монографія

2021

УДК 621.313.322
ББК 31.261.621

Рецензенти:
А. В. Носовський, чл.-кор. НАН України, д.т.н., проф.,
Інститут проблем безпеки атомних електростанцій НАН України
Н. М. Фіалко, чл.-кор. НАН України, д.т.н., проф.,
Інститут технічної теплофізики НАН України

Рекомендовано до друку вченою радою
Інституту проблем безпеки атомних електростанцій НАН України
(протокол від 01 квітня 2021 р. № 6)

Хвалін Д. І.
Підвищення надійності та ефективності експлуатації турбогенераторів електричних станцій: монографія / Д. І. Хвалін. Boston,USA, 2021. 152 с.
ISBN 978-1-63848-654-1
DOI: 10.46299/978-1-63848-654-1

Проведено аналіз існуючих методів і засобів зниження нагріву кінцевої частини осердя статора потужних турбогенераторів з газовим охолодженням. Виявлені основні недоліки цих методів і засобів. Проаналізовано різні конструктивні фактори, які впливають на розподіл магнітного поля та температури у кінцевій зоні потужної електричної машини. На основі комплексного дослідження електромагнітних і теплових процесів за допомогою математичного й фізичного моделювання розроблено та науково обґрунтовано нове конструктивне рішення осердя статора електричної машини змінного струму, що дозволяє знизити максимальну температуру та зменшити радіальну нерівномірність нагріву крайніх пакетів осердя.

Для студентів, аспірантів, інженерів і наукових співробітників відповідних спеціальностей.

УДК 621.313.322

ISBN 978-1-63848-654-1

Д. І. Хвалін, 2021

АНОТАЦІЯ

Хвалін Д.І. Підвищення надійності та ефективності експлуатації турбогенераторів електричних станцій. – Монографія.

У книзі вирішено актуальне наукове завдання щодо розробки і наукового обґрунтування методу внутрішнього екранування крайніх пакетів осердя статора для підвищення надійності та навантажувальної здатності потужних турбогенераторів шляхом зниження величини осьового магнітного потоку та максимальної концентрації вихрових струмів у крайніх пакетах осердя.

На основі комплексного дослідження електромагнітних і теплових процесів шляхом математичного та фізичного моделювання доведена ефективність розробленого конструктивного рішення торцевої зони осердя статора. Для підвищення достовірності отриманих результатів застосовувався принцип відповідності моделей та реального об’єкта однаковому генератору, а саме серійному турбогенератору типу ТГВ-500.

Показано переваги побудови математичних моделей у програмному середовищі COMSOL Multiphysics. Найсуттєвішою перевагою є можливість вирішувати мультифізичні задачі, що дозволяє створювати комплексні (взаємопов’язані) моделі. Також важливою перевагою є простота інтерфейсу у коефіцієнтній формі, що надає можливість виконувати моделювання фізичних процесів не зосереджуючись безпосередньо на самому розв’язані диференціальних рівнянь, а приділяючи увагу варіаційним розрахункам (експериментам) для вирішення поставлених завдань.

Оскільки для формування змістовних і достатньо докладних висновків щодо параметрів і характеристик об’єкта необхідне проведення значної кількості таких розрахунків, а також з причини складності конструкції кінцевої зони потужних генераторів та дуже великої обчислювальної трудомісткості тривимірних моделей, які навіть за умов використання сучасної комп’ютерної техніки пов’язані з низкою спрощуючих факторів, такі моделі не знайшли широкого застосування. Тому використано підхід для аналізу теплових процесів у торцевій

зоні осердя статора турбогенератора послідовного логічного переходу від простої моделі електромагнітного поля в активній частині машини до більше складних моделей кінцевої зони з використанням попередніх результатів у наступних, що дозволяє отримати рішення для визначення розподілу температури в складних областях. Використання спеціалізованого програмного пакета дозволило розробити достатньо гнучку математичну модель в плані модифікації окремих її складових, що надає можливість сконцентруватися на досягненні поставленої мети, а не вирішувати утилітарні задачі.

Автором представлено алгоритм, детальний математичний опис і розв’язок квазітривимірної задачі визначення розподілу електромагнітного поля та температури у торцевій зоні осердя статора потужного турбогенератора у разі застосування чисельного методу. Математична модель відрізняється від тих, що використовуються та відомі на сьогодні, більше повним урахуванням фізико-технічних факторів і достовірністю результатів розрахунку за умов простоти програмної реалізації. Зокрема, розроблено методику розрахунку електромагнітного поля кінцевої частини турбогенератора, яка дозволяє описати струми лобової частини обмотки статора з урахуванням геометричної форми лобових з’єднань і, що найсуттєвіше, режиму роботи турбогенератора.

Вперше проаналізовано праці сучасних вчених, які розроблюють квазітривимірні математичні моделі. Послідовними логічними розмірковуваннями показано, що складність проблеми розрахунку торцевої зони потужних турбогенераторів змушує застосовувати низку припущень під час постановки задачі, придатних в одних випадках і непридатних в інших, у результаті чого одержані рішення часто надто наближено описують закономірності розподілу електромагнітного поля.

Вперше обґрунтовано переріз математичної моделі активної частини генератора, за допомогою якого під час моделювання здійснюється логічний перехід до моделі кінцевої зони, а також показано переваги та недоліки існуючих перерізів подібних моделей.

Показано універсальність і самостійність побудованої математичної моделі, за допомогою якої можна проводити електромагнітні та теплові розрахунки й, відповідно, досліджувати будь-які режими навантаження машини. Були виконані розрахункові дослідження розподілу електромагнітного поля та температури в елементах конструкції торцевої зони статора турбогенератора у режимах навантаження при різних коефіцієнтах потужності, зокрема, у режимі споживання реактивної потужності.

Запропоновано нове конструктивне рішення торцевої зони осердя статора електричної машини змінного струму на основі застосування внутрішнього екранування крайніх пакетів осердя статора, яке спрямоване на підвищення ефективності екрана з високою технологічністю під час його виготовлення та, в результаті, підвищення безпеки, надійності, навантажувальної здатності й ефективності роботи потужних машин, зокрема турбогенераторів енергоблоків атомних електростанцій, а також розширення їхніх функціональних можливостей.

За допомогою теоретичних досліджень на розробленій математичній моделі показано, що у разі виконання крайнього пакета осердя статора відповідно до запропонованої конструкції, максимальна температура крайнього пакета під час роботи турбогенератора зі споживанням реактивної потужності може залишатися на рівні максимальної температури пакета за умов експлуатації машини у номінальному режимі роботи. Це дозволяє відмовитися від виконання поздовжніх розрізів у зубцях крайніх пакетів і зменшити розмір глибокого скосу зубців крайніх пакетів і, завдяки цьому, підвищити механічну жорсткість осердя статора, збільшити коефіцієнт магнітного зв’язку між обмотками, покращити технологію виготовлення та складання, знизити трудовитрати.

Вперше чисельним методом на основі комплексного розрахунку електромагнітних і теплових процесів досліджена ефективність низки конструктивних варіантів виконання кінцевої зони турбогенератора, які широко застосовуються на діючих машинах і спрямовані на зниження нагріву крайніх пакетів осердя статора. Згідно з критерієм зменшення максимальної та середньої температури у

елементах конструкції проведено порівняльний аналіз ефективності цих варіантів із ефективністю запропонованого конструктивного рішення осердя статора.

Проведено комплекс експериментальних досліджень на масштабній фізичній моделі щодо ефективності екранів зубцево-пазової конфігурації. На основі залежності аксіальної складової магнітної індукції від конструктивних параметрів систем екранування зубцево-пазовими сегментами й їхнього місця розташування в осерді статора показано, що такі екрани захищають не лише ярмо осердя статора, але й найбільше нагріту зону крайніх пакетів осердя статора турбогенератора – зубці. Обґрунтовано ідею структурного екранування, досліджено оптимальну конструкцію екрана та його місце розташування у масиві крайнього пакета.

Результати досліджень щодо ефективності екранів осердя статора за допомогою масштабної фізичної моделі дозволили уточнити розроблену математичну модель торцевої зони турбогенератора й одержати базу даних, необхідну для чисельного розрахунку електромагнітного поля та розподілу температури під час внутрішнього екранування крайніх пакетів осердя статора.

На основі виконаних теоретично-експериментальних досліджень розроблено рекомендації щодо застосування методу внутрішнього екранування осердя статора, за допомогою яких можна зменшувати величину осьового магнітного потоку та нерівномірність розподілу вихрових струмів у радіальному напрямку в крайніх пакетах осердя статора потужного генератора і, як наслідок, величину їхнього нагріву.

З метою підвищення достовірності експериментальних даних, отриманих за допомогою масштабної фізичної моделі, а також тестування побудованої математичної моделі, за допомогою останньої, «налагодженої» на фізичну модель, було проведено чисельні експериментальні дослідження щодо ефективності екранів зубцево-пазової конфігурації. Незначна відмінність значень магнітної індукції, отриманих шляхом математичного моделювання, від експериментальних даних дозволяє зробити висновок щодо достовірності результатів. На додаток, було проведено тепловий розрахунок для номінального режиму роботи

турбогенератора за допомогою побудованої математичної моделі та порівняння цих результатів з експериментальними даними, отриманими на реальному генераторі аналогічного типу та потужності. Розбіжності розрахункових і експериментальних значень не перевищили 7 %. Усі дані, отримані як шляхом моделювання, так і натурного експерименту, відповідають одному й тому ж турбогенератору, що у сукупності робить достовірними результати математичного моделювання, які неможливо отримати на реальному об’єкті з різних причин об’єктивного та суб’єктивного характеру.

ABSTRACT

Khvalin D.I. Increase of the reliability and operation efficiency of turbogenerators power plants. – Monograph.

In the book a crucial scientific problem is solved – the development and scientific substantiation of the method for a stator core end packets internal shielding for improvement of the reliability and loading capacity of powerful turbogenerators by reducing the axial magnetic flux magnitude and maximum concentration of eddy currents in a core end packets.

Based on the complex research of the electromagnetic and heating processes using mathematical and physical simulation, the efficiency of developed constructive solution of a stator core end zone is proved. To increase the accuracy of obtained results a correspondence principle of models and real object to the same generator, namely the serial turbogenerator type TGV-500, is applied.

The advantages of the mathematical models construction in the software COMSOL Multiphysics are shown. The most significant advantage is the ability to solve multiphysical problems that allows creating the complex (interrelated) models. Also an important advantage is the simplicity of interface in a coefficient form, that enables to simulate physical processes without focusing directly on the solution of differential equations, while paying attention to variation calculations (experiments) for solving set tasks.

Three-dimensional models have not found wide application due to the complexity of the end zone design of powerful generators as well as significant computational efforts which even with the use of modern computer technology needs a series of simplifications, and also since the formation of informative and sufficiently detailed conclusions concerning parameters and characteristics of the object requires a large number of variation calculations. Therefore an approach for the analysis of heat processes in a stator core end zone of turbogenerator is used with the help of a consecutive logic transition from a simple model of electromagnetic field in machine active part to more difficult models of end zone using the previous results in the next that allows obtaining

a solution for determination of temperature distribution in difficult areas. The use of specialized software allowed elaborating sufficiently flexible mathematical model in terms of modification of its individual components that allows us to concentrate on achievement of set goal, rather than solving utilitarian problems.

The algorithm, detailed mathematical description and solution of a quasi-three-dimensional task for determination of electromagnetic field and temperature distribution in a stator core end zone of a powerful turbogenerator using a numerical method were presented by the author. A mathematical model differs from those used and known today, by more complete account of the physical and technical factors and the accuracy of calculation results in conditions of a simplicity of software realization. In particular, a method for calculating end zone turbogenerator electromagnetic field is developed, which allows description of the currents for stator winding frontal part considering geometric shape of frontal connections and, most importantly, the load condition of a turbogenerator.

For the first time works of modern scientists who develop quasi-three-dimensional models are analyzed. By means of consecutive logic reasoning it was shown that the difficulty of calculating problem of powerful turbogenerators end zone makes us to use a series of simplifications in the task formulation, suitable in some cases and unsuitable for others, as a result obtained solutions often too approximately describe the conformity to natural laws of electromagnetic field distribution.

For the first time a mathematical model section of generator active part is substantiated with the help of which while simulation a logic transition to the end zone model is realized, and also advantages and disadvantages for an existing sections of similar models are considered.

The universality and independence of a constructed mathematical model is shown. A mathematical model allows carrying out electromagnetic and heat calculations and, accordingly, investigating any load condition of machine. Calculated study of electromagnetic field and temperature distribution in the structural elements of a turbogenerator stator end zone under load conditions at a different power factor including the conditions of reactive power consumption is conducted.

A new constructive solution of a stator core end zone of alternating current electrical machine is proposed on the basis of the application of internal shielding of a stator core end packets for increasing the efficiency of shield with high technologicality at its manufacturing and, as a result, improving the safety, reliability, loading capacity and operation efficiency of a powerful machines, in particular turbogenerators of nuclear power station unit, and also expanding their functional ability.

With the help of theoretical researches on a mathematical model, it is shown that the proposed design of a stator core end packet reduces the maximum temperature of end packet under load conditions of a turbogenerator with reactive power consumption under nominal load condition of machine. This allows us to refuse the performance of longitudinal cuts in end packets teeth and reduce the size of deep chamfer for end packets teeth that increases the mechanical stiffness of a stator core, as well as the coefficient of magnetic connection between windings, improves the technology of manufacturing and assembly, reduces the labor costs.

For the first time using a numerical method based on a complex calculation of electromagnetic and heating processes the efficiency of a turbogenerator end zone constructive variants, that are widely used in operating machines for reducing the heating of a stator core end packets was investigated. According to the criterion of decreasing the maximum and average temperature in the structural elements, a comparative analysis of the variants efficiency with proposed constructive solution of a stator core is made.

A complex of experimental researches of tooth-slot configuration shields efficiency on a scale physical model is made. It is shown on the basis of axial component dependence of magnetic flux density on the shielding systems constructive parameters of a tooth-slot segments and their location within a stator core, that such shields protects not only the yoke of a stator core, but also the most heated zone of a stator core end packets of a turbogenerator – the teeth. The idea of the structural shielding is substantiated; the optimum effect design of shield and its location in an end packet area are explored.

The researches results of stator core shields efficiency by means of a scale physical model allowed us to obtain more specific information for developed mathematical model of a turbogenerator end zone and get the database necessary for numerical calculation of electromagnetic field and temperature distribution with internal shielding of a stator core end packets.

Based on theoretical and experimental researches recommendations for the application of the method for a stator core internal shielding were developed, which reduces the axial magnetic flux magnitude and the unevenness of eddy currents distribution at the radial direction in a stator core end packets of a powerful generator and, consequently, their heating.

In order to increase the accuracy of experimental data obtained with the help of a scale physical model, as well as testing of constructed mathematical model, using the latest one «adjusted» to a physical model, the numerous experimental researches of tooth-slot configuration shields effectiveness were carried out. The small difference of magnetic flux density values obtained using mathematical simulation from the experimental ones allows us to draw a conclusion about the accuracy of result. In addition, the heat calculation for rated load condition of a turbogenerator with the help of a mathematical model as well as comparison of these results with experimental data for a real generator analogous type and power are made. The differences of calculated and experimental values not exceed 7 %. All data obtained using both simulation and natural experiment are corresponded to the same turbogenerator that in total makes results of mathematical simulation accuracy, which cannot be obtained in a real object by various reasons of objective and subjective nature.

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ…….. 15
ВСТУП…… 17
РОЗДІЛ 1 АНАЛІЗ МЕТОДІВ І ЗАСОБІВ ЗНИЖЕННЯ НАГРІВУ ТОРЦЕВОЇ ЗОНИ ОСЕРДЯ СТАТОРА ТУРБОГЕНЕРАТОРІВ З ГАЗОВИМ ОХОЛОДЖЕННЯМ. 22
1.1 Турбогенератори з водневим охолодженням……... 22
1.2 Турбогенератори з повітряним охолодженням…… 32
1.3 Оптимізація системи охолодження та підвищення навантажувальної здатності потужної синхронної машини……..... 39
РОЗДІЛ 2 МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ І ТЕПЛОВИХ ПРОЦЕСІВ У ТОРЦЕВІЙ ЗОНІ ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА……. 44
2.1 Вибір програмного пакета для математичного моделювання……. 44
2.2 Обґрунтування вимірності математичної моделі…….. 46
2.3 Аналіз сучасних квазітривимірних математичних моделей…… 48
2.4 Врахування зв’язку центральної та торцевої зони турбогенератора під час математичного моделювання ……..... 52
2.5 Об’єкт дослідження……..... 53
2.6 Алгоритм побудови математичної моделі……. 54
РОЗДІЛ 3 МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ І ТЕПЛОВИХ ПРОЦЕСІВ У ТОРЦЕВІЙ ЗОНІ ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА……..... 84
3.1 Розрахунок електромагнітного поля та нагріву торцевої зони синхронного турбогенератора за умов різного навантаження……... 84
3.2 Розрахунок температури крайнього пакета осердя статора турбогенератора під час внутрішнього екранування…… 93

3.3 Дослідження ефективності конструкції торцевої зони осердя статора турбогенератора ……..... 104
РОЗДІЛ 4 ФІЗИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПРОЦЕСІВ У ТОРЦЕВІЙ ЗОНІ ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА..... 110
4.1 Фізична модель кінцевої частини потужного турбогенератора…..... 110
4.2 Дослідження ефективності екранів зубцево-пазової конструкції за допомогою фізичного моделювання…….. 114
4.3 Дослідження ефективності екранів зубцево-пазової конструкції за допомогою математичного моделювання…..... 124
4.4 Дослідження впливу місця розташування екранів зубцево-пазової конструкції на ефективність екранування крайніх пакетів осердя статора турбогенератора……..... 130
4.5 Крайовий ефект незамкнених екранів……..... 132
4.6 Основні положення та властивості металевих екранів……..... 134
СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ……. 136

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

АЕС – атомна електростанція

ВЕП – висока електропровідність

ВМП – векторний магнітний потенціал

в.о. – відносні одиниці

ВТП – висока теплопровідність

ГАЕС – гідроакумулююча електростанція

ГД – гідрогенератор-двигун

ГЕС – гідроелектростанція

ГУ – граничні умови

ДП – державне підприємство

ЕМ – електрична машина

ЕРС – електрорушійна сила

ЕС – електрична станція

КЗ – коротке замикання

ККД – коефіцієнт корисної дії

ЛЕП – лінія електропередачі

МІ – магнітна індукція

ММ – математична модель

МРС – магніторушійна сила

МСЕ – метод скінченних елементів

НС – намагнічуюча сила

ОЗ – обмотка збудження

ОР – обмотка ротора

ОС – обмотка статора

ПК – персональний комп’ютер

СГ – синхронний генератор

СК – система координат

СМ – синхронна машина

ССЕ – сітка скінченних елементів

ТГ – турбогенератор

ТГВ – турбогенератор з водневим або водяним охолодженням

ТЕС – теплова електростанція

ТЕЦ – теплова електроцентраль

ТЗ – торцева зона

ФМ – фізична модель

ХХ – холостий хід

ВСТУП

Внаслідок недостатньої маневрової потужності ГЕС і ГАЕС на сьогодні газомазутні та вугільні блоки беруть участь у регулюванні частоти й активної та реактивної потужності об’єднаної електричної системи України. Водночас лише 3 % ТГ, встановлених на ТЕС і ТЕЦ України, не виробили свій розрахунковий ресурс експлуатації. Конструкції ТГ є застарілими, а технічний стан не відповідає сучасним вимогам з ефективності, надійності та маневреності. На додаток, більше 50 % електроенергії в Україні виробляється на АЕС, 87 % ТГ яких мають потужність 1000 МВт і є ненадійними порівняно з машинами середньої потужності та більше чутливими до будь-яких позаштатних режимів. Одночасно, більшість генераторів енергоблоків АЕС України повністю відроблять розрахунковий ресурс до 2026 р.

Також необхідно вирішити проблему високої стійкості ТГ під час роботи на довгі ЛЕП, забезпечуючи режими глибокого споживання реактивної потужності.

Треба зазначити, що у режимах недозбудження величина споживаної ТГ реактивної потужності обмежується допустимим рівнем нагріву крайніх пакетів осердя статора, який зростає порівняно з режимами перезбудження.

Актуальність, важливість і незавершеність проблеми підвищення надійності ТЗ осердя статора ТГ підтверджується сучасними публікаціями та різноманіттям технічних рішень, які застосовують провідні світові виробники. Розподіл електромагнітного поля у кінцевій зоні ТГ і, відповідно, нагріву елементів цієї зони, обумовленим втратами, впливають на надійність роботи та довговічність ЕМ. Допустимий нагрів крайніх пакетів осердя статора обмежує не тільки рівень споживання реактивної потужності за умов експлуатації ТГ у режимі недозбудження, а також й граничне значення активної потужності та впливає на припустиму тривалість асинхронного режиму у разі втрати збудження.

Проблема забезпечення надійної роботи потужних ТГ в умовах підвищеного нагріву крайніх пакетів осердя статора, особливо у режимах споживання реактивної потужності, залишається актуальною і навіть зростає у зв’язку зі світовою тенденцією повернення до їхнього повного повітряного охолодження. Для вирішення цієї

проблеми застосовуються спеціальні заходи, які, з однієї сторони, ускладнюють конструкцію ТЗ статора і, відповідно, здорожують виробництво, а з іншої – мають недостатньо досліджену ефективність їхнього застосування в реальних режимах споживання реактивної потужності у разі зростання одиничної потужності ЕМ.

З вищезазначеного випливає, що створення нових конструктивних рішень і впровадження комплексу заходів щодо модернізації діючого обладнання, спрямованих на доведення експлуатаційної надійності ТГ до сучасних вимог з маневреності, водночас зі збільшенням їхньої потужності та навантажувальної здатності є актуальним завданням. Це вимагає розвитку робіт з дослідження фізичних процесів у кінцевій зоні ТГ і розробки заходів з підвищення надійності елементів конструкції завдяки застосуванню нових підходів й сучасних наукових доробок.

Як відомо, проектування та виготовлення нових типів ТГ здійснюється у тому випадку, коли знайдені нові прогресивні методи конструювання або нові матеріали, які, не дивлячись на підвищенні початкові затрати, надалі повинні привести до значної економії, або якщо ж необхідні параметри ТГ вже не можуть бути отримані у рамках існуючих конструкцій. Остання обставина має місце, наприклад, у разі проектування ТГ граничної потужності.

Значний внесок у теоретичне й експериментальне дослідження електромагнітних і теплових процесів у ТЗ статора ТГ зробили Вольдек А.І., Демирчян К.С., Глєбов І.А., Постніков І.М., Данилевич Я.Б., Чечурін В.Л., Счастлівий Г.Г., Хуторецький Г.М., Данько В.Г., Косачевський В.П., Яковлев В.І., Станіславський Л.Я., Каплунов В.Б., Бабяк А.А., Єзовіт Г.П., Пташкін А.В., Смолін І.М., Піпко Р.М., Смородін В.І., Виговський В.І., Титко О.І., Васьковський Ю.М., Мілих В.І., R. Hawley, J.A. Tegopoulos, J. Weiss, P. Zheng, M. Fujita, K. R. Davey, K. Takahashi, S. Yamada, J. Faiz та інші.

Не дивлячись на низку експериментальних і теоретичних праць, деякі питання стосовно цієї проблеми залишаються невирішеними. Так, в теоретичних дослідженнях під час моделювання електромагнітних процесів у ТЗ та заданні струмів лобових частин обмоток генератора, як правило, приймаються припущення, які істотно спотворюють картину поля у кінцевій зоні, в результаті чого точність

одержаних рішень недостатня. Зрозуміло, що все це обумовлено складністю електромагнітних процесів у цій зоні ТГ.

Водночас визначення температури елементів кінцевої частини можливе тільки за наявності значень електромагнітного поля у будь-якій точці конструкції. Для розв'язку такої задачі потрібен більше глибокий аналіз струмів лобових частин обмоток і точне врахування режиму роботи ТГ.

На основі викладеного вище можна констатувати, що знання в подробицях достовірних даних розподілу електромагнітного поля та температури у ТЗ статора й насамперед крайніх пакетів осердя статора потужних ТГ є однією з передумов, необхідних для успішного вирішення проблеми забезпечення номінальної навантажувальної здатності у режимах недозбудження та надійності ТГ за умов маневрених режимів експлуатації, а також для уточненої оцінки їхньої поведінки в анормальних режимах. Точність таких розрахунків досягається, з однієї сторони, шляхом *удосконалювання самих методів розрахунку* за допомогою застосування строгих математичних методів і сучасних засобів обчислювальної техніки, а з іншої – *уточненням параметрів, що характеризують джерела тепла*.

Сучасні ПК та відповідне програмне забезпечення зробили доступним для широкого кола спеціалістів моделювання різноманітних технічних об'єктів. Це дозволяє досліджувати процеси, які відбуваються у проблематичних задля фізичних експериментів місцях, наприклад, у різних перетинах магнітопроводів, що прискорює та спрощує розробку нових пристроїв. За таких умов можна відмовитися від численних макетних зразків, необхідних раніше для оптимізації та доведення конструкції, що розробляється.

Тому актуальним науковим завданням є підвищення надійності та навантажувальної здатності потужних синхронних генераторів, у тому числі в режимах споживання реактивної потужності, шляхом розробки та наукового обґрунтування нових методів, засобів і конструктивних рішень із застосуванням нових підходів вирішення цієї задачі й сучасних наукових доробок.

Книга складається з чотирьох розділів.

У *першому розділі* за результатами огляду науково-технічної літератури та наукових праць проведено аналіз існуючих методів і засобів зниження нагріву ТЗ осердя статора потужних ТГ з газовим охолодженням. Виявлені основні недоліки цих методів і засобів. Показано, що резерви звичайних конструкторсько-технологічних рішень вичерпані. Наведені деякі відомі за патентною літературою конструктивні рішення, які не зважаючи на їхню практичну складність, реалізовані на дослідних зразках ЕМ. Проаналізовано різні конструктивні фактори, які впливають на розподіл магнітного поля та температури у кінцевій зоні. Запропоновано заходи щодо зменшення тангенціальної нерівномірності та величини нагріву зубців крайнього пакета осердя статора потужного ТГ.

У *другому розділі* обґрунтовано ефективність комп'ютерного моделювання та вимірність ММ для вирішення наукового завдання; проаналізовано праці сучасних дослідників, які розроблюють квазітривимірні моделі; показано, що приймання у моделях багатьох припущень є причиною їхньої незадовільної точності; обґрунтовано переріз ММ активної частини генератора, за допомогою якого під час моделювання здійснюється логічний перехід до моделі кінцевої зони, показано переваги та недоліки існуючих перерізів подібних моделей; обґрунтовано вибір об'єкта дослідження, а саме серійного ТГ типу ТГВ-500 потужністю 500 МВт (ДП завод «Електроважмаш» м. Харків), що обумовлено передусім наявністю масштабної ФМ кінцевої зони ТГ аналогічного типу та потужності. Дано постановку і розв'язок квазітривимірної задачі визначення електромагнітного поля та температури у ТЗ осердя статора потужного ТГ.

У *третьому розділі* за допомогою побудованої ММ отримано результати дослідження електромагнітного поля та нагріву кінцевої зони ТГ типу ТГВ-500 за умов різного навантаження, обґрунтовано внутрішнє екранування крайніх пакетів осердя статора та зроблено порівняльний аналіз його ефективності з ефективністю відомих конструктивних рішень ТЗ.

У *четвертому розділі* наведені результати експериментальних досліджень ефективності екранів зубцево-пазової конфігурації на масштабній ФМ кінцевої зони потужного ТГ. Отримані залежності аксіальної складової МІ B_z від певної

послідовності чергування товщини та матеріалу систем екранування зубцево-пазовими сегментами й їхнього місця розташування в осерді статора. Доведено, що на відміну від існуючих такі екрани захищають не лише ярмо осердя статора, але й найбільше нагріту зону крайніх пакетів осердя – зубці. За критерієм максимального зменшення B_z, яка є причиною підвищеного нагріву зубців, визначено оптимальну конструкцію екрана та місце його розташування у масиві крайнього пакета.

З метою підвищення достовірності побудованої ММ, а також розроблених рекомендацій застосовувався принцип відповідності моделей та реального об’єкта однаковому генератору, а саме серійному ТГ типу ТГВ-500 потужністю 500 МВт (ДП завод «Електроважмаш» м. Харків). За відсутності теплової подібності ФМ та оригіналу, вимірювання температури не проводилося. Результати експериментальних досліджень щодо ефективності екранів на масштабній ФМ дозволили уточнити ММ кінцевої частини ТГ. Одержано базу даних, необхідну для чисельного розрахунку електромагнітного поля та розподілу температури.

Надалі з метою підвищення достовірності отриманих на масштабній ФМ експериментальних даних, а також тестування побудованої ММ, за допомогою останньої, «налагодженої» на ФМ, проведено чисельні експерименти з дослідження ефективності екранів зубцево-пазової конфігурації. Показано, що максимальні відхилення значень B_z спостерігаються у точках з найменшими значеннями індукції та не перевищують 20–25 %, а середні значення – 11 %. На додаток, проведено тепловий розрахунок для номінального режиму роботи ТГ типу ТГВ-500 за допомогою ММ та порівняння цих результатів з експериментальними даними, отриманими на реальному генераторі аналогічного типу та потужності. Розбіжність не перевищила 7 %, що підтверджує достовірність результатів математичного моделювання, які неможливо здійснити на реальному об’єкті з причин різного характеру.

Під час написання книги автор доклав зусилля для викладення матеріалу в раціональній та логічній послідовності.

РОЗДІЛ 1
АНАЛІЗ МЕТОДІВ І ЗАСОБІВ ЗНИЖЕННЯ НАГРІВУ ТОРЦЕВОЇ ЗОНИ ОСЕРДЯ СТАТОРА ТУРБОГЕНЕРАТОРІВ З ГАЗОВИМ ОХОЛОДЖЕННЯМ

1.1 Турбогенератори з водневим охолодженням

Свого часу прагнення до зниження експлуатаційних і капітальних затрат енергетичних блоків обумовило створення енергоблоків граничних потужностей 300, 500, 800–1200 МВт. Насамперед це пов’язано з економічною ефективністю, оскільки у разі переходу до більше потужних ТГ зменшується об’єм будівельно-монтажних робіт, знижуються експлуатаційні витрати, а також підвищується термічний ККД [95].

Однак, збільшення одиничної потужності ТГ є складною інженерною та конструкторською задачею, що можна побачити з виразу (у кіловольт-амперах)

$$P = 1{,}11 D_1^2 l_1 n A S_1 B_\delta k_{y1} 10^{-2},$$

де D_1 – діаметр розточки статора, м; l_1 – активна довжина статора, м; n – номінальна частота обертання, об/хв; AS_1 – лінійне навантаження статора, А/см; B_δ – індукція магнітного поля (першої гармонічної) у повітряному проміжку, Тл; k_{y1} – коефіцієнт вкорочення кроку статорної обмотки.

Якщо прийняти n і k_{y1} постійними, то потужність визначиться об’ємом розточки статора ($D_1^2 l_1$) та ступенем електромагнітного використання активних матеріалів ($AS_1 B_\delta$). Таким чином, підвищення потужності машини можна досягти за рахунок або збільшення геометричних розмірів машини, або зростання електромагнітних навантажень. Можливості збільшення лінійних розмірів D_1 і l_1 у ТГ обмежені вимогами механічної міцності ротора та бандажних кілець й, у кінцевому випадку, можливостями металургійної промисловості, зокрема проблемою створення важких поковок великих габаритів з високими механічними характеристиками й умовами транспортування. Підвищення індукції у повітряному проміжку

обмежується магнітним станом статора та ротора. Застосування електротехнічної холоднокатаної сталі дозволяє у деяких межах підвищити МІ у зубцях статора, однак, швидке насичення зубцевої зони ротора ТГ, магнітні властивості матеріалів яких майже не змінилися, не надає можливості значно збільшити МІ зі зростанням потужності генераторів.

Іншими словами, під час створення потужних ТГ їхні габарити залишаються майже незмінними, а лінійне навантаження статора постійно зростає. Збільшення лінійних навантажень за умов незмінних габаритів зумовлює інтенсивне зростання потоків розсіювання лобових частин обмоток. Ці потоки збуджують у конструктивних деталях кінцевих частин вихрові струми, які є причиною додаткових втрат у цих елементах. Розподіл додаткових втрат у елементах конструкції ТЗ досить нерівномірний, що призводить до підвищеного, а іноді й недопустимого місцевого нагріву окремих вузлів. Зі збільшенням одиничної потужності ТГ додаткові втрати зростають швидше загальних втрат і у потужних машинах досягають значної величини. Наприклад, для ТГ потужністю 1200 МВт, спроектованого фірмою «*BBC*», додаткові втрати у конструктивних деталях кінцевої зони з результатів розрахунку дорівнюють 2200 кВт, що складає 16 % від загальних втрат [76].

Зі збільшенням лінійного навантаження статора підвищується вірогідність аварійного зупину ТГ за рахунок перегріву та поломки деяких деталей ТЗ. На практиці будування ТГ відомо багато випадків, коли недостатнє або неправильне врахування полів розсіювання було причиною пошкодження елементів конструкції кінцевої частини й аварійного зупину блока. Оскільки вартість простоїв ТГ великої потужності перевищує вартість конструкції, *необхідне створення машин, надійно працюючих у потрібних експлуатаційних режимах*.

У ТГ з безпосереднім охолодженням за рахунок різкого збільшення лінійного навантаження AS_1 підвищуються додаткові втрати КЗ. Додаткові втрати на поверхні зубців ротора та статора, обумовлені вищими гармонійними, не підвищуються, оскільки амплітуди індукцій потоків розсіювання у проміжку обмежуються за умов підвищення AS_1 збільшенням довжини зазору. Одночасно, втрати від потоків розсіювання у зонах лобових частин ОС зростають внаслідок того, що

магнітні провідності у торцевих частинах генератора залишаються майже незмінними, а НС потоків розсіювання підвищується пропорційно AS_1. Ці втрати зумовлюють підвищений нагрів крайніх пакетів осердя статора, натискних плит та інших конструктивних елементів, розміщених біля лобових частин обмотки.

У конструкціях ТГ з високим використанням передбачаються спеціальні засоби для зниження додаткових втрат.

Зубці статора у крайніх пакетах виконують з прорізями посередині для зниження втрат від вихрових струмів, які наводяться торцевими магнітними полями.

Дуже вдалим засобом задля зменшення дії потоків розсіювання у лобових частинах є встановлення демпфіруючих екранів з товстих мідних листів, які розміщуються на зовнішній стороні натискної плити чи між нею та крайнім пакетом. За умов наявності мідного екрана між натискною плитою та крайнім пакетом додаткові втрати від потоків розсіювання, що проникають у торцеві частини крайніх пакетів, знижуються. Доцільно передбачити штучне охолодження мідного екрана (наприклад, водою).

У деяких конструкціях замість мідного екрана в області лобових частин ОС розміщується кільцеве осердя, набране (шихтоване) з листів електротехнічної сталі, з метою перешкоди проникненню потоку розсіювання у масивні частини натискної плити та корпусу статора.

У більше сучасних ТГ заради зниження втрат і нагрівання крайніх пакетів осердя застосовують магнітні шунти, які є пакетами з електротехнічної сталі, подібні пакетам основного осердя, але меншої товщини (20 мм) і з дуже вкороченими зубцями (чи зовсім без них) [127]. Таким чином, ці пакети головного потоку не містять, але замикають аксіальні (осьові) потоки розсіювання лобових частин ОС, які проникають крізь натискну плиту та екран. Для кращої вентиляції магнітні шунти відділені від основного осердя натискними пальцями. Магнітні шунти знижують нагрів крайніх пакетів осердя статора порівняно зі звичайною конструкцією та дозволяють ТГ працювати у режимах недозбудження без високого нагріву крайніх пакетів осердя.

Торцевий потік розсіювання лобових частин обмоток статора та ротора під час обертання ротора перетинає масивні деталі, розміщені у цій зоні ТГ, і тим самим створює у них втрати. Зазвичай усі деталі кріплення осердя та ОС для зменшення втрат виконуються з немагнітних матеріалів. Бандажні кільця ротора з немагнітного матеріалу також сприяють зниженню торцевих потоків. Натискна плита осердя статора виконується із немагнітної сталі ($\mu_e = 1{,}05$) з великим питомим електричним опором $\rho = 0{,}8$ Ом·мм^2/м.

Сама немагнітна натискна плита є також електричним екраном [133].

Чим товстіше екран, тим краще він буде екранувати елементи конструкції. Тому зазвичай намагаються за можливістю працювати у зоні сильного екранування, тобто у зоні з великою товщиною екрана, причому визначальними повинні бути економічні та конструктивні фактори.

Необхідно зауважити щодо небажаної сторони дії електричного екрана, пов’язаної з відносним розміщенням його до контуру, що збуджує потік. Струми, які протікають у екрані, є причиною не тільки послаблення загального пронизуючого екран потоку, але й спотворення магнітного поля, а це призводить до того, що разом з екрануванням деталей, розміщених безпосередньо за екраном, частина потоку витісняється у простір в найближчому оточенні екрана. За рахунок цього втрати у деяких деталях можуть збільшитися. Так, наприклад, *електричний екран, захищаючи спинку осердя, витісняє торцевий потік частково у зубцеву зону машини*.

Зокрема, Титком О.І. [94] досліджено ефективність екранів, які мають щілини, стики, отвори й інші неоднорідності, а також запропоновано засоби підвищення ефективності незамкнених екранів і конкретні їхні форми та структури, які забезпечують зниження у декілька разів максимальних значень векторів поля за екраном у потужних ТГ.

Транспозиція проводів у пазових частинах на один повний оберт за довжиною усуває різницю потенціалів між провідниками, обумовлену їхнім різним положенням за висотою пазу. В такому випадку, однак, залишається різниця потенціалів, зумовлена неоднаковим положенням провідників у перерізі лобових

частин. Як результат, у стрижнях зі звичайною транспозицією на 360° у пазовій частині будуть циркулювати струми, які створюють додаткові втрати.

В потужних ТГ з великою густиною струму в обмотці доцільна транспозиція провідників на півтора оберту (540°). Це частково компенсує відсутність транспозиції у лобових частинах і зводить до мінімуму величину циркуляційного струму, який замикається у межах півстрижня.

Зростання одиничної потужності та питомих струмових навантажень ТГ зумовило завдання винайдення та розробки нових ізоляційних матеріалів і технологічних процесів, які задовольняють підвищеним вимогам у цій області. У результаті пошуків з'явилася ціла низка видів ізоляції, які відмінні початковими матеріалами та методом виготовлення, але мають дуже подібні фізичні властивості. Така ізоляція отримала назву термореактивної.

Як ізоляційний матеріал у ній застосовується [95]:

1. Скломікастрічка, яка складається з пелюсток слюди та подвійної підкладки зі склотканини.

2. Склослюдонітова чи склослюдопластна стрічка, яка є композицією із слюдопаперу та підкладки зі склотканини.

Зв'язувальними для цих матеріалів використовують штучні термореактивні смоли, здатні до затвердіння під час нагрівання до певної температури та не вразливі до розм'якшення у разі повторного нагрівання.

Ізоляція зі склослюдяних матеріалів на термореактивних синтетичних смолах має безсумнівні переваги не тільки перед гільзовою ізоляцією на шелаку, але й перед мікастрічною компаундною ізоляцією на асфальтовому лаку (більші стабільність та механічна міцність, менші діелектричні втрати, теплопровідність більша на 60 %). Однак, монтаж стрижнів обмотки з термореактивною ізоляцією вимагає більшої точності й обережності, оскільки через відсутність пластичності вона не допускає деформації.

Зазвичай для машин з безпосереднім охолодженням чим більше паралельних гілок у системі охолодження, тим більш рівномірний нагрів обмотки. Для машин

з безпосереднім охолодженням велике значення має також температура холодоагенту, який протікає в каналах обмотки [45, 48].

Для досягнення найбільш ефективного охолодження ТЗ ЕМ (зокрема і ТГ) необхідно враховувати конструктивні фактори, які впливають на розподіл магнітного поля у цій зоні. Аналіз проведених теоретичних досліджень показав, що під час визначення магнітного поля ТЗ важливо враховувати таке:

1. Розташування найбільше навантажених торцевим магнітним потоком зубців і значення потоків на їхніх поверхнях залежать від напрямку зсуву шарів ОС при заданому напрямку обертання ротора. З метою більше рівномірного розподілу торцевого магнітного потоку між зубцями ТГ та зменшення його концентрації доцільно ОС виконувати таким чином, щоби нижній шар був зсунутим відносно верхнього проти обертання поля.

Найбільшим є значення осьового магнітного потоку крізь поверхню зубців, розташованих на стиках фазних зон ОС [31, 55, 83, 91]. За таких умов можливі два варіанти, а саме: на стиках нижнього шару, якщо він зміщений відносно верхнього у напрямку обертання поля; на стиках як нижнього, так і верхнього шарів, якщо нижній шар зміщений відносно верхнього проти напрямку обертання поля. У другому варіанті нерівномірність навантаження окремих зубців виявляється меншою порівняно з першим варіантом.

Одним із ефективних засобів зменшення тангенціальної нерівномірності нагріву є перерозподіл потоку охолоджуючого водню між натискною плитою та крайнім пакетом із збільшенням його обсягу, який напрямляється на охолодження саме міжфазних зон шляхом збільшення відповідних отворів у газорозподільному циліндрі. За рахунок цього потік водню у міжфазній зоні (відповідно, і коефіцієнт тепловіддачі) може бути збільшений у 1,5–2 рази без погіршення охолодження інших елементів і вузлів ТЗ статора ТГ.

Зокрема, у роботі автора [54] було розглянуто підвищення тепловіддачі торцевої поверхні зубця міжфазної зони у вентиляційному каналі між натискною плитою та пакетом у 1,5 рази. Відповідно до отриманих результатів навіть за рахунок

такої інтенсифікації охолодження міжфазної зони максимальна температура пакета може бути зменшена на 7 %.

Іншим перспективним напрямком зменшення загального рівня нагріву крайнього пакета осердя статора є підвищення теплової провідності шихтованого заліза упоперек листів. Однією із технологій, яка дозволяє збільшити поперечну теплопровідність, є склеювання пакетів кінцевої зони, наприклад, за допомогою епоксидного клею ЕК-3. З однієї сторони, це підвищує механічну жорсткість пакетів у режимах змінного навантаження та споживання реактивної потужності ТГ, а з іншої, як свідчать дослідження [89], – теплопровідність клеєного пакета складає у середньому 3,4 Вт/(м·К), що майже вдвічі перевищує аналогічний показник за умов відсутності склеювання (1,9 Вт/(м·К)). Додавання ж у клей дисперсних ізоляційних наповнювачів із високою теплопровідністю (≥ 5–10 Вт/(м·К)) дозволить підвищити еквівалентну теплопровідність пакета до 5–6 Вт/(м·К).

Згідно з результатами розрахунку нагріву крайнього пакета при його поперечній теплопровідності 3,4 Вт/(м·К) [54], максимальний рівень температури сталі зубців пакета зменшується на 7 %.

Одночасне впровадження інтенсифікації охолодження міжфазної зони та підвищення поперечної теплопровідності сталі дозволяє знизити максимальний нагрів зубця до 14 %. У цьому випадку можна досягти запас максимальної температури зубців пакета, що дозволяє розширити діапазон навантаження ТГ у режимах споживання реактивної потужності з дотриманням припустимої температури осердя статора.

2. Вплив конструктивних модифікацій (форми скосу крайніх пакетів; співвідношення довжин осердя статора та ротора; геометрична форма лобових частин обмоток статора та ротора, наприклад, розмір вильоту лобових частин, кут відгину лобових з’єднань ОС і т.д.; відносних значень ширини зубця й пазу статора; наявність розсічень і ступінчатої форми зубців крайніх пакетів та ін.) на торцеве магнітне поле [128]. Застосування скосу крайніх пакетів осердя статора забезпечує зниження концентрації магнітного потоку в області скосу, однак, обумовлює збільшення індукції на прилеглій до скосу ділянці вертикальної поверхні. Тобто

можна стверджувати, що форма скосу впливає на індукцію у скошеній та розташованій над скосом поверхні крайніх пакетів. У разі збільшення скосу майже до всієї висоти зубця потрібна підвищена увага щодо забезпечення допустимого нагріву підпазової зони крайнього пакета статора та механічної жорсткості осердя. Величина та розподіл магнітного потоку вздовж скошеної поверхні залежать від форми скосу, як правило, недоцільно виконувати початок скосу з кутом нахилу до горизонталі більшим за 20°. Застосування випуклого у сторону повітряного проміжку замість рівномірного скосу дозволяє знизити максимальні значення індукції на розташованій над скосом поверхні. Змінення довжини ротора відносно довжини осердя статора впливає на еквівалентні значення індукції на окремих ділянках торцевої поверхні у разі різної її конфігурації. Треба зауважити, що за умов збільшення скосу область сприятливого впливу вкорочення ротора зростає. Водночас занадто велике вкорочення ротора може бути недоцільним, наприклад, у ТГ асинхронізованого типу, призначених для роботи у режимах глибокого недозбудження, має сенс приймати довжину осердя ротора дещо більшою за довжину осердя статора. Під час проектування ТГ також необхідно враховувати, що виконання осердя статора з більше широкими та дрібними пазами дозволяє послабити вплив магнітного поля пазового розсіювання на торцеве магнітне поле.

Конструктивною особливістю крайніх пакетів осердя статора на відміну від пакетів активної зони, може бути наявність розсічень (з метою забезпечення монолітності розсічених зубців просікання виконуються косими, під кутом до радіального напрямку, та шихтування здійснюється з перекриттям сегментів для організації перехресного перекриття просікань), поздовжніх пазів і каналів у зубцях. Це робиться заради зменшення втрат від вихрових струмів, створених у листах під час проникнення у ці листи осьового потоку. На додаток, збільшення сумарної поверхні пазів та отворів у торцевій частині зубців обумовлює більш інтенсивне охолодження крайніх пакетів. У [76, 82] показано, що розщеплення зубця вздовж усієї висоти знижує втрати в зубцях крайніх пакетів ТГ потужністю 300 МВт на 35 % за умов номінального навантаження та на 44 % при коефіцієнті потужності $\cos\varphi \approx 1$.

Діаметр розточки крайніх пакетів збільшується з наближенням до торця машини, іншими словами, застосовується ступінчата форма зубців крайніх пакетів. Цим досягається округлення виступів активного заліза у торцевій області генератора та зменшення втрат у крайніх пакетах осердя статора. Хоча аксіальна складова потоку розсіювання лобових частин значно знижується, але велика частина цього потоку за таких умов проникає в осердя статора за висотою зубцевої зони шихтованих листів пакетів. Водночас завжди знаходився компроміс між необхідністю зниження аксіальної складової потоку розсіювання та збереженням зусилля стискування осердя натискними плитами у зубцевій зоні. Самі кінцеві пакети виконуються монолітними, тобто спеціально пресованими та запеченими, і цим певною мірою беруть на себе функцію додаткових натискних плит [134].

Наявність гострих кутів і виступів феромагнітних деталей також впливає на розподіл поля, зумовлюючи його місцеві концентрації у певних областях кінцевої зони. Так, дослідження, проведені Холі методом моделювання [126], показали, що магнітне поле у зоні нижньої кромки феромагнітної натискної плити, яка має профіль з кутом 90°, зростає на 40–50 % порівняно з полем у зоні кромки з округленим профілем.

3. Зазвичай усі пакети статора мають однакову ширину. Однак крайні пакети, які мають обумовлені торцевими полями розсіювання додаткові втрати, з метою більш інтенсивного охолодження виконуються меншої ширини, ніж у центральній частині. Більше вузькі вентиляційні канали дозволяють зменшити ширину пакета та підвищити швидкість руху газу.

4. У чотириполюсних ТГ значення індукції нижчі, ніж у двополюсних.

5. Як правило, доцільні конструктивні рішення повинні бути різними для ТГ, основними режимами роботи яких є номінальний і недозбудження з коефіцієнтом потужності $\cos \varphi = -0{,}95$, й генераторів, призначених для роботи у режимах глибокого недозбудження.

6. Як свідчить аналіз складових магнітного поля окремих джерел на поверхні крайніх пакетів та їхньої взаємодії за умов різного навантаження [34, 35, 44, 46, 70], проведений з метою полегшення вибору доцільних варіантів конструкції ТЗ,

найбільш істотними є складові індукції від «витискання» магнітного поля з повітряного проміжку та пазів осердя статора, а в зоні кореня зубців і від вихрових струмів натискного кільця з екраном, також від МРС лобових частин обмотки статора та ротора, на додаток, відносне значення індукції окремих джерел у результуючому магнітному полі залежить від конфігурації ТЗ.

Під час конструювання генераторів нових серій передбачається низка практичних заходів, очевидних з фізичного обґрунтування, спрямованих на поліпшення умов, у яких знаходяться кінцеві частини машини. Основні з них: зниження загального рівня температури основних частин; введення системи автоматичного регулювання охолодження, що забезпечує зменшення коливань температури обмоток і газу за умов зміни режиму роботи ТГ; зменшення відносної довжини активної зони і підвищення жорсткості ротора та осердя статора; підвищення жорсткості елементів кріплення магнітопроводу й ОС.

Також у ТЗ статора зниження втрат від вихрових струмів і краще охолодження досягається завдяки конструктивним заходам, розглянутим вище, а саме: екрануванню цієї зони, виконанню крайніх ступінчастих пакетів осердя, розрізам зубців крайніх пакетів, установленню магнітних шунтів та ін. Але враховуючи значну нерівномірність електромагнітного й теплового навантаження конструктивних вузлів генератора, особливо кінцевих частин статора та ротора, яка має тенденцію до зростання з підвищенням одиничної потужності генераторів, можна стверджувати, що *зазначені заходи вирішують обмежене коло задач загальної проблеми*.

Високий нагрів конструктивних елементів несприятливо впливає на температурний стан крайнього пакета. З конструктивних деталей, нагрів яких може певною мірою визначати надійність роботи генератора, найбільше важливими є натискні плити та пальці.

Під час зміни теплових умов у статорі спостерігаються переміщення стрижнів обмотки відносно заліза або інших елементів, на яких кріпляться ці стрижні. Ці явища можуть призводити до пошкоджень ізоляції та деформації обмотки, а у деяких випадках і розпушення крайніх пакетів осердя статора [144, 147].

Для зменшення несприятливого впливу експлуатації ТГ у різних режимах із суворо зазначеними межами (режими пере- та недозбудження, часткових навантажень, частих пусків і зупинів тощо) може бути рекомендована розробка й впровадження програмного регулювання потоків холодоагентів, яке може проводитися вручну або автоматично [88]. Автоматичне регулювання потоків холодоагентів краще, оскільки у цьому випадку може бути найбільше повно забезпечене виконання необхідних температурних вимог.

Організація регулювання витрати газу у паралельних гілках вентиляційної системи генератора дозволить скерувати частину потоку холодоагенту від надлишково вентильованої ділянки до більше напруженої у температурному аспекті, що надає можливість використовувати машини максимально ефективно за умов будь-яких режимів роботи.

Керуючи тепловими процесами, які відбуваються в машині, наприклад під час пусків і зупинів, можна зменшити відносне переміщення обмотки міді, а отже, зменшити зношення ізоляції обмотки та певною мірою запобігти розпушення крайніх пакетів. З метою зменшення впливу переміщення обмотки на розпушення крайніх пакетів є також доцільним конструкцію кріплення обмотки у пазу виконати з додатковими пристроями для збільшення ковзання стрижня обмотки відносно клину й зубця крайнього пакета генератора, особливо, який працює у маневрених режимах.

1.2 Турбогенератори з повітряним охолодженням

Електромашинобудівні фірми прагнуть, з однієї сторони, підвищити якість продукції, а з іншої – забезпечити її патентну чистоту. В результаті на практиці створено велику кількість конструкцій ЕМ, які відрізняються насамперед системами охолодження, що багато у чому визначає фундаментальні характеристики: якість, надійність та економічність.

Сучасні дослідження у світовій практиці турбогенераторобудування спрямовані на відмову від водневого охолодження ТГ потужністю до 300 МВт (а деякі

закордоні фірми вказують й більше високу межу потужності [111]) і переведення їх на повне повітряне охолодження.

За рахунок актуальності проблеми збільшення одиничної потужності ТГ з повітряним охолодженням, існує завдання визначення їхньої граничної допустимої потужності. Застосування повітряного охолодження можливе у разі використання сучасних технічних рішень: схеми вентиляції з більш інтенсивною циркуляцією повітря та безпосереднім охолоджуванням обмоток, більше сучасної термореактивної корпусної ізоляції ОС, нової ізоляції ротора, застосування у конструкції електротехнічних сталей з малими питомими втратами, *сучасних конструктивних заходів.*

Високі вимоги, які висуваються до таких ТГ, можуть бути витримані лише за наявності надійної, що витримує великі механічні, теплові та електричні навантаження, ізоляції, особливо ОС. Істотно підвищує якість ізоляції повне вакуумно-нагнітальне просочення статора. Успішно застосований раніше для потужних електродвигунів, цей процес дозволяє, на додаток, значно підвищити механічну жорсткість статора відносно до деформації згину. Переваги повного занурення – висока механічна жорсткість, гарне тепловідведення, недолік – складність ремонту у разі поломки хоча би однієї секції обмотки.

Під час кріплення осердя на ребрах для обмеження замикання вихрових струмів використовується ізоляція крайніх пакетів від ребер кріплення. У генераторах потужністю понад 160 МВт застосовуються гнучкі мідні шини для замикання вихрових струмів, наведених магнітним полем розсіювання осердя статора у ребрах кріплення. Замикання струмів у шинах забезпечує захист крайніх пакетів осердя та натискних кілець статора від додаткових втрат потужності та нагрівання.

З метою зниження втрат у торцевій частині ТГ виконується склейка та запікання крайніх пакетів осердя, які виконано зі скосом зубців, застосування поздовжніх вирівнюючих пазів з магнітними вставками та безпазової конструкції струмопроводів на роторі.

Також у ТЗ статора зниження втрат від вихрових струмів і краще охолодження досягається завдяки конструктивним заходам, розглянутим вище, а саме:

екрануванню цієї зони, виконанню крайніх ступінчастих пакетів осердя, розрізам зубців крайніх пакетів та ін.

Для підвищення ефективності охолодження активних частин застосовують нові технічні рішення, які дозволяють раціонально розподілити повітряні потоки в системі охолодження. Крім цього, створення всередині машини надлишкового тиску повітря сприяє поліпшенню його властивостей, як холодоагенту.

Ще одним важливим кроком на шляху вдосконалення повітряного охолодження ТГ може стати застосування витяжної системи вентиляції. Пов'язана з цим деяка не традиційність конструкції машини компенсується досить істотними перевагами, головною з яких є можливість подачі холодоагенту безпосередньо від повітроохолоджувачів до активних частин генератора, минаючи вентилятор (компресор), де підігрів повітря може складати 6–10°С. Це може набути особливого значення у випадку поставки генераторів для об'єктів, що мають нестандартні кліматичні умови тропічного клімату або високогір'я (для автономних установок енергопостачання з розімкнутим циклом вентиляції ТГ).

З розвитком технічного рівня ЕМ стає все важче досягти економії матеріалів у разі незмінного рівня енергетичних характеристик. Резерви, які забезпечувалися можливостями покращення властивостей електротехнічних сталей, збільшення коефіцієнта заповнення паза міддю, підвищення нагрівостійкості ізоляції та раціонального вибору геометрії активних частин, на сьогодні вичерпано. За таких умов підвищується значення інтенсифікації охолодження.

Розвиток систем повітряного охолодження електромашин загального призначення зазвичай відбувався шляхом збільшення поверхні тепловіддавання, форсування зовнішньої та внутрішньої вентиляції. Важливе значення мало й зниження внутрішніх термічних опорів за рахунок застосування більше теплопровідних ізоляційних матеріалів і просочувальних середовищ, зменшення товщини ізоляції, підвищення якості просочення.

Проведений аналіз впливу різних факторів на нагрівання ТГ показав, що можливості інтенсифікації їхнього охолодження за умов одночасного збереження традиційних конструкцій та технологій невеликі. Певні резерви забезпечують

лише оптимізація деяких конструктивних деталей (наприклад, оребрення щитів) та вентиляторів, а також збільшення коефіцієнтів тепловіддачі (за допомогою посилення місцевої циркуляції у зоні лобових частин) [8]. Внутрішня теплопередача може бути посилена за рахунок застосування більше теплопровідних просочувальних складових і підвищення коефіцієнту просочення. *Для зниження нагріву на 10–15 % і більше необхідно «вийти за межі» звичайних конструкторсько-технологічних рішень*.

Можна намітити два напрямки інтенсифікації охолодження ТГ. Перший з них – підвищення інтенсивності теплопередачі всередині машини шляхом зміни малоефективної внутрішньої циркуляції повітря у зоні лобових частин (застосування ВТП заповнювачів порожнини лобових частин) або за рахунок використання у внутрішньому контурі високоінтенсивних процесів конвективного теплообміну (застосування рідких теплоносіїв у однофазному та двофазному станах). Другий напрямок – забезпечення додаткових шляхів відводу тепла зсередини машини до оточуючого середовища, тобто введення безпосередніх теплових зв'язків внутрішньої порожнини чи активних частин машини з зовнішнім повітрям (застосування замкнених контурів теплопередавання випарно-конденсаційного чи рідинного типу). Водночас як теплопроводи та теплообмінники можна використовувати існуючи елементи конструкції – вал, диск вентилятора, його кожух.

Можлива велика кількість варіантів конструктивного оформлення цих шляхів інтенсифікації теплообміну. Можна навести деякі конструктивні рішення, які відомі за патентною літературою та не дивлячись на практичну складність все одно реалізовані у пробних машинах.

Перший шлях зменшення внутрішнього перепаду температури застосовано в машинах, у яких лобові частини ОС вміщені у капсулу, що примкнута до станіни через проміжний еластичний шар [129]. Пропонувалося також збільшити тепловіддачу від лобових частин обмотки до станіни встановленням між ними алюмінієвих кілець.

Під час інтенсифікації внутрішньої теплопередачі рідкими теплоносіями вони можуть цілком заповнювати внутрішню порожнину машини чи подаватися на активні частини у вигляді струменів.

В обох випадках рідина циркулює під дією елементів ротора, а тепло від проміжного теплоносія до зовнішнього повітря передається через щити та станіну.

Більш ефективне застосування проміжних теплоносіїв, киплячих на відкритих частинах обмотки чи в усьому її об’ємі (утворений пар конденсується на внутрішній поверхні оболонки). Для повернення конденсату до обмотки застосовуються капілярні структури [114] або насосні системи [38].

Наприклад, у машині на лобові частини обмотки та торці магнітопроводу накладено капілярно-пористі елементи, а ізоляцію паза виконано перфорованою. Теплоносій у рідкій фазі насичує ці елементи й обмотку. Під час роботи машини теплоносій в обмотці кипить, охолоджуючи її, а утворений пар виходить за допомогою надпазних каналів у торцеву порожнину машини та конденсується на оболонці. Повернення конденсату до обмотки здійснюється спеціальними елементами, а його розподіл в усьому об’ємі обмотки відбувається за рахунок її капілярних властивостей.

Розглядаючи схеми, що відносяться до другого напрямку інтенсифікації охолодження, можна виділити машини з замкненими контурами теплопередавання у статорі та роторі, причому самі контури можуть бути рідинними й випарно-конденсаційними.

Рідинний циркуляційний контур може складатися, наприклад, зі зв’язаних трубопроводами змійовиків, один з яких розміщено ззовні станіни, а два інших – у просторах між лобовими частинами обмотки та частинами станіни. Циркуляція рідини у контурі теплопередавання забезпечується насосом, який приводиться від валу машини. Для підвищення ефективності контуру порожнини лобових частин із внутрішніми змійовиками можуть бути заповнені ВТП матеріалом, а зовнішній змійовик розміщено за твірною кожуху.

Прикладом електромашин з випарно-конденсаційними контурами у статорі може бути машина, у якої орієнтація теплових труб уздовж осі машини

(конденсатори розміщено у міжреберних каналах, випарники – всередині машини між лобовими частинами обмотки та станіни) дозволяє не тільки зменшити габаритні розміри машини, але й досягти максимально можливої довжини випарної та конденсаційної частин. Тут можна застосувати й термосифони, надавши їм Г- або L-подібну форму та забезпечивши взаємне положення випарника і конденсатора, яке гарантує злив конденсату у випарник.

Заповнення (капсулювання) порожнини лобових частин ВТП компаундом збільшує тепловідведення від лобових частин до станіни, що знижує відтік тепла у пазову частину та зменшує нагрів обмотки. Якщо ж просочити цим компаундом і саму обмотку, забезпечивши коефіцієнт просочення близьким до одиниці, то внаслідок збільшення еквівалентного коефіцієнта теплопровідності обмотки та пазової ізоляції досягається додаткове зниження нагріву.

Недолік звичайних епоксидних компаундів – велика жорсткість. Не дивлячись на малу усадку (приблизно 0,5 % для наповнених компаундів), вони схильні до розтріскування з причини значних внутрішніх напружень. Еластичність компаунду підвищують введенням активних сумісних пластифікаторів. Оскільки за таких умов погіршується міцність компаунда, марку пластифікатора та його оптимальну кількість вибирають таким чином, щоби одержати найбільше відношення розривної стійкості до внутрішніх напружень при нижній робочій температурі. Наповнювач і пластифікатор протилежно діють на модуль пружності та температурний коефіцієнт лінійного розширення, тому в основі рекомендацій з сумісного їхнього застосування повинні полягати експериментальні дані щодо еластичності компаунда та його стійкості до розтріскування.

Ефективність капсулювання обмотки залежить від теплопровідності складу капсулювання, інтенсивності тепловіддачі всередині машини, геометрії статора, співвідношення термічних опорів у різних гілках теплопередачі та перепадів температури на них.

Заповнення ОС електромашин малої та середньої потужності ВТП матеріалом може бути доповнене перекриттям їхніх пазів магнітодіелектричним матеріалом. За таких умов досягається додаткове зниження нагрівання внаслідок

зменшення додаткових втрат. Можна використовувати магнітні клини з скломагнітодіелектрика, встановлені у пази перед капсулюванням обмотки матеріалом, який наразі гарної теплопровідності має й магнітодіелектричні властивості. Найбільш ефективне сумісне застосування ВТП заповнювачів і магнітодіелектриків у машинах з великими додатковими втратами.

Для ефективного охолодження кінцевих зон ЕМ можна застосовувати циркуляцією рідкого теплоносія у внутрішній порожнині цієї зони (проміжний рідкий теплоносій може повністю заповнювати лобові частини або подаватися на охолоджувальні поверхні у вигляді струменів). У електромашинобудуванні є велика кількість рідких діелектриків (трансформаторне масло, хлористі вуглеводні, кремнійорганічні та фторорганічні рідини та ін.), які не впливають на ізоляцію машини, маючи високі показники з питомого об’ємного опору, пробивної напруги та стабільності. Для того щоби збільшення втрат на тертя було незначним, необхідно підбирати рідини з малими значеннями густини та в’язкості або зменшувати коефіцієнт в’язкості спеціальними добавками й емульгаторами.

Подача проміжного теплоносія до лобових частин зосередженими струменями дозволяє не тільки підвищити коефіцієнти тепловіддачі у внутрішньому контурі, але й знизити втрати на тертя, оскільки порожнина машини у цьому випадку заповнена не суцільним, а диспергованим теплоносієм. Однак, конструкція машини ускладнюється.

За умов циркуляції всередині закритої машини проміжного теплоносія, що змінює агрегатний стан, досягається найбільша інтенсивність переносу теплоти від лобових частин, оскільки коефіцієнти тепловіддачі під час кипіння та конденсації великі. Теплоносій подається на активні частини (головним чином на обмотки) у рідкому стані, тут випаровується, а утворений пар конденсується на оболонці (станині та щитах). Конденсат, що злився у нижню частину машини, повертається до обмоток за рахунок обертання ротора або ж капілярними насосними елементами.

Можливості двофазного циклу теплопередачі використовуються найбільш ефективно, якщо він застосовується не тільки для переносу теплоти від лобових

частин обмоток до оболонки ЕМ, але й для вирівнювання температури обмотки. За таких умов випарне теплознімання організовують у всьому об'ємі обмотки, просочивши її рідким теплоносієм, а для заповнення теплоносія, що випарився, використовують капілярні властивості обмотки.

Сумісне застосування рідинних теплопроводів у статорі та ВТП компаундів є ефективним засобом зниження нагрівання ТГ.

1.3 Оптимізація системи охолодження та підвищення навантажувальної здатності потужної синхронної машини

Основним фактором, який обмежує навантаження потужної ЕМ, є максимальна температура активних елементів статора та ротора. Особливо це стосується ОС, оскільки саме її ізоляція розраховується на номінальну напругу, а підвищений нагрів під час експлуатації призводить до передчасного старіння та пошкодження з усіма негативними наслідками.

У працях автора [49, 97, 100, 103] було запропоновано застосування клинів пазів статора з ВТП матеріалу, обґрунтовано заміну клинів пазової частини статора на запропоновані клини та визначено кількісні показники впливу цієї заміни, а також показано, що застосування таких клинів дозволяє знизити робочу температуру ОС. Зниження робочої температури дозволяє подовжити ресурс ізоляції, покращити термомеханічні умови її експлуатації, підвищити ККД, навантажувальну здатність і маневрені можливості ЕМ у цілому. Схема паза показана на рис. 1.1.

За таких умов укладання ОС в паз у випадку опосередкованого охолодження показники надійності машини залежать від значення теплопровідності конструктивних матеріалів (міді й сталі осердя статора), у тому числі основної ізоляції та клину.

У СГ із безпосередньою системою охолодження, де порожнисті провідники охолоджуються воднем чи дистилятом, створене провідником зі струмом тепло передається безпосередньо холодоагенту, отже, теплопровідність основної ізоляції паза та клину не має значного впливу на ефективність системи охолодження.

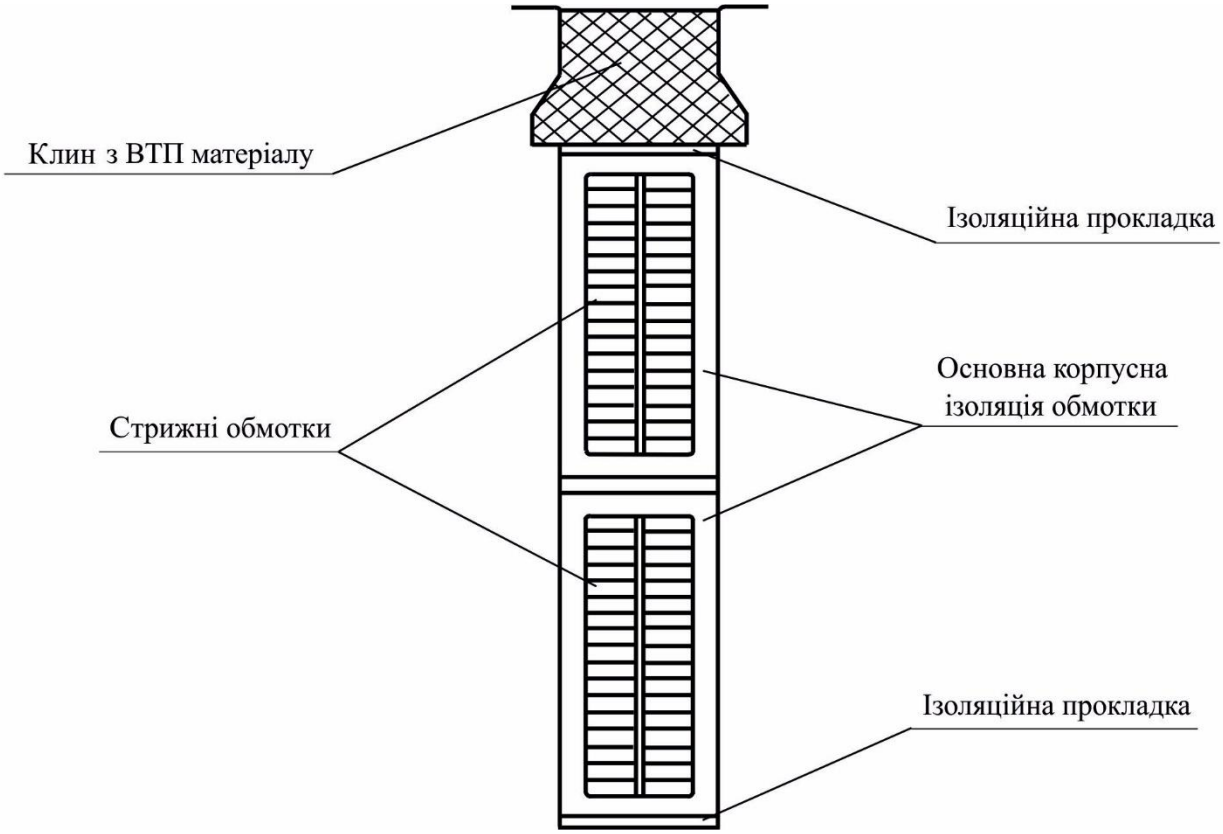


Рис. 1.1 Переріз паза статора з опосередкованим охолодженням обмотки

Широке використання на практиці отримало опосередковане охолодження СГ, коли осердя статора омивається воднем чи повітрям. За таких умов немає необхідності у додатковому обладнанні, яке застосовується у разі безпосереднього охолодження. З однієї сторони, це надає можливість спростити конструкцію, і, відповідно, підвищити надійність роботи машини, а з іншої – основна ізоляція та клин є тепловим бар’єром, що погіршує ефективність охолодження і тим самим обмежує вихідну потужність та ККД машини.

Оскільки спричинене виділеними в обмотці електричними втратами тепло передається холодоагенту через основну пазову ізоляцію та клин, для покращення теплового стану генератора у цілому необхідно понизити цей тепловий перепад. Існують методи щодо зменшення негативного впливу теплового бар’єру шляхом застосування основної ізоляції ОС з підвищеною теплопровідністю.

Зокрема у [130] щодо розробки систем ВТП ізоляції із застосуванням вакуум-нагнітального просочення досліджено, що у разі використання ВТП

наповнювачів можна досягти високої теплопровідності (більше ніж 0,5 Вт/(м·К)) з опором до часткових розрядів близько 10^{10}–10^{14} (Ом·м) при високій якості виробництва й прийнятній вартості. Термін ВТП матеріал відноситься до частинок, які збільшують термічну провідність ізоляційного матеріалу. Величина частинок складає близько 1–15 мкм сферичної, пластинчатої чи трубчатої форми, які додаються до ізоляційного матеріалу на будь-якому етапі його виготовлення у любому стані, навіть в об'єднаннях між собою (сітки, вузли та ін.). ВТП матеріал також може використовуватися як покриття, наприклад, алмазне напилення та різноманітні залізні оксиди, нітриди, карбіди, змішані сталі геометричні та несталі геометричні об'єднання. Здійснюється також об'єднання властивостей матеріалів, наприклад, домішки з залізним покриттям ізоляції. У результаті використання ВТП матеріалів відбувається збільшення термічної провідності вже готової ізоляції за рахунок появлення провідної сітки на поверхні частинок або деяких об'єднань без порушення інших ізоляційних властивостей, таких як електрична провідність, діелектрична властивість, витримка напруги, термічна стабільність та ін. Обсяг ВТП матеріалу складає 1–25 % від об'єму ізоляції, теплова провідність – не менше 5 Вт/(м·К), за таких умов теплопровідність ізоляції після обробки стає більшою ніж 0,5 Вт/(м·К).

Опубліковано низку досліджень [18, 43, 115, 119, 141, 142, 143, 146] щодо розробки систем ВТП ізоляції із застосуванням вакуум-нагнітального просочення, основною відмінністю якої є використання ВТП наповнювачів. До наповнювачів висувалися такі вимоги:

- високі теплопровідність та опір до часткових розрядів;
- сумісність із зв'язним і просочувальним компаундом;
- хімічна стабільність і низька токсичність;
- висока якість виробництва та прийнятна вартість.

У табл. 1.1. наведено тверді неорганічні речовини, які мають ізоляційні властивості та високу теплопровідність.

Таблиця 1.1

Тверді неорганічні речовини з ізоляційними властивостями та високою теплопровідністю

Назва допоміжного наповнювача	Значення теплопровідності, Вт/(м·К)
Алмаз	2000
BN (*cubic*)	1300
BeO	370
AlN	150
BN (*hexagonal*)	40–120
SiC	25–100
Si_3N_4	50
MgO	25–50
Al_2O_3	25–40

У результаті досліджень було визначено, що тільки нітрид бору BN (*hexagonal*) й окис алюмінію Al_2O_3 відповідають наведеним вимогам і можуть використовуватися у складі високовольтної ізоляції. Водночас діелектричні та механічні властивості ізоляції не змінюються. Використання BN (*hexagonal*) як наповнювача є більш ефективним. Додавання Al_2O_3 дозволяє підвищити теплопровідність лише на 50 %, але він дешевший.

Фірмою *«ABB»* було створено систему ізоляції *«Micadur»* із підвищеною питомою теплопровідністю 0,48 Вт/(м·К) з додаванням Al_2O_3, та 0,58 Вт/(м·К) з використанням BN (*hexagonal*). Однак зменшення негативного впливу теплового бар'єру (основна ізоляція та пазовий клин ОС) не є оптимальним, оскільки теплопровідність клину залишається незмінною.

З метою визначення кількісних показників впливу заміни клинів пазової частини осердя статора на запропоновані клини з коефіцієнтом теплопровідності 0,5 Вт/(м·К), як приклад, було виконано розрахунок нагріву основних елементів ГД Дністровської ГАЕС типу СВО 1255/255-40 УХЛ4. Для прикладу було вибрано рівень навантаження 400 МВт у режимі двигуна, що становить майже 95 % від номінального, при дещо завищеному коефіцієнті потужності $\cos\varphi = 1{,}0$ (номінальний $\cos\varphi = 0{,}979$). Цей вибір обґрунтовується наявністю експериментальних

даних, отриманих під час проведення теплових випробувань за умов дослідно-промислової експлуатації головного зразка машини [92].

Розрахунок виконано за допомогою ММ, опис якої у даному контексті буде зайвим і викладений, наприклад, у роботі автора [49]. Як було показано, розроблена модель у цілому достовірно відображає реальний теплообмін у корпусі ГД. Різниця між розрахунковими та експериментальними значеннями температури для окремих елементів не перевищує 7 %, що для теплових розрахунків є цілком прийнятним. Розбіжності не стільки у рівнях температури, скільки у закономірності її розподілу, пов'язані передусім із достовірністю вихідних даних – розподілу тепловиділення в активних елементах машини, реальної циркуляції холодоагенту, врахуванням витоків тепла через конструктивні елементи енергоблока тощо.

Експериментальні [92] й отримані розрахункові значення нагріву окремих зон машини із застосуванням клинів пазів статора з ВТП матеріалу та звичайних клинів зведено у табл. 1.2.

Таблиця 1.2

Експериментальні та розрахункові значення нагріву основних елементів ГД для навантаження 400 МВт ($\cos\varphi = 1{,}0$) у режимі двигуна

Температура	Обмотка статора (°C)			Сталь осердя статора (°C)		
	Сторона турбіни	Центральна частина	Сторона виводів	Сторона турбіни	Центральна частина	Сторона виводів
Експеримент (звичайні клини)	67,4	65,2	73,6	62,1	61,8	66,9
Розрахунок (звичайні клини)	67,4	66,9	71,3	61,9	59,7	67,9
Розрахунок (ВТП клини)	62,6	61,5	67,2	61,3	58,9	67

Відповідно до проведеного розрахунку застосування запропонованих клинів дозволяє знизити максимальну температуру ОС на 8,1 % та, як наслідок, сталі приблизно на 1,5 % із збереженням геометричних розмірів і без втрати діелектричної стійкості ізоляції. Зокрема, навантаження може бути підвищене на 7 % із збереженням існуючого рівня максимального нагріву міді та сталі статора машини.

РОЗДІЛ 2
МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ І ТЕПЛОВИХ ПРОЦЕСІВ У ТОРЦЕВІЙ ЗОНІ ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА

2.1 Вибір програмного пакета для математичного моделювання

Моделювання – це відтворення процесів, які відбуваються у реальному об’єкті або системі шляхом їхньої штучної імітації.

Розрізняють аналітичне та імітаційне моделювання. Під час аналітичного моделювання вивчаються математичні (абстрактні) моделі реального об’єкта у вигляді алгебраїчних, диференціальних та інших рівнянь, а також тих, що передбачають здійснення однозначної обчислювальної процедури, яка приводить до їхнього точного рішення. Водночас аналітичне моделювання може бути проведене і без комп’ютера, однак, для цього від дослідника вимагається відмінне володіння відповідним математичним апаратом. Під час імітаційного моделювання досліджуються ММ у вигляді алгоритмів комп’ютерних програм, які відтворюють функціонування досліджуваної системи шляхом послідовного виконання великої кількості елементарних операцій. Імітаційне моделювання більше доступне та здебільшого не вимагає такого глибокого знання математики, як аналітичне [19].

Останнім часом у зв’язку з інтенсивним створенням обчислювальної техніки під час дослідження фізичних процесів природних і технічних систем широкий розвиток отримало саме імітаційне моделювання, яке переважно проводиться із застосуванням МСЕ, як найбільше перспективному. Здійснюється воно з використанням комп’ютерів, тому називається також комп’ютерним моделюванням.

Комп’ютерне моделювання є одним з ефективних методів вивчення складних систем. Комп’ютерні моделі простіше та зручніше аналітичних, вони дозволяють проводити так звані обчислювальні експерименти за умов, коли реальні експерименти провести проблематично або взагалі неможливо з причини фінансових і фізичних перешкод, або ж можуть дати непередбачуваний результат (наприклад,

вибух). Логічність і формалізованість комп'ютерних моделей дозволяють виявити основні фактори, які визначають властивості об'єкта, що вивчається, зокрема, дослідити відгук фізичної системи на зміну її параметрів, початкових умов або впливів на цю систему. Надалі такі моделі можуть використовуватися для прогнозування ситуацій, які не зустрічалися раніше [19].

Стратегія чисельного експериментування не має загальнотеоретичного обґрунтування та базується на суб'єктивних оцінках і досвіді дослідника – експериментатора [12]. Переваги об'єкта-замісника полягають в його доступності, наочності та необмежених можливостях для експериментування. Тому такі дослідження можуть проводитися з метою оптимізації будь-якого пристрою, процесу чи вивчення закономірностей явищ.

На сьогодні створені усі умови для застосування МСЕ в практиці розрахунків і проектування ЕМ [107]. Зокрема, розроблено зручні програмно-обчислювальні комплекси з метою комп'ютерної реалізації МСЕ. Серед найбільше відомих розробок, які отримали міжнародне визнання, необхідно особливо відзначити комплекси FEMLAB, ANSYS, MAXWEL, COMSOL.

У книзі наукове дослідження здійснюється на базі програмного пакета COMSOL Multiphysics [120], який на сьогодні використовується як у багатьох університетах світу, так і професійних колах дослідників різних напрямків.

COMSOL Multiphysics – це потужне інтерактивне середовище для моделювання та розрахунків МСЕ більшості наукових та інженерних задач на основі диференціальних рівнянь. Цей програмний пакет дозволяє розширювати стандартні моделі, які використовують одне диференціальне рівняння (прикладний режим), і мультифізичні моделі для розрахунку зв'язаних між собою фізичних явищ. Розрахунок у цьому середовищі не потребує глибокого знання математичної фізики та МСЕ. Це можливо завдяки вбудованим фізичним режимам, де коефіцієнти диференціального рівняння у частинних похідних задаються у вигляді величин зрозумілих фізичних властивостей і умов, таких як теплопровідність, теплоємність, густина та інших, залежно від обраного фізичного розділу. Перетворення цих величин у коефіцієнти математичних рівнянь відбувається автоматично.

Блок Multiphysics вміщує настроювальні шаблони, за допомогою яких можна моделювати майже будь-яку комбінацію взаємозв'язаних фізичних явищ, які відбуваються одночасно у складних технічних пристроях.

Також значною перевагою COMSOL Multiphysics є наявність спеціального модуля для моделювання обертових ЕМ, потужної візуалізації та можливість проводити нестандартне моделювання різноманітних фізичних процесів.

У книзі розглядається робота з електромагнітним і тепловим модулем, що безсумнівно надає можливість комплексно розглядати досліджуваний об'єкт.

2.2 Обґрунтування вимірності математичної моделі

Чисельне вирішення системи диференціальних рівнянь, які описують електромагнітне поле у кінцевій зоні ТГ, можна здійснити у дво- або тривимірній постановці. Двовимірний варіант дозволяє врахувати геометричну структуру конструкції, але тільки в певному перерізі. Варіант тривимірної постановки описує об'ємну структуру конструкції, але з причини надмірної складності розв'язування необхідно спрощувати або навіть ігнорувати низку факторів, які впливають на рішення.

Як стверджує Мілих В.І. [66], посилаючись на свою роботу [60], під час розрахунку магнітних полів ЕМ класичної конструкції (асинхронних, синхронних, постійного струму) тривимірні розрахунки є занадто трудомісткими, довготривалими й не виправдовують витрат порівняно з двовимірними розрахунками. Рішення такого типу ще рідкі, оскільки, з однієї сторони, вимагають високої кваліфікації дослідників, колосальної підготовчої роботи та тривалих комп'ютерних розрахунків, а з іншої – навіть за умов використання сучасної комп'ютерної техніки ці рішення все одно пов'язані з низкою спрощуючих факторів і не надають достовірного уточнення результатів.

Прикладом, який підтверджує слова вченого, може бути ММ електромагнітного поля у кінцевій зоні ТГ типу ТВВ-1000-2У [25]. Геометрія елементів машини (натискної плити й електропровідного екрана) повністю не відповідає реальній, на додаток, нехтується наявність натискних пальців і шунтів. Зрозуміло, це зроблено

з метою заощадження обчислювальних витрат під час розв'язання задачі, але важко погодитись з авторами щодо достовірності параметрів електромагнітного поля у крайньому пакеті осердя статора з причини відсутності проходження осьових потоків розсіювання лобових частин обмоток крізь товщу вищевказаних елементів, де, як відомо, вони змінюють свою величину.

У роботі [14] Васьковський Ю.М. і Титко О.І. також вважають, що більш змістовно електромагнітне поле ТЗ ТГ можна розв'язати на основі тривимірних польових моделей, однак, з причини складності конструкції кінцевої зони та дуже великої обчислювальної трудомісткості таких моделей, вони досить не ефективні й поки не знайшли широкого застосування. На додаток, вони підкреслюють, що досвід досліджень і розробок показує: необхідний результат можна отримати за допомогою двовимірних і квазітривимірних польових моделей.

Дійсно, такий досвід є. Наприклад, у роботі [79] з метою проведення чисельних варіаційних розрахунків на основі тривимірної моделі була розроблена уточнена двовимірна. Детальна тривимірна модель, побудована у COMSOL Multiphysics з використанням технології зв'язування геометрії, дозволила отримати достовірне реальному температурне поле. Однак обчислювальні вимоги тривимірної моделі були високими і, відповідно, витрати часу навіть на розрахунок сталого режиму були великими. За таких обставин було виконано спрощення – тривимірну ММ об'єкта дослідження представлено двовимірною. Як стверджують автори, такий підхід дозволяє спростити розрахунки та похибка між двовимірною і тривимірною моделями складає не більше 0,1 % (перевірка виконувалася для стаціонарного режиму).

Якщо порівнювати зарубіжні та вітчизняні видання, присвячені моделюванню процесів у ТЗ ТГ, можна впевнитись в основних перевагах квазітривимірних моделей [106]. Ці моделі є компромісним варіантом, який займає проміжне положення між двовимірним і тривимірним рішеннями. Він ґрунтується на розрахунках магнітного поля в поперечному та поздовжньому перетинах ТГ, які взаємопов'язані між собою за допомогою комплексу ГУ.

На сьогодні розроблені десятки варіантів таких моделей [12, 61, 64–67, 112, 116, 118, 122–125, 131, 132, 137–140, 145, 149, 152, 153]. Однак, не дивлячись на велику кількість розробок присвячених розрахунку поля у ТЗ, вони значно відрізняються одна від одної. Ця відмінність обумовлена різним вибором теоретичних моделей кінцевої зони, математичним описом системи струмів лобових частин обмоток, методами рішення задачі. Складність цієї проблеми є причиною застосування низки припущень під час постановки задачі, придатних в одних випадках і непридатних в інших, у результаті чого одержані рішення часто надто наближено описують закономірності розподілу магнітного поля.

Все це свідчить про необхідність удосконалювання методів розрахунку поля у кінцевій зоні ЕМ з метою підвищення їхньої точності.

2.3 Аналіз сучасних квазітривимірних математичних моделей

Розроблена *особисто* автором цієї книги квазітривимірна польова ММ спільного розрахунку електромагнітного поля та температури у ТЗ ТГ (далі модель) базується на дослідженнях, розробках, алгоритмах і підходах відомих як українських, головним чином Мілих В.І. [33, 59–67] та Васьковського Ю.М. [11, 12], так і російських [15, 72, 77, 78, 96], китайських та японських [118, 123–125, 131, 132, 135–140, 145, 148, 152, 153] вчених і дослідників. Також теоретичний вклад у розробку моделі мали автореферати дисертаційних робіт на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук Басової А.В [5]. та Дубініної О.М. [36]. Найбільший вплив, безперечно, мали праці Мілих В.І., які були взяті за основу *власних* досліджень і вивчалися протягом багатьох місяців.

Необхідно відзначити у працях Мілих В.І., які присвячені дослідженню та моделюванню фізичних процесів у ТЗ ЕМ за допомогою квазітривимірних моделей, – їхню фундаментальність, постійний раціональний розвиток і «глибину» досліджень. Це характеризує досвід вченого, велику працездатність та володіння методами моделювання на ПК. Але, на жаль, Мілих В.І. проводить дослідження у програмному середовищі FEMM, де занадто складно достовірно реалізувати

моделювання процесів у кінцевій частині ЕМ, і, на додаток, немає можливості розв'язку мультифізичних задач. За таких умов він змушений іноді приймати у ММ припущення, які фізично некоректні.

Розглянемо лише *деякі* з них у логічній послідовності побудови ММ. Необхідно зауважити, що наступні розмірковування належать особисто автору цієї книги та мають виключно «*наукове тлумачення*» без переслідування будь-якої критики вченого, який, безперечно, своєю фундаментальною працею заслуговує на повагу.

Як відомо, картина магнітного поля у ТЗ ЕМ формується за допомогою ГУ. Під час побудови усіх ММ з метою імітації розподілу магнітного поля у тангенціальному напрямку в осерді статора та його розповсюдження у симетричній половині ротора Мілих В.І. встановлює ГУ Неймана $\partial A_\varphi / \partial r = 0$, яка забезпечує перпендикулярність силових ліній поля на цих границях. Але така ГУ є умовою симетрії та коректна тільки для симетричної половини ротора, а для верхньої границі пакетів статора не може бути фізично обґрунтованою. На додаток, лобова частина ОС є однорідною, не враховує реальне переплетіння стрижнів обмотки, а густина струму розподіляється нерівномірно, нарощуючись вздовж довжини вильоту за певним законом. Хоча такий спосіб застосовується в аналітичних розрахунках вже давно [76], він є занадто наближеним.

У деяких працях, наприклад [60, 61], розрахункова область ТЗ ТГ не враховує наявність електропровідних деталей, таких як натискна плита, екран і натискні пальці, а якщо у деяких і враховує, наприклад [67], то у безпосередньому розрахунку магнітного поля ці елементи ігноруються. Таким чином, під час визначення розподілу поля вплив вихрових струмів у масивних деталях також ігнорується, і питання реального розподілу поля в елементах конструкції кінцевої зони залишається без відповіді, не дивлячись на врахування інших факторів.

У роботі [59] екрануюча дія електропровідних елементів враховується опосередковано за допомогою штучного введення підвищеного значення питомого магнітного опору елементів, опираючись, напевно, на досвід дослідника. Причому в роботі розглядаються різні режими роботи ТГ (ХХ, КЗ, номінальний та ін.) при тих самих значеннях цього опору. Але якщо припустити, що, наприклад, для режиму

XX ці значення були прийнятними, що сумнівно, то для будь-якого іншого режиму ті ж самі значення вже однозначно не прийнятні, оскільки мають бути зовсім іншими за рахунок відмінності наведених вихрових струмів у вказаних елементах.

На додаток, у роботі [67] після електромагнітного розрахунку ТЗ ТГ проводиться пряма на поверхні крайнього пакета осердя статора та стверджується, що «*и картина магнитного поля, и распределение магнитной индукции соответствуют физическим представлениям и экспериментальным исследованиям по магнитным полям в ТЗ ТГ*» (рос. мова, с. 8). Це ствердження сумнівне, оскільки, як зазначалося, розрахункова область не враховує наявність натискної плити, електропровідного екрана та натискного пальця. Тобто не враховуються ефект обтікання магнітного потоку натискної плити й ефект екранування (перерозподілу поля). Цікаво було б знати, який саме це експеримент. Також це має місце у [61].

У роботі [33] виконано розрахунок температурного поля кінцевої частини ТГ за умов номінального навантаження з акцентуванням на двох конструктивних варіантах виконання: зубці крайніх пакетів розсіченні та не розсічені. З цих розрахунків випливає, що застосування не розсічених зубців крайніх пакетів обумовлює збільшення додаткових втрат у них в *4,8 разів*, а максимальне перевищення температури у зубцях крайнього пакета зростає приблизно в *2 рази*. Це дозволяє стверджувати щодо наявності похибки у розрахунках, оскільки відомо, що розсічення зубців зменшує сумарні втрати зубців приблизно на 30–40 % (див. підрозділ 1.1, [76, 82]), а додаткові втрати – в 4 рази [76]. Похибка електромагнітного розрахунку (оскільки збільшення втрат у не розсічених зубцях майже в 5 разів сумнівне) на думку автора цієї книги зумовлена нехтуванням глибиною проникнення (затуханням) поля у зубцеву зону в осьовому напрямку.

У підсумку можна заключити, що ММ кінцевої частини ТГ, побудовані Мілих В.І., не вирішують питання розв’язку електромагнітної задачі з урахуванням реакції вихрових струмів і зводяться до знаходження аксіальної складової МІ у зубцевій зоні пакетів статора на ділянці зубця від коронки до його середини.

Як приклад, у вже згадуваній роботі [14] було проаналізовано вплив поздовжніх розрізів у зубцях крайніх пакетів на величину струмів і втрат, а також

показано, що виконання розсічень у зубцях ТГ типу ТГВ-300 обумовлює зниження струмів у коронках зубців за умов номінального навантаження в 1,4 рази, а в зоні кореня зубців – у 1,6 разів. Необхідно зазначити, що в цій роботі розрахунок виконано тільки на поверхні одного листа (сегмента).

Зокрема, Васьковським Ю.М. розглянуто сучасний напрямок розвитку теорії ЕМ, пов'язаний з визначенням, аналізом параметрів і характеристик електромеханічних перетворювачів енергії з урахуванням рівнянь теорії поля [12]. Обґрунтовано доцільність й перспективність використання польових методів математичного моделювання у процесі розробки та дослідження нових і нетрадиційних конструкцій ЕМ.

В усіх працях Васьковського Ю.М. простежується гарне викладання матеріалу та логічність роздумів, що свідчить про відмінне розуміння фізичних явищ і процесів, які відбуваються в ЕМ, й володіння сучасними методами моделювання на ПК. Але, на жаль, він є співавтором праць, в яких спостерігається неврахування низки важливих факторів під час математичного моделювання. Прикладом останнього може бути квазітривимірна ММ електромагнітного поля у ТЗ ТГ типу ТВВ-1000-2У [10]. З незрозумілих причин конструкція ТЗ повністю не відповідає реальній: нехтується наявність як глибокого скосу крайніх пакетів, так і трьох натискних елементів, шунтів та електропровідного екрана. Цей факт, зокрема, Кузьмін В.В. і Шпатенко В.С. підкреслюють у роботі [57]. На додаток, як можна зрозуміти з [113], переріз центральної зони ТГ, за допомогою якого здійснюється перехід до його кінцевої частини (умова зв'язку), проведено вздовж паза (мідної обмотки). Це зумовлює певну похибку під час моделювання, оскільки розрахункова область ТЗ охоплює залізо пакетів статора (тобто переріз проведено вздовж зубця осердя статора в осьовому напрямку). У роботі [10], як і в авторефераті дисертаційної роботи на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук Штогріна О.В. [112] виконано математичне моделювання електромагнітного поля у ТЗ ТГ за умов номінального навантаження, але у наведених результатах картини розподілу ліній ВМП відсутні лінії основного радіально спрямованого поля. Крім цього, аналогічна відсутність розподілу основного поля має місце і в [113].

Враховуючи вищенаведене, набуває актуальності побудова нової польової квазітривимірної ММ кінцевої частини ТГ, під час реалізації якої необхідно виключити недоліки, властиві найбільше відомим на сьогодні подібним моделям.

2.4 Врахування зв'язку центральної та торцевої зони турбогенератора під час математичного моделювання

Під час побудови моделі головна увага приділялася простоті її реалізації та точності розрахунків. Методика [62], яку застосовує Мілих В.І., має певну складність і втрачає «сенс» з причини неточності перерізу «зв'язку» центральної та торцевої частини ТГ. Якщо цей переріз проведено вздовж результуючої МРС, яка перетинає паз (обмотку), дослідник для «перенесення» функції розподілу напруженості магнітного поля (або ВМП) у пакети статора вимушений у поперечному перетині «різати» на 5–6° ліворуч або праворуч (вздовж зубця) від напрямку результуючої МРС, що зумовлює похибку під час розрахунку магнітного поля (і нагріву, відповідно) у ТЗ. Хоча такий переріз дозволяє уникнути певних складових у диференціальному рівнянні та визначити максимальне (або найближче до максимального) значення МІ (або нагріву) крайніх пакетів, але оскільки рівняння розв'язується комп'ютером, а завдання не передбачає дослідження максимальних значень параметрів, тому раціонально моделі надати певного «шарму». Якщо ж провести переріз уздовж поздовжньої осі ротора, по-перше, вдається уникнути певну похибку, а по-друге, модель стає універсальною в сенсі простоти визначення струму в ОР (відповідає струму ротора) та врахування переплетіння лобової частини ОС. Для цього достатньо один раз «розподілити» лобовий виліт на певні відрізки з відповідними значеннями струмів. Згідно з [62] під час дослідження ТГ, наприклад, у режимах перезбудження та недозбудженння (або будь-яких несиметричних), необхідно було би постійно робити перерізи в різних місцях статора, будувати векторні діаграми та перерозподіляти відрізки лобової частини ОС, а за умов неточності перерізу все це, на думку автора цієї книги, втрачає сенс. Як свідчать розрахунки,

врахування неоднорідності лобового вильоту ОС збільшує точність результатів на 3–5 % [98].

Але потрібно мати на увазі, що вказаний переріз необхідно проводити вздовж зубця й ярма осердя статора обминаючи немагнітні ділянки, якщо розрахункова область ТЗ ТГ охоплює зубці заліза статора. Таким чином, переріз у працях [10, 112, 113] неправильний.

Стосовно китайських та японських вчених [118, 122, 124, 131, 132, 137, 138, 140, 148, 152, 153]: переважно під час побудови ММ переріз проведено у припущенні, що в одному і тому ж найближчому пазу статора верхні та нижні стержні відносяться до однієї фази. Причому яка це фаза, і де саме проведено переріз у працях не вказується.

2.5 Об’єкт дослідження

Як об’єкт дослідження розглянутий серійний ТГ типу ТГВ-500 потужністю 500 МВт (ДП завод «Електроважмаш» м. Харків). Цей вибір обумовлено такими факторами: система охолодження ТГ (обмотки статора та ротора охолоджуються водою, сталь статора – воднем) є ефективною і перспективною, сьогодні на ЕС України працюють ТГ з водяним охолодженням ОС, загальна потужність яких складає більше ніж 60 % від установленої електричної потужності всіх ЕС; наявність експериментальних даних [76, 87, 88], що, з однієї сторони, дозволяє перевірити достовірність електромагнітного та теплового розрахунків, а з іншої – спростити тепловий розрахунок завдяки відомим коефіцієнтам тепловіддачі [76, 87, 88]; наявність фізичної масштабної моделі кінцевої зони ТГ аналогічного типу та потужності.

Хоча моделювання розглянуто на прикладі ТГ з воднево-водяним охолодженням, яке знайшло у свій час переважне розповсюдження у практиці світового турбогенераторобудування, отримані результати та розроблені рекомендації у більшості випадків можуть бути розповсюджені й на ТГ аналогічних параметрів з іншими системами охолодження.

2.6 Алгоритм побудови математичної моделі

Урахування взаємного зв'язку електромагнітних і теплових процесів є актуальним не тільки для достовірного розрахунку параметрів ЕМ, але й під час удосконалення елементів конструкції машин. Тому у низці важливих випадків необхідний сумісний аналіз електромагнітного та теплового полів машини з урахуванням їхнього взаємного впливу [12]. З однієї сторони, інтенсивність теплового поля непрямо впливає на протікання електромагнітних процесів через зміну величини електромагнітних параметрів матеріальних середовищ, наприклад, електропровідності $\sigma(T)$; а з іншої – зворотній вплив електромагнітного поля на теплове поле проявляється у зміні величини та просторового розподілу температурних джерел поля, оскільки ці джерела створюються індукованими струмами, МІ тощо.

Оскільки у цьому випадку розробка моделі полягає не в сенсі досягнення моделі як кінцевої цілі, а в сенсі зручного інструмента для вирішення завдань (у тому числі обґрунтування нового технічного рішення ТЗ потужного ТГ, спрямованого на зниження нагріву крайніх пакетів), взаємопов'язаний аналіз електромагнітних і теплових процесів дозволить отримати більше достовірну розрахункову інформацію щодо реальних показників машини.

Необхідно підкреслити, що *ідея* вищезазначеного технічного рішення кінцевої зони потужної ЕМ належить чл.-кор. НАН України Титко О.І., який був науковим керівником дисертаційної роботи автора на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук.

Основні принципи реалізації моделі наведені у працях автора [46, 47, 52, 53, 104, 150], але доцільно надати більше детальний опис алгоритму її побудови, що буде зроблено на прикладі розрахунку електромагнітного поля та температури у ТЗ серійного ТГ типу ТГВ-500 за умов номінального навантаження.

На рис. 2.1 наведена конструкція ТЗ ТГ типу ТГВ-500, де позначені: 1 – крайній пакет осердя статора; 2 – натискний палець; 3 – мідний екран; 4 – натискна плита; 5 – корпус підшипника; 6 – газонаправляючий апарат; 7 – масло-ущільнююче кільце; 8 – газорозподільний циліндр; 9 – ОС; 10 – кронштейн для кріплення

ОС. Обмотки статора та ротора охолоджуються дистилятом, осердя статора − водне м. У ТЗ осердя статора з метою захисту спинки крайнього пакета й посилення екрануючої дії між натискною плитою та натискними пальцями встановлене плоске мідне кільце товщиною 10 мм. Немагнітна стальна натискна плита має геометрію плоского кільця з двома кільцевими каналами для охолодження циркулюючою водою.

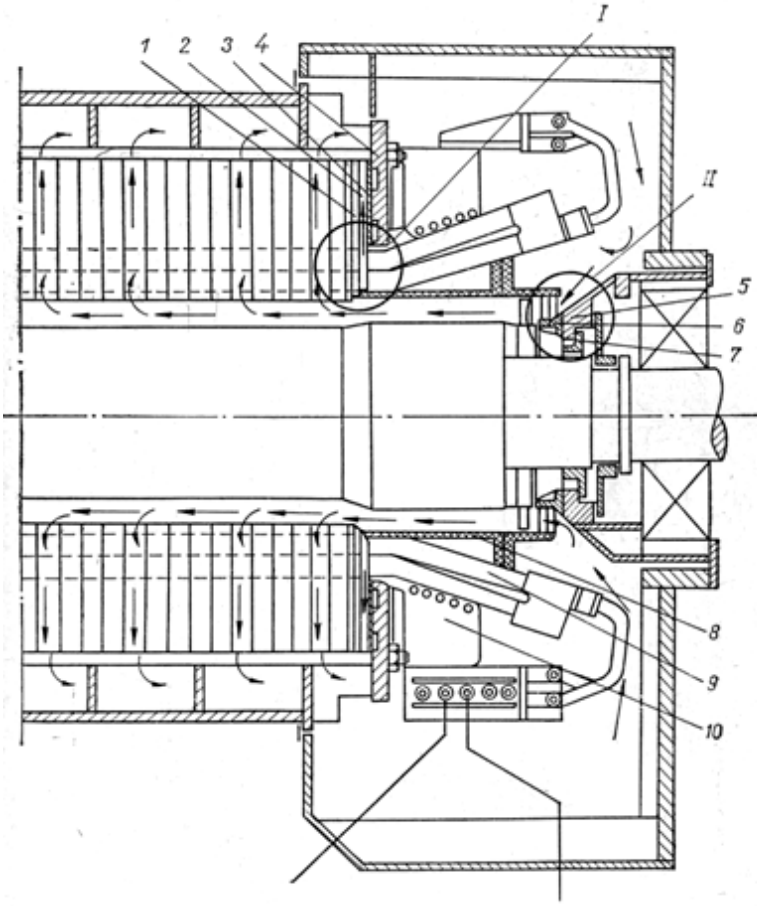


Рис. 2.1 Конструкція торцевої зони
турбогенератора типу ТГВ-500

В аксіальному (осьовому) напрямку ТГ складається з трьох частин – центральної та двох кінцевих. Осердя статора вміщує 138 шихтованих пакетів, набраних із листів високолегованої холоднокатаної електротехнічної сталі марки Е330 товщиною 0,5 мм. Два крайніх пакети, кожен товщиною 20 мм, розділені п’ятиміліметровими радіальними вентиляційними каналами. Пакети, починаючи з третього, мають товщину 40 мм. Зубці двох крайніх пакетів виконані вкороченими. На

першому ступені вкорочення зубців складає 24 мм, на другому – пакет виконаний у вигляді двох сходинок: перша – на 16 мм, друга – на 8 мм. Тобто зубцева зона на торці має три сходинки. У 48 пазах статора розміщена трифазна двошарова стержнева обмотка.

Основні параметри ТГ наведені у табл. 2.1.

Таблиця 2.1

Основні параметри турбогенератора типу ТГВ-500

Найменування параметра	Значення
Номінальний режим навантаження: - активна потужність $P_н$, МВт - струм статора $I_{sн}$, кА - напруга обмотки статора $U_{sн}$, кВ - струм збудження $i_{fн}$, А - коефіцієнт потужності cos φ	 500 17 20 5120 0,85
Частота f, Гц	50
Число пар полюсів	1
Діаметр розточки статора D_1, м	1,32
Діаметр ротора D_2, м	1,12
Довжина осердя статора l_s, м	6,2
Повітряний проміжок між статором та ротором, мм	100
Кількість паралельних гілок обмотки: - статора a_s - ротора a_r	 2 1
Число послідовних витків обмотки: - статора w_1 - ротора w_2	 8 48
Число активних провідників в пазу: - статора s_{n1} - ротора s_{n2}	 2 5/3*

Продовж. табл. 2.1

Найменування параметра	Значення
Значення опорів, в.о.:	
- активний обмотки статора r_1	0,001364
- головний індуктивний x_d	1,91
- розсіювання обмотки статора $x_{\sigma a}$	0,218

Примітка. * – п’ять витків у пазах, окрім чотирьох пазів з трьома витками (ці пази прилягають до великих зубців).

За допомогою редактора програмно-обчислювального комплексу COMSOL Multiphysics 3.5a шляхом виконання довгої та складної послідовності геометричних операцій побудовано розрахункову область ММ, яка відповідає реальним розмірам ТГ у цілому, а також його окремих вузлів. Розрахункова область охоплює всю ТЗ генератора (позначення 1–4, 9, рис. 2.1), включаючи крайні й основні пакети осердя статора. Найбільша увага приділяється зоні *I*, а зона *II* під час розрахунків ігнорується, оскільки не має вирішального впливу на нагрів зони *I*. Враховуються реальна геометрія елементів ротора й статора, а також анізотропія та насичення осердя статора. Для кожного вузла задані фізичні параметри матеріалу, з якого він виготовлений. Крім цього, для феромагнетиків побудовані відповідні криві намагнічування [95, с.632-633].

Розрахунок виконується не тільки на поверхні, але й всередині деталей і вузлів ТЗ генератора, включаючи крайні й основні пакети осердя статора.

Надалі наведені результати розрахунку для кінцевої частини генератора зі сторони турбіни при номінальній швидкості обертання ротора (3000 об/хв). Цей вибір обумовлений відсутністю спотворення електромагнітного поля під впливом струмів з’єднувальних шин і виводів (як це спостерігається на стороні контактних кілець) [76].

Під час електромагнітного розрахунку польовими методами в ЕМ приймаються такі характерні для їхніх конструкцій припущення [12]:

1. Відсутні струми діелектричного зміщення $\partial\vec{D}/\partial t = 0$.

2. Відсутні складові струмів перенесення $\rho v_\rho = 0$ і струмів, обумовлених рухом поляризованого діелектрика $rot(\vec{D} \times \vec{v}) = 0$. Струми такої фізичної природи в ЕМ не виникають.

3. В активних елементах ЕМ індукційного типу не виникають концентрації нерухомих у просторі та незмінних у часі вільних електричних зарядів.

Під час відповідного вибору активізуються модуль Rotating Machinery, підрозділ Rotating Perpendicular Currents.

Модель враховує рух ротора відносно статора. Обертання моделюється за допомогою техніки Moving mesh (ale) (сітки, що рухається), яка дозволяє задавати переміщення кінцевоелементних сіток під час моделювання повороту (обертання) ротора. У цій моделі об'єднано нерухому та рухому системи в один прикладний режим. Центральна частина поперечного перерізу моделі (ротор і частина повітряного проміжку) обертається відносно нерухомого статора. Ротор розглядається у обертовій СК нерухомій відносно ротора, а статор у нерухомій глобальній СК. Обертання ротора відносно статора враховується через ГУ в зазорі, тобто проміжок між ротором і статором є внутрішньою перехідною зоною. Інтерполяційні рівняння зв'язку на межі моделей забезпечують неперервність рішення у глобальній СК, яка зв'язана зі статором. Обертання сітки задається рівнянням трансформації:

$$\begin{cases} \mathrm{dx} = \cos(2\pi nt) \cdot X - \sin(2\pi nt) \cdot Y - X \\ \mathrm{dy} = \sin(2\pi nt) \cdot X + \cos(2\pi nt) \cdot Y - Y \end{cases},$$

де dx, dy – переміщення згідно з координатами x і y, відповідно; X, Y – координати початкових точок.

Таким чином, вираз у дужках є певним кутом (у радіанах), а час t – параметром, за допомогою якого таке настроювання дозволяє виконувати логічний поворот ротора на кут ($2\pi nt$) відносно початкового положення. Для цього необхідно виконати статичний розрахунок, тобто розглядається одне фіксоване положення ротора та фіксовані значення струмів в обмотках (при $t = 0$), і результати якого надалі застосовані як початкові умови з метою імітації динамічного ефекту (або, точніше, проведення параметричного розрахунку).

У рішенні задачі встановлюються слабкі обмежування, що дозволяє виконати умову передачі потоку через межу між ротором і статором.

Спочатку розглядається двовимірна польова модель електромагнітного поля поперечного перерізу центральної (активної) зони ТГ. Рівняння для двовимірного магнітного поля відносно аксіальної складової ВМП A_z у загальному випадку має такий вигляд:

$$j\omega\sigma A + \nabla \times \left(\mu_0^{-1}\mu_г^{-1}\nabla \times A\right) = J^e_{zстор} e_z,\ A = A_z e_z, \qquad (2.1)$$

де ω – кутова частота; σ – питома електропровідність; ∇ – оператор Гамільтона; μ_0 – проникність вакууму; $\mu_г$ – відносна магнітна проникність; $J_{zстор}$ – густина сторонніх струмів, що задана у перерізах обмоток статора та збудження; e_z – орт.

Однією з основних задач побудови моделі є вибір СК, в якій розглядаються електромагнітні процеси. Однак, вибір тієї чи іншої системи координатних осей, зрозуміло, не впливає на реальні фізичні процеси, які відбуваються у машині, а є тільки способом їхнього описання.

Найбільша ефективність від використання ВМП $\vec{A}$ досягається під час розв’язання двовимірних польових задач з такою орієнтацією СК, у разі якої струми обмоток напрямлені уздовж однієї з її осей [12]. До таких задач відноситься, наприклад, клас задач щодо аналізу поля у поперечному перетині активної зони ЕМ. Осі X і Y декартової СК під час розв’язання таких задач розміщують у поперечному перетині активної зони машини, а вісь Z напрямляють уздовж її поздовжньої осі. За такої орієнтації СК струми обмоток протікають тільки уздовж осі Z, а ВМП також має одну просторову (осьову) складову.

Не зважаючи на те, що для опису електромагнітного поля в цьому випадку потрібна тільки одна проекція ВМП, проте таке поле є двовимірним, оскільки для опису вектора МІ у поперечному перетині необхідно мати дві його проекції. Складові вектора МІ у декартовій СК визначаються через ВМП за такими співвідношеннями:

$$B_x = \frac{\partial A_z}{\partial y}, B_y = -\frac{\partial A_z}{\partial x}. \qquad (2.2)$$

Далі розраховується модуль вектора МІ

$$B = \sqrt{B_x^2 + B_y^2}\ , \tag{2.3}$$

який використовується під час знаходження проникності за відомою залежністю для сталі марки Е330 [95, с.632-633].

Через МІ (2.2) та (2.3) можуть бути визначені складові та модуль напруженості магнітного поля:

$$H_x = \frac{B_x}{\mu},\ H_y = \frac{B_y}{\mu},\ H = \frac{B}{\mu}. \tag{2.4}$$

Оскільки осердя статора набране (шихтоване) з листів (сегментів) високолегованої холоднокатаної електротехнічної сталі товщиною 0,5 мм, то вихровими струмами від радіально спрямованого потоку можна знехтувати. Крім цього, розрахунок додаткових втрат у крайніх пакетах статора ТГ з прийнятною для практики точністю можна виконувати тільки від осьової складової МІ [82]. Отже, магнітне поле центральної частини ТГ у декартовій СК задовольняє рівнянню Пуассона й, у цьому випадку, розглядається *відома* модель електромагнітного поля центральної (активної) зони ТГ [12, 13, 36, 112, 113]:

$$\frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} = -\mu J_{z\text{стор}}. \tag{2.5}$$

Такий підхід дозволяє істотно заощадити обчислювальні витрати під час розв’язання задач і забезпечити широке впровадження польових методів аналізу в практику наукових й інженерних розрахунків [12].

Рівняння (2.5) доповнюється однорідною ГУ першого роду (Magnetic Insulation), що відображає затухання поля за межами розрахункової області на лінії зовнішньої поверхні ярма статора:

$$A_z\big|_G = 0 \tag{2.6}$$

та умовою неперервності (Continuity) магнітного потоку на внутрішніх границях.

У двополюсних машинах для збереження індукції в спинці ротора на допустимому значенні (1,4–1,6 Тл на ХХ) центральний отвір бочки ротора заповнюється магнітним матеріалом (забивається суцільним стрижнем).

Фаза ОС складається з двох груп стрижнів у відповідних фазних зонах, напрямки струму в яких протилежні. Під час розподілу обмотки у пазах враховуються

полюсне ділення, число пазів на полюс і фазу, крок обмотки та коефіцієнт вкорочення.

В ОС прийнято симетричну систему фазних струмів [98]:

$$\begin{cases} i_A = I_m \cos(\omega t + \beta) \\ i_B = I_m \cos(\omega t + \beta - 120^\circ), \\ i_C = I_m \cos(\omega t + \beta + 120^\circ) \end{cases} \tag{2.7}$$

де $I_m = \sqrt{2} I_{sas}$ – їхня амплітуда; $I_{sas} = I_s / a_s$ – діюче значення струму стрижня та фазного струму; $\omega = 2\pi f_s$ – кутова частота; β – кутове зміщення осі, вздовж якої діє МРС трифазної ОС відповідно до поздовжньої осі ротора *d*.

Густина сторонніх струмів, що задана у перерізах обмоток статора та збудження, знаходиться таким чином

$$\begin{cases} J_{A\text{стор}} = i_A s_{n1} / S_{\text{П}1} \\ J_{B\text{стор}} = i_B s_{n1} / S_{\text{П}1} \\ J_{C\text{стор}} = i_C s_{n1} / S_{\text{П}1} \\ J_f = i_f s_{n2} / S_{\text{П}2} a_r \end{cases}, \tag{2.8}$$

де $S_{\text{П}1}$, $S_{\text{П}2}$ – площа перетину паза статора та ротора, відповідно.

Для отримання сильних магнітних полів у великих об’ємах застосовують багатовиткові котушки. Магнітні системи, які конструюються на їхній основі, як правило, є повільними, оскільки час протікання струму в них обчислюється десятками мілісекунд. Розміри перерізу обмоткового проводу за таких умов складають кілька міліметрів. Тому під час аналізу таких котушок можна нехтувати поверхневим ефектом в обмотці, приймаючи густину струму рівномірно розподіленою вздовж перерізу проводу. Це дозволяє під час розрахунку магнітного поля використовувати стаціонарне рівняння для ВМП, а відносно повільно змінний в обмотці струм також дозволяє спростити підхід до розрахунку. Отже, густина струму за виразом (2.8) має усереднене значення, яке відрізняється від реальної густини струму в провідниках обмотки на величину коефіцієнта заповнення міддю. Також не враховуються особливості розподілу провідників обмотки у пазу, наявність пазової та виткової ізоляції витків і вентиляційних каналів. Як показали численні дослідження [12],

врахування цих особливостей під час розрахунків майже не впливає на точність розрахункових результатів, але істотно ускладнює ССЕ.

На рис.2.2 показано просторову діаграму МРС ТГ. Оскільки максимуми МРС зсунуті відносно максимумів густини струмів обмоток на кут 90°, то ця ж діаграма правдива для лінійної густини струмів обмоток. З діаграми випливає, що комплексний вектор МРС збудження F_f зміщений у просторі відносно комплексного вектора результуючої МРС генератора за умов навантаження F_l на кут θ, а відносно комплексного вектора МРС реакції якоря F_s – на кут β. Тому з останнього, якщо в даний момент часу максимум лінійної густини струму ротора знаходиться в точці $Д$, то максимум лінійної густини струму статора буде в точці E. Кут β визначається за формулою

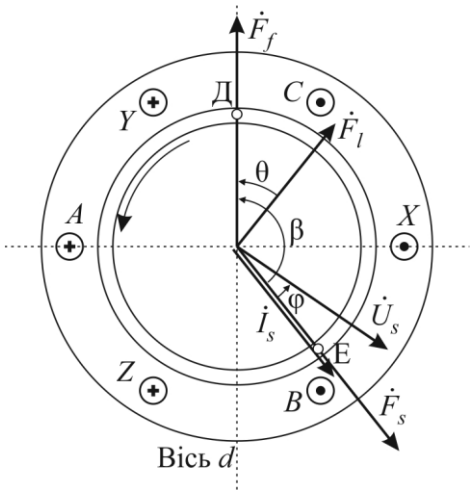


Рис.2.2 Просторова діаграма магніторушійних сил турбогенератора

$$\beta = 90^{o} + \theta + \varphi, \tag{2.9}$$

де θ – кут навантаження машини; φ – фазовий зсув між напругою та струмом статора.

Кут навантаження θ можна визначити з виразу [76]

$$tg\theta = \frac{I_s \cos\varphi}{(U_s / x_d) \pm I_s \sin\varphi}, \tag{2.10}$$

де I_s , U_s – фазні струм і напруга статора, відповідно; x_d – головний індуктивний опір; знак «плюс» відповідає режиму перезбудження генератора, «мінус» – недозбудження.

Величини струмів в обмотках статора та ротора й кута β задаються відповідно до режиму роботи ТГ – ХХ, КЗ, навантаження тощо [98].

Вихідні дані, розраховані згідно з (2.7)–(2.10) для позиції ротора на рис. 2.3 в момент часу $t = 0$, наведено у табл. 2.2 та 2.3 (у табл. 2.3 позначення J_{fmal} відповідає густині струму збудження у пазах, які прилягають до великих зубців).

Таблиця 2.2

Вихідні дані для розрахунку турбогенератора типу ТГВ-500

Статор							Ротор
$I_{sф}$, кА	P, МВт	Q, МВар	S, МВА	$\cos\varphi$	θ, °	β, °	i_f, А
17	500	310	588	0,85	36,7	158,5	5090

Таблиця 2.3

Вихідні дані для розрахунку турбогенератора типу ТГВ-500

Статор						Ротор	
i_A, А	i_B, А	i_C, А	$J_{Azстор}$, А/мм^2	$J_{Bzстор}$, А/мм^2	$J_{Czстор}$, А/мм^2	J_{fmal}, А/мм^2	J_f, А/мм^2
-11184	9407,6	1776,8	-2,8	2,35	0,44	7,6	8,5

Задаються властивості матеріалів для кожної розрахункової підобласті та джерел поля. Для деяких матеріалів є можливість ввести параметри з бібліотеки через кнопку Load. Необхідно підкреслити, що пази ротора виготовлені з немагнітного матеріалу, основні – дюралюмінієві, а маленькі, які прилягають до великих зубців, – бронзові.

Після задання властивостей і ГУ формується ССЕ. Для дрібних елементів сітки система автоматично виконає згущення, але якщо необхідно у будь-якій частині системи ще більше згустити сітку, можна натиснути кнопку Refine selection і вказати необхідну область. У двовимірному стаціонарному режимі можна будувати найдрібнішу сітку – швидкість обчислення на сучасних комп’ютерах все одно буде прийнятною. Водночас необхідно пам’ятати, що розмір кінцевого елементу повинен бути у декілька разів меншим товщини пограничного шару, інакше рішення може бути нестабільним. Тому рекомендується будувати сітку такої густості, щоби між будь-якими двома границями було не менше десяти кінцевих елементів [77].

У цій задачі побудована ССЕ вміщує 62280 граничних елементів, що покривають межі розрахункової області.

Після настройки параметрів зон розрахункової області у прикладному режимі розрахунку розподілу ВМП у нерухомій і неоднорідно-рухомій системі статор-ротор, а також внесення необхідних змінень для додаткових складових моделі натискається кнопка Solve або пункт меню Solve-Solve Problem, що запускає розв'язувальний пристрій з поточними настроюваннями.

Після розрахунку налагоджуються параметри діалогового вікна Subdomain Settings прикладного режиму Moving mesh (ale). У зонах статора вмикається режим No displacement, а в зонах ротора вмикається режим Prescribed displacement. У рядок редагування dx записується *X**cos(ugol)-*Y**sin(ugol)-*X*; у рядок редагування dy записується *X**sin(ugol)+*Y**cos(ugol)-*Y*. Таке настроювання дозволяє виконувати логічний поворот ротора на кут ugol (у радіанах) відносно початкового положення ротора. Кнопка Restart або пункт меню Solve-Restart перезапускає розв'язувальний пристрій, використовуючи поточні значення як початкові.

За таких умов саме рівняння Пуассона не залежить від часу, його розв'язок визначається миттєвими значеннями джерел поля – струмами в обмотках і геометрією розрахункової області, яка змінюється внаслідок зміни координат ротора.

У результаті математичного моделювання отримані такі дані.

На рис. 2.3 показаний миттєвий розподіл МІ та ВМП (ізолінії) в активній зоні ТГ (у цьому випадку t = 0,02 с, що відповідає одному повному оберту ротора, крок часового інтервалу дорівнює 1^{-4} с, тобто за один крок ротор повертається на $1{,}8^{\circ}$). Відтінками сірого кольору показані рівні МІ відповідно до приведеної шкали. На рис. 2.4 наведений розподіл магнітної проникності статора та ротора ТГ, максимальне значення складає 8542 і спостерігається в ярмі статора.

З рис. 2.5 можна отримати, що максимальне значення МІ в осерді статора за умов номінального навантаження має місце у коронках зубців і складає 3,4 Тл, розподіл електромагнітного поля симетричний вздовж лінії результуючої МРС (рис. 2.3). На рис. 2.6 наведений розподіл МІ у натискних пальцях. Він також є симетричним, однак, під дією електромагнітного поля статора напрямок результуючої відхиляється. Величини МІ у натискних пальцях нижчі, оскільки вони виготовлені з немагнітної сталі, та максимальне значення індукції складає 0,53 Тл.

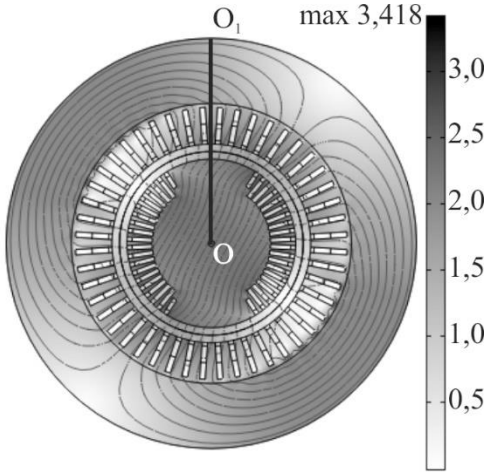


Рис. 2.3 Розподіл електромагнітного поля в центральній зоні статора та ротора турбогенератора за умов номінального навантаження

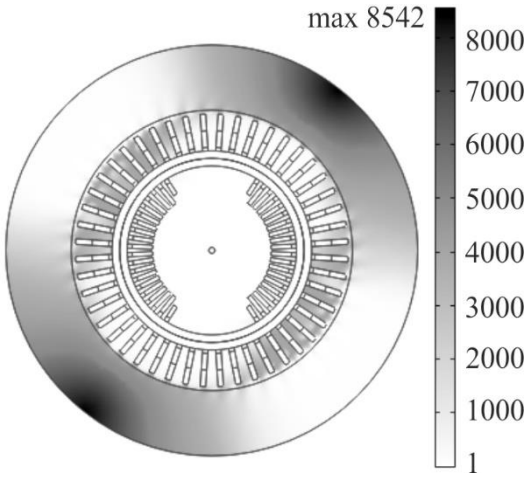


Рис. 2.4 Розподіл магнітної проникності в центральній зоні статора та ротора турбогенератора за умов номінального навантаження

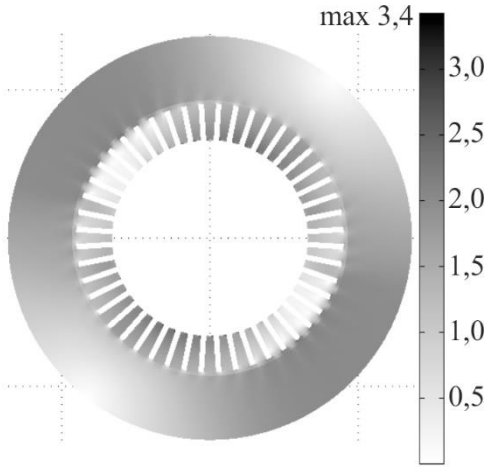


Рис. 2.5 Розподіл магнітної індукції в осерді статора турбогенератора за умов номінального навантаження

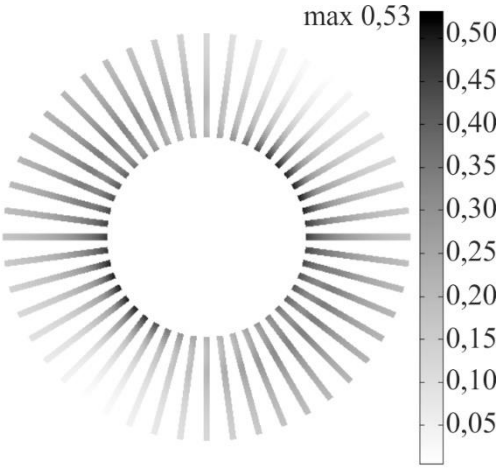


Рис. 2.6 Розподіл магнітної індукції у натискних пальцях за умов номінального навантаження

Натискна плита та мідний екран також є немагнітними, плита встановлена перед екраном, тому розподіл електромагнітного поля в них співпадає. Максимальні значення МІ складають 0,36 Тл і 0,33 Тл, відповідно (рис. 2.7 і 2.8).

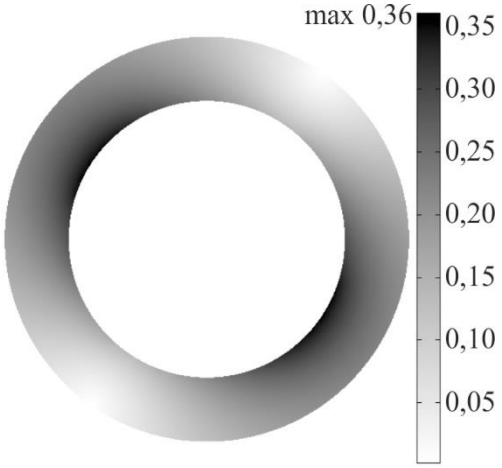


Рис. 2.7 Розподіл магнітної індукції у натискній плиті за умов номінального навантаження

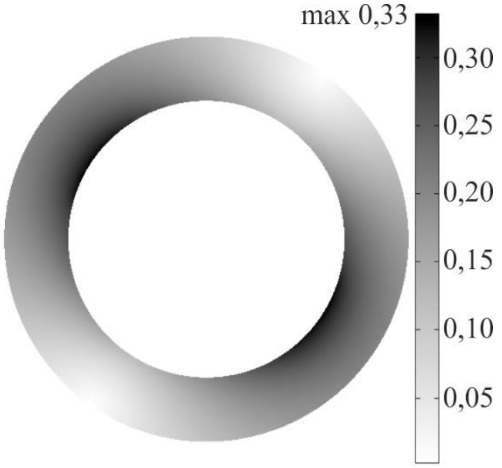


Рис. 2.8 Розподіл магнітної індукції у мідному екрані за умов номінального навантаження

Оскільки натискна плита, натискні пальці та мідний екран є масивними, вони є областями протікання вихрових струмів від радіального потоку. Розв’язується задача розподілу вихрових струмів у кожному елементі (Time-harmonic analysis). Для прикладу, на рис. 2.9 і 2.10 показаний розподіл густини наведеного струму від основного радіально спрямованого поля у натискних пальцях і мідному екрані. З причини високої провідності міді значення густини вихрового струму в екрані на порядок більше, ніж у немагнітних пальцях.

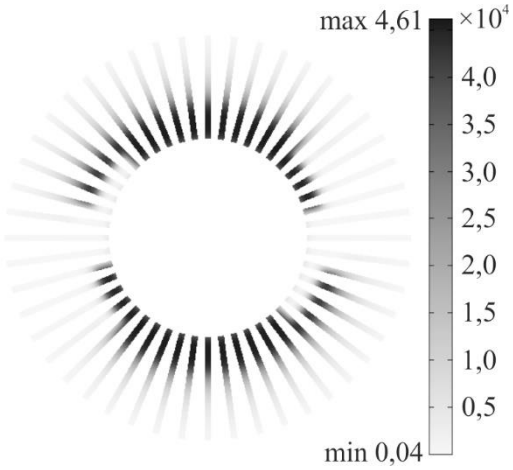


Рис. 2.9 Розподіл вихрового струму у натискних пальцях за умов номінального навантаження

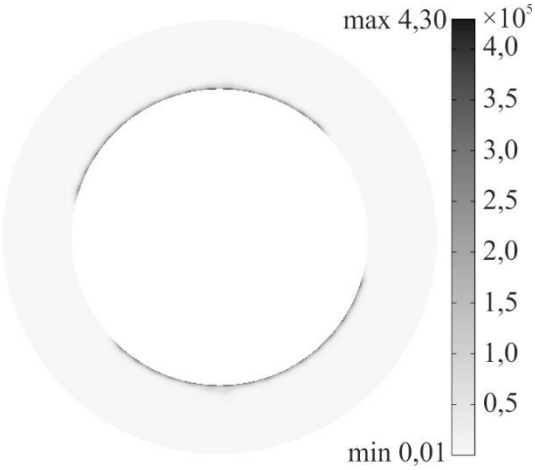


Рис. 2.10 Розподіл вихрового струму у мідному екрані за умов номінального навантаження

Надалі активізуються модуль AC/DC Module, підрозділ Quasi-Static Magnetic, модель Perpendicular Induction Currents, Vector Potential.

Маючи розподіл поля у центральній частині, можна перейти до моделювання магнітного поля у поздовжньому перетині ТГ (рис. 2.11). З урахуванням симетрії вздовж осьового та радіального напрямків, розрахункова область ТЗ обрана у вигляді перерізу ротора вздовж його осі та перетину одного зубця осердя статора у тангенціальному напрямку [124, 137]. Цей перетин співпадає з прямокутною координатною площиною *XY* і є площиною симетрії ротора (на рис. 2.3 вона проходить вздовж радіуса OO_1).

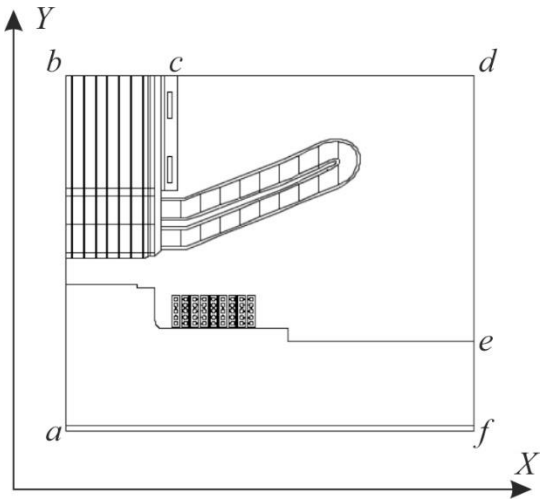


Рис. 2.11 Розрахункова область торцевої зони турбогенератора

Рівняння для двовимірного поля відносно складової ВМП A_z, яка є тангенціальною складовою у розрахунковій області, має вигляд (2.1).

Необхідна структура силових ліній магнітного поля формується за допомогою комплексу ГУ для ВМП і напруженості поля, які встановлюються для зовнішніх меж області *abcdef* (рис. 2.11).

На лінії *bc* можливі два варіанти ГУ: або умова, що відображає затухання поля:

$$A_z\big|_{bc} = 0, \tag{2.11}$$

або значення напруженості магнітного поля в точці O_1 (рис. 2.3):

$$H\big|_{bc} = H\big|_{O_1}. \tag{2.12}$$

ГУ (2.11) не може бути застосована у тому випадку, якщо геометрія ММ не передбачає наявності повітряних проміжків між пакетами осердя статора, як це має місце у деяких ММ, наприклад [59], що може бути виправдано для проведення електромагнітного розрахунку без подальшого моделювання теплових процесів.

Приймаючи варіант ГУ (2.12) більше загальним, така умова встановлюється на лінії *bc*, у цьому випадку $H\big|_{bc} = 300$ А/м.

На лінії *af* встановлюється умова симетрії магнітного поля відносно осі ротора (Electric Insulation), що означає рівність нулю дотичної до границі складової напруженості магнітного поля:

$$n \times H\big|_{af} = 0. \tag{2.13}$$

Вздовж межі *ab* задається розподіл напруженості магнітного поля, аналогічний розподілу вздовж тієї ж лінії у поперечному перетині (лінії OO_1, рис. 2.12):

$$H\big|_{ab} = H(r)\big|_{OO_1}. \tag{2.14}$$

Приймається, що за достатньо віддалені границі *cd*, *de* та *ef* магнітне поле не розповсюджується, тому на лінії *cdef* встановлюється однорідна ГУ першого роду:

$$A_z\big|_{cdef} = 0. \tag{2.15}$$

Одночасно задається розподіл магнітної проникності вздовж радіуса OO_1 – $\mu(r)|_{OO1}$, який змінюється внаслідок різного насичення відрізків магнітопроводу основним магнітним потоком (рис. 2.13).

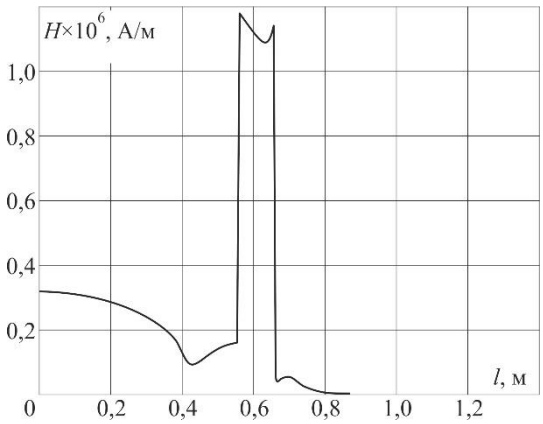


Рис. 2.12 Розподіл напруженості поля вздовж радіуса OO_1

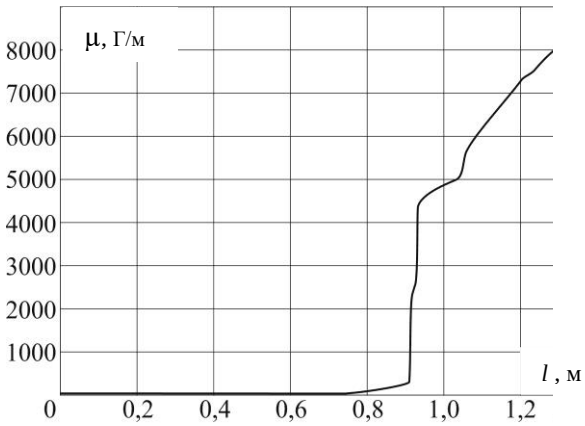


Рис. 2.13 Розподіл магнітної проникності вздовж радіуса OO_1

Таким чином установлюється взаємозв'язок електромагнітних полів у центральній і торцевій зонах ТГ.

Вплив режиму навантаження враховується заданням величин струмів в обмотках статора та ротора, кута β і ГУ.

Важливим етапом на шляху розрахунку магнітного поля в ТЗ є задання струмів у лобових частинах обмоток. Це питання найбільше проблематичне та вирішується окремими дослідниками різними способами.

Пропонується модель ТЗ ТГ, *яка у порівнянні з тими, що використовуються та відомі на сьогодні*, дозволяє математично точно описати струми лобової частини ОС із строгим урахуванням геометричної форми всіх відрізків лобових з'єднань та, що найсуттєвіше, режиму роботи. На рис. 2.14 показано напрямки миттєвих фазних струмів i_A, i_B, i_C лобової частини ОС за умов навантаження та частину схеми цієї обмотки, вздовж якої проходить переріз OO_1, причому для більшої наочності фази показано різними лініями.

Струми лобової частини ОС (рис. 2.14) менші за прийняті струми системи (2.7) у $\sqrt{2}$ рази, оскільки лобові частини відігнуті у середньому на 45°. Тобто вони мають величину діючого значення фазних струмів з відповідним кутом β.

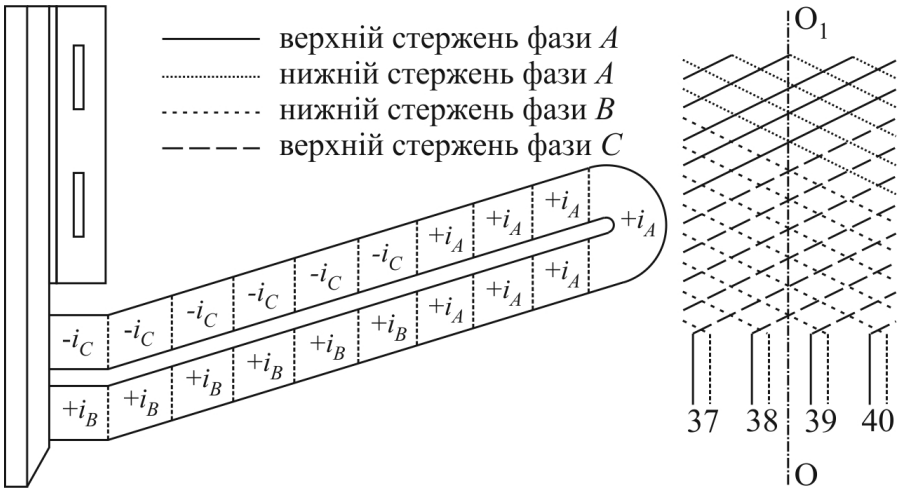


Рис.2.14 Напрямки фазних струмів лобової частини обмотки статора

Оскільки поздовжній перетин ТГ проведено вздовж поздовжньої осі ротора *d* (рис. 2.3), то значення густини струму лобової частини ОР відповідає заданому струму збудження (табл. 2.3).

Електромагнітний розрахунок виконується у всій розрахунковій області.

Задаються властивості матеріалів для кожної розрахункової підобласті та джерел поля. Для деяких матеріалів є можливість ввести параметри з бібліотеки

через кнопку Load. Необхідно підкреслити, що натискна плита виконана з немагнітної сталі марки 1Х18Н9Т, для якої $\mu=1{,}1\mu_0$ Г/м; $\sigma=1{,}4\cdot10^6$ 1/Ом·м.

Після задання властивостей і ГУ формується ССЕ. Водночас необхідно контролювати розмір елементів у підобластях провідного перерізу, який повинен бути у декілька разів меншим глибини проникнення поля у матеріал $\Delta=\sqrt{2/(\omega\mu\gamma)}$. Мінімальний розмір елемента сітки в області скін-шару повинен бути у 3–4 рази меншим глибини проникнення поля. Для того щоби автоматично задовольнити цій умові необхідно у режимі задання ГУ виділити лінії, які утворюють зовнішні межі перерізів. Після цього у вікні Mesh, Free mesh parameters, Boundary задати максимальне значення кінцевого елемента (maximum element size) виходячи з розрахунку $(0{,}2–0{,}3)\Delta$. Після чого можна проводити побудову сітки командою Mesh.

Побудована ССЕ вміщує 157868 граничних елементів, які покривають межі розрахункової області.

Після розрахунку отримуємо розподіл магнітного поля у кінцевій частині ТГ типу ТГВ-500 за умов номінального навантаження (рис. 2.15).

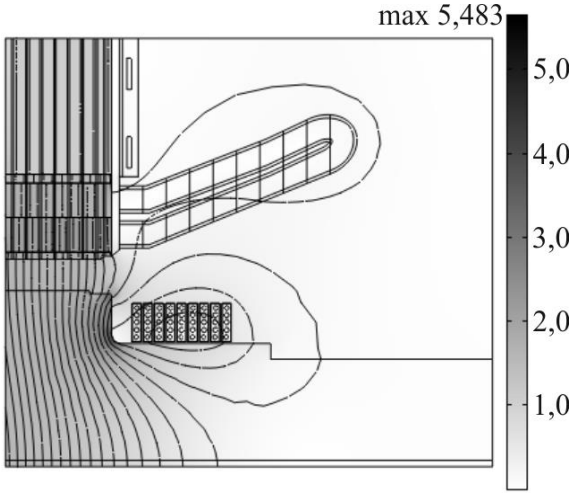


Рис. 2.15 Розподіл електромагнітного поля в торцевій зоні турбогенератора за умов номінального навантаження

Окремо розв’язується задача розподілу вихрових струмів (Time-harmonic analysis). Оскільки ротор обертається синхронно з полем, відмінна від нуля електропровідність задається в пакетах осердя статора, натискному пальці, електропровідному екрані та натискній плиті. Це дозволяє врахувати вихрові струми, наведені

від аксіальних магнітних потоків лобових частин обмоток. На рис. 2.16, *а, б* показаний розподіл густини вихрового струму в зазначених елементах, причому рис. 2.16, *б* для наочності представлений у збільшеному масштабі.

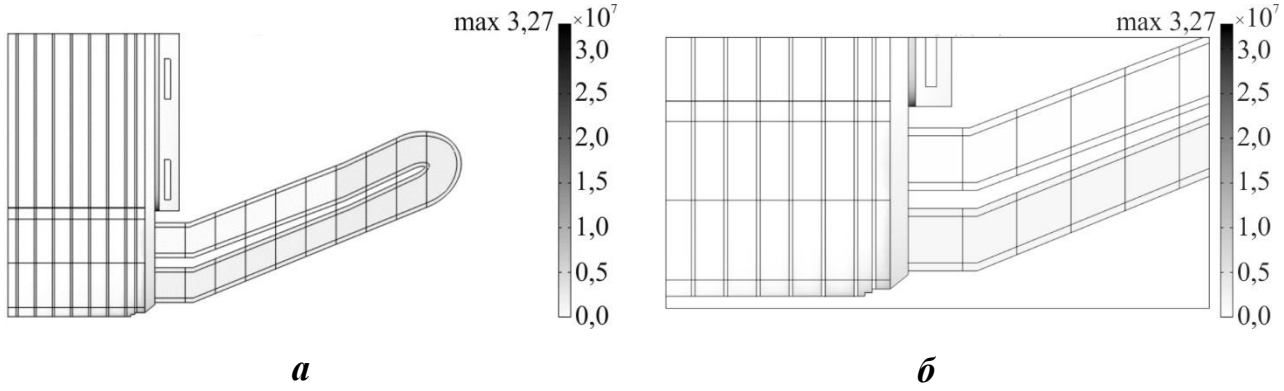


Рис. 2.16 Розподіл густини вихрового струму в торцевій зоні осердя статора турбогенератора за умов номінального навантаження

Під час розрахунку струмів у пакетах заліза той факт, що осердя ТГ набране (шихтоване) з окремих листів (сегментів), враховується введенням еквівалентних магнітного проникнення [59, 61, 67] й електричної провідності ($\sigma = K_{Fe}\sigma$) з урахуванням коефіцієнта заповнення сталлю.

«Інформація поперечного перетину» щодо фактичної геометрії зубця, натискного пальця, екрана та плити закладена у функціях перенесення магнітного поля через ГУ (2.14), тільки для останніх трьох за допомогою розподілу ВМП у кожному елементі (з рішення задачі на рис. 2.6–2.8), який встановлюються на відповідних лініях розрахункової області ТЗ (рис. 2.11).

Таким чином, за допомогою розробленої моделі можна отримати розподіл й параметри магнітного поля для окремих елементів і вузлів ТЗ за умов різних режимів навантаження ТГ.

До електромагнітної моделі додається тепловий модуль розрахунку. Для цього необхідно натиснути на панелі інструментів COMSOL кнопку Multiphysics, Model Navigator. У Application Mode навігатора моделей обрати модуль Heat Transfer Module, підрозділ General Heat Transfer та натиснути кнопку Add. У списку Ruling application mode навігатора моделей установити General Heat Transfer. Натиснути OK.

ТГ типу ТГВ-500 призначений для експлуатації у тривалих режимах з навантаженням, близьким до номінального. Перенавантаження у ТГ зазвичай відбуваються під час порушень і різноманітних відхилень у режимах роботи енергосистеми. Як правило, від ТГ вимагається короткочасна робота у разі таких перенавантажень. Тому основний тепловий розрахунок виконується для сталого стану, коли вся кількість тепла, яка виділяється у машині, відводиться охолодним середовищем. Несталі теплові режими перевіряються з метою визначення допустимих короткочасних перенавантажень ТГ [95, 109].

Виконується спрощений (оцінний) тепловий розрахунок, який, з однієї сторони, не потребує великого об’єму роботи, а з іншої – може надати правильну оцінку теплового стану окремих частин машини. Застосування наближених методів розрахунку допустимо для типових конструкцій і схем охолодження. За таких умов загальноприйнятий розділений розгляд теплового стану статора та ротора, оскільки їхній вплив один на одного в цьому аспекті невеликий [95, 109].

Під час математичного опису стаціонарного температурного поля осердя статора у зв’язку зі складністю постановки задачі прийнято такі припущення, основані на аналізі дослідів і розрахунків [1, 2, 3, 5, 7, 20–23, 26–30, 32, 42, 58, 69, 71, 74, 76, 80, 81, 86, 88, 89, 90, 95, 109, 117]:

1. Розрахункові та експериментальні дослідження нагрівання ТЗ показали, що за умов наявності примусової вентиляції в каналах між натискною плитою і крайнім пакетом взаємним тепловим впливом натискної плити і крайнього пакета можна нехтувати та розглядати їхнє нагрівання незалежно [7, 21, 42, 74, 76, 80, 81, 86, 117].

2. На основі виконаних досліджень [2, 7, 21, 23, 32, 42, 74, 76, 80, 86, 88, 89, 95, 109] нагрівання пакетів осердя статора розглядається незалежно від нагрівання ОС. За умов безпосереднього охолодження обмоток тепловий розрахунок може бути значно спрощений у припущенні, що вода, яка циркулює в ОС, відводить втрати, що виділяються тільки в міді; втрати ж у зубцях і спинці осердя відводяться воднем, який циркулює у радіальних вентиляційних каналах осердя, тобто теплообмін між обмоткою та іншими елементами машини відсутній і також відсутній рух

тепла вздовж самої обмотки. Такі спрощення дозволяють достатньо наочно оцінити температуру ОС.

3. Для потужних ТГ з радіальною системою вентиляції кожен з крайніх пакетів осердя статора має майже автономну систему охолодження. Підігрівання охолоджуючого газу в умовах звичайно прийнятої у цій зоні великій витраті помітно не впливає на температуру пакетів [21, 42, 80, 88]. Зокрема у [88] показано, що за умов існуючої інтенсивності охолодження ТЗ осердя статора ТГ типу ТГВ-500 вплив підігрівання газу як на середній нагрів, так і максимальну температуру пакета незначний, і не перевищує 2 %, а під час врахування підігрівання газу розрахункова максимальна температура відрізняється не більше ніж на 0,2 %. Для опосередкованого впливу підігрівання охолоджуючого газу, оскільки у вентиляційних каналах між крайніми пакетами осердя статора газ рухається тільки у радіальному напрямку із повітряного проміжку, у цьому ж напрямку штучно збільшується і його температура.

4. Під час розрахунків стаціонарного температурного поля приймається припущення щодо відсутності кондуктивного теплообміну між крайніми пакетами та деталями кріплення й пристроями екранування ТЗ статора. Нагрів системи тіл – крайнього пакета, натискних елементів і пристроїв екранування – розглядається незалежно від основної частини осердя й ОС [76, 88].

5. В пакетах осердя статора, натискних елементах і пристроях екранування розглядається тільки радіальне температурне поле.

6. Температура газу в проміжку між статором і ротором збільшується з наближенням до середини ТГ.

7. Розподіл витрати газу в паралельних каналах відповідає втратам, які відводяться через ці канали, тому підігрівання газу в усіх паралельних каналах відрізняється несуттєво [76].

Всі ці припущення дозволили значно спростити метод розрахунку.

Приймаючи отримані результати моделювання електромагнітного поля як джерело теплових втрат, виконується розрахунок теплообмінних процесів у ТЗ ТГ. Рівняння для двовимірного стаціонарного температурного поля має вигляд:

$$\nabla\left(-k\nabla T\right)=Q\ , \tag{2.16}$$

де k – коефіцієнт теплопровідності; T – температура; Q – питомі об'ємні теплові втрати.

За формою запису рівняння теплопровідності близьке до рівняння електромагнітного поля. Так, рівняння (2.16) ідентично за формою запису рівнянню (2.5). Істотна відмінність, проте, полягає у тому, що електромагнітне поле є векторним, а теплове поле – скалярним. Ця обставина істотно ускладнює розв'язання задач електромагнітних полів, оскільки для них необхідне визначення трьох просторових складових векторних функцій. Але у разі двовимірних полів, коли розмірність ВМП вдається зменшити до однієї просторової складової, математичний запис двох видів рівнянь виявляється майже ідентичним. Це дозволяє створювати та використовувати однотипну методологію розв'язання крайових задач електромагнітного та теплового полів [12].

Автоматично в системі, яка описує передачу тепла, встановлена загальна форма системи рівнянь, яка дозволяє враховувати нелінійності. Одночасно, ця задача використовує лінійні відношення між величинами. Лінійна постановка задачі надає можливість використовувати коефіцієнтну форму системи рівнянь і зробити процес обчислення простіше. Це реалізується в меню Physics, Model Settings, де на вкладці у пункті Equation system form необхідно встановити Coefficient. Після цього необхідно натиснути OK.

Як зазначалося, ТГ, що розглядається, має радіальну систему вентиляції. Холодний водень, температура якого відповідно до Інструкції з експлуатації прийнята 40 °С, подається у радіальні канали між пакетами осердя та проміжки між натискними пальцями, екраном і плитою зі сторони зазору з подальшим рухом у сторону спинки осердя.

Розрахунок температурного поля виконується тільки для ТЗ осердя статора. З цією метою в Subdomain Settings у тепловому модулі «галочка» на кнопці Active in this domain повинна бути ввімкненою тільки для необхідних підобластей.

Геометричні розміри й електромагнітні параметри (за винятком питомої електричної провідності) ті самі, що і в електромагнітній задачі.

Необхідно врахувати, температура нагріву в сильному (інтенсивному) магнітному полі може досягати критичних значень, що зумовлює підвищення питомого опору в областях з високою густиною струму, а це у свою чергу – до іншого розподілу густини струму. Це явище враховано залежністю питомої електричної провідності від температури за таким законом:

$$\sigma(T) = \frac{\sigma_0}{\left(1 + k_\sigma \cdot (T - T_0)\right)}, \tag{2.17}$$

де σ_0 – електропровідність у разі початкової температури T_0; k_σ – коефіцієнт, який враховує вплив температури на електропровідність.

Для врахування в моделі залежності (2.17) необхідно за допомогою команди Multiphysics, Perpendicular Induction Currents, Vector Potential повернутися до електромагнітної частини задачі та задати залежність провідності у вікні редагування фізичних властивостей для усіх підобластей провідного перерізу.

Надалі задаються теплофізичні властивості матеріалів. Для деяких матеріалів є можливість ввести параметри з бібліотеки через кнопку Load. З метою врахування омічних втрат з електромагнітної задачі, у тому числі й від вихрових струмів (наведених аксіальними магнітними потоками лобових частин обмоток), у вікно вводу потужності об’ємного джерела тепла Heat Source в кожній розрахунковій підобласті прописується ім’я змінної Q_emqa, для врахування втрат від наведеного основним радіально спрямованим полем вихрового струму в кожному масивному елементі (натискний палець, мідний екран, натискна плита) з результатів розрахунку в поперечному перерізі генератора задається середнє значення цього струму у відповідних елементах розрахункової області поздовжнього перерізу в електромагнітній задачі й також прописується ім’я змінної Q_emqa у тепловій. Інші втрати в магнітопроводі статора розраховуються окремо за традиційними залежностями, наприклад [76, 95, 109], які прописуються безпосередньо у відповідних підобластях у вікно вводу потужності об’ємного джерела тепла Heat Source та підсумовуються зі змінною Q_emqa.

Після задання фізичних констант і тепловиділення необхідно відкрити вкладку Init панелі фізичних властивостей і задати початкову температуру 40 °C. Треба

підкреслити, у програмному середовищі COMSOL Multiphysics температура задається у Кельвінах, але для кращого сприйняття викладеного матеріалу надалі оперується градусами Цельсія.

Для однозначного математичного опису теплового процесу необхідно задати ГУ, що характеризують взаємодію об'єкта з навколишнім середовищем. Модуль теплопередачі системи COMSOL Multiphysics використовує таке узагальнене рівняння:

$$-\vec{n}\cdot\vec{q} = q_0 + h\left(T_{\inf} - T\right). \tag{2.18}$$

Доданок $h(T_{\inf} - T)$ моделює конвективний тепловий обмін з оточуючим середовищем, де h – коефіцієнт тепловіддачі, $T_{\inf}$ – температура середовища, яке оточує об'єкт. У такому формулюванні можна задавати тепловий потік у явному вигляді величиною q_0, а також коефіцієнтом тепловіддачі h відносно опорної температури.

Принципово існує дві можливості моделювання цих процесів:

– використання коефіцієнтів тепловіддачі на поверхні, яка омивається у разі конвекції;
– розширення моделі для описання потоків теплопередачі у флюїді.

Перший спосіб є дуже потужним і ефективним. На додаток, режим General Heat Transfer надає користувачу вбудовані функції задля використання коефіцієнтів, які описують теплопередачу. Для більшості інженерних задач використання цих коефіцієнтів є точним і чисельно ефективним модельним наближенням.

Друге наближення, яке передбачає урахування течії флюїду та перенос тепла в моделі, може бути корисним у певних випадках, коли, наприклад, з причини особливості геометрії коефіцієнти значною мірою змінюються залежно від місця на поверхні, або ж якщо необхідно знайти значення температури флюїду. У таких випадках ГУ на поверхні розділення неперервні та не мають розриву. Однак складність моделі істотно підвищується, якщо необхідно розрахувати поле течії флюїду або його температурне поле. На додаток, істотно підвищуються вимоги до об'єму оперативної пам'яті ПК, а час розрахунку значно зростає.

Надалі зосередимо увагу на першому з описаних вище двох способів, який для моделювання конвективної теплопередачі використовує коефіцієнти.

Головна складність у використанні коефіцієнтів тепловіддачі – це розрахунок або задання значень коефіцієнта h. Цей коефіцієнт залежить від самого флюїду, його властивостей, закономірності руху, температури, стану та фізичних параметрів поверхні, а також у випадку примусової конвекції – від швидкості руху флюїду [41, 68]. Крім того, на величину коефіцієнта впливає геометрична конфігурація. *У цьому випадку* задача вибору коефіцієнта h не розв'язується, оскільки коефіцієнти тепловіддачі теплообмінних поверхонь елементів конструкції та вентиляційних каналів для ТГ типу ТГВ-500 відомі з результатів попередніх досліджень [76, 87, 88].

Задання температури на поверхні об'єкта можна інтерпретувати як задання температури навколишнього середовища у разі нескінченно великої величини коефіцієнта тепловіддачі $h=\infty$. У цьому випадку різниця температури поверхні та середовища дорівнює нулю:

$$\left(T_{\inf}-T_0\right)=0. \tag{2.19}$$

Коефіцієнт теплопровідності k характеризує відношення між вектором густини теплового потоку q і температурним градієнтом температури в законі Фур'є:

$$\vec{q}=-k\nabla T\,. \tag{2.20}$$

У розрахунок ця величина вводиться як потужність, поділена на одиниці довжини та температури.

Умова теплоізоляції або симетрії має вигляд:

$$\vec{n}\cdot\left(k\nabla T\right)=0. \tag{2.21}$$

Ця умова визначає, в яких місцях область гарно ізольована, або скорочує розмір моделі за рахунок використання переваг симетрії. Інтуїтивно відчувається, це рівняння свідчить про те, що градієнт уздовж границі повинен дорівнювати нулю. Крім цього, температура на одній стороні границі повинна бути рівною температурі на іншій стороні границі. Оскільки не існує відмінності температури на границі, тепло не повинно пересікати її.

Для зручності задання відомих коефіцієнтів тепловіддачі розрахункова область осердя статора (рис. 2.11) заздалегідь розподілена на такі зони: зубця (яка у

свою чергу розподілена на зони коронки зубця, його кореня, а також зубця напроти верхнього стрижня та напроти нижнього стрижня обмотки) й ярма.

Необхідно ще раз підкреслити, що найбільша увага приділяється зоні *I* (рис.2.1), а саме області «крайній пакет - натискний палець - мідний екран - натискна плита».

Основна теплопередача у навколишнє середовище теплової енергії, що виділилася в елементах, здійснюється шляхом конвективного теплообміну між нагрітою поверхнею та потоком охолоджуючого водню (2.18) .

Коефіцієнти тепловіддачі (Вт/м^2·К) для ТГ типу ТГВ-500 мають такі значення [76, 87, 88], рис. 2.17:

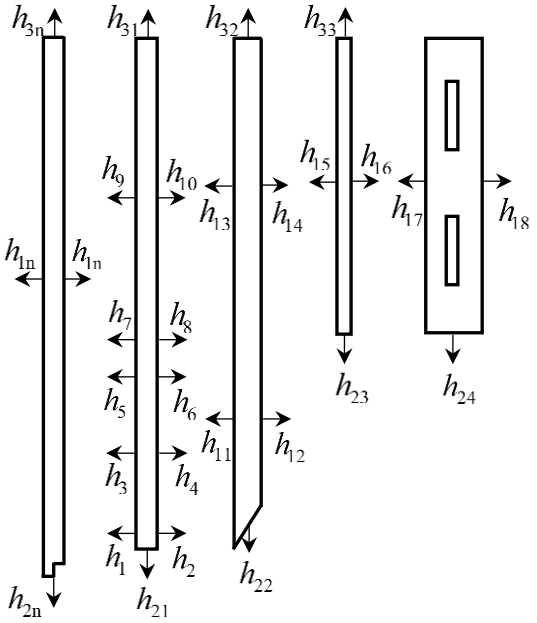


Рис. 2.17 Коефіцієнти тепловіддачі для турбогенератора типу ТГВ-500

– для крайнього пакета:

$h_1 = 474$; $h_2 = 332$; $h_3 = h_5 = h_7 = 354$; $h_4 = h_6 = 248$; $h_8 = 225$; $h_9 = 221$; $h_{10} = 209$; $h_{21} = 1330$; $h_{31} = 205$;

– для натискного пальця:

$h_{11} = h_{12} = 280$; $h_{13} = h_{14} = 243$; $h_{22} = 1280$; $h_{32} = 243$;

– для мідного екрана:

$h_{15} = h_{16} = h_{23} = 280$; $h_{33} = 243$;

– для натискної плити:

$h_{17} = 280$; $h_{18} = 200$; $h_{24} = 384$;

– усереднене значення для інших пакетів:

$h_{1n} = 241$; $h_{2n} = 1000$; $h_{3n} = 200$.

Встановлюємо ГУ (2.19) у таких зонах розрахункової області:

– температура води, яка циркулює в охолоджуючих каналах натискної плити та лобових частинах ОС: $T_{inf} = T_0 = 60$ °С.

На границі, яка проходить посередині останнього дев'ятого пакета розрахункової області, встановлюється ГУ (2.21).

Задаються властивості матеріалів кожної розрахункової підобласті. Для деяких матеріалів є можливість ввести параметри з бібліотеки через кнопку Load. Необхідно підкреслити, матеріал натискної плити має такі теплові параметри (немагнітна сталь марки 1Х18Н9Т): $C = 470$ Дж/кг·К; $k = 15$ Вт/м·К; $\rho = 7970$ кг/м^3.

ССЕ є однаковою як для електромагнітної, так і теплової задачі.

Не торкаючись всього різноманіття варіантів візуалізації результатів розрахунку, на рис. 2.18 наведено розподіл температури у ТЗ осердя статора ТГ за умов номінального навантаження.

Не зайвим буде зазначити, тривалість розв'язання задачі за допомогою розробленої комплексної ММ зі всіма маніпуляціями на ПК середньої потужності (Windows 7 Максимальна, процесор AMD E-450 APU with Radeon™ HD Grafics 1.65 GHz, ОЗУ 4.00 ГБ) складає приблизно 40 хвилин.

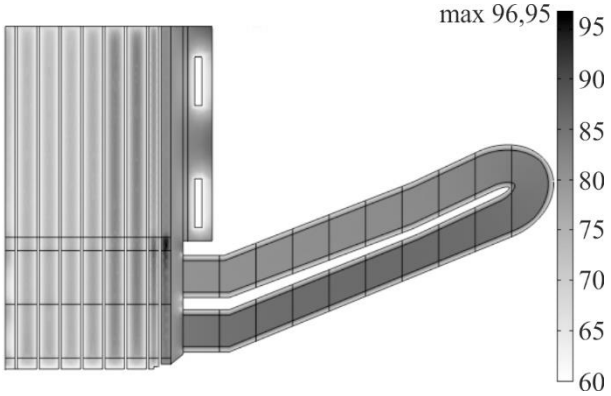


Рис. 2.18 Розподіл температури у торцевій зоні осердя статора турбогенератора за умов номінального навантаження

Таким чином, сформульовано замкнуту ММ кінцевої зони осердя статора ТГ типу ТГВ-500 у вигляді сукупності зв'язаних рівнянь, ГУ та співвідношень (2.1)–(2.21). Рівняння (2.1)–(2.15) описують стаціонарне квазітривимірне електромагнітне поле у статорі та роторі, причому окремо аналізуються поля у поперечному та поздовжньому перетинах ТГ, а їхня зв'язність забезпечується виконанням умови (2.14) та розподілом магнітної проникності вздовж перерізу $OO_1 - \mu(r)|_{OO1}$. Рівняння (2.16) описує стаціонарний нагрів ТЗ осердя статора з урахуванням температурної залежності електропровідності матеріалів, причому знайдені відповідно до цієї залежності електропровідності використовуються у рівнянні (2.1) під час розрахунків електромагнітного поля.

Отже, розроблена ММ є сукупністю трьох моделей, які взаємопов'язані між собою. Тобто використано підхід для аналізу теплових процесів у ТЗ осердя статора ТГ послідовного логічного переходу від рішення простої моделі розрахунку електромагнітного поля в активній частині машини до більше складних моделей розрахунків у кінцевій зоні з використанням попередніх результатів у наступних, що дозволяє отримати рішення для визначення розподілу температури в складних областях.

Необхідно підкреслити, що конструктивною особливістю крайніх пакетів осердя статора ТГ типу ТГВ-500 на відміну від пакетів активної зони, є наявність шліців у зубцях, які виконуються з метою зменшення втрат від вихрових струмів, створених у листах під час проникнення в них осьового потоку. Виконання шліців хоча й вирішує завдання зниження нагріву крайніх пакетів, але спричиняє зменшення механічної жорсткості зубців. Досвід експлуатації ТГ показує, що за рахунок підвищеної осьової вібрації крайніх пакетів, розрізи зубців негативно впливають на надійність зубцево-пазової зони статора, а також скорочують гарантійні терміни роботи ТГ. За таких умов крайні пакети з суцільними зубцями є більше перспективними для застосування у ТГ, які модернізуються [14]. Водночас збільшення втрат у суцільних зубцях можна компенсувати застосуванням нових конструктивних рішень ТЗ ТГ [14, 94]. Саме з цією метою й була побудована ММ.

Хоча ММ не передбачає врахування шліців у зубцях крайніх пакетів осердя статора ТГ, але з метою перевірки достовірності розробленого алгоритму розрахунку температурного поля було виконано оцінний розрахунок і співставлення отриманих значень нагріву ТЗ ТГ типу ТГВ-500 у номінальному режимі роботи та режимі КЗ при I_s = 0,6$I_н$, для яких є експериментальні дані з температурного поля крайнього пакета осердя статора [76, 87, 88] і коефіцієнтам тепловіддачі [76, 87, 88]. Експериментальні дані відповідають сталому нагріву крайнього пакета осердя статора ТГ зі сторони турбіни в перетині 1/8 ширини пакета від торця вздовж осі машини. Врахування впливу шліців у зубцях крайніх пакетів за допомогою польових методів докладно описано у працях [14, 33] й у даному контексті наводити ці алгоритми буде зайвим. З причини суттєвого розходження результатів між цими методиками (більше 30 %) та складності врахування реальної глибини проникнення (затухання) аксіальної складової МІ в осьовому напрямку крайнього пакета за умов двовимірної постановки задачі поперечного перерізу останнього, яка «змушує» дослідника або нехтувати вказаним затуханням і обумовлює завищені результати [33], або зовсім не розглядати це питання акцентуючи увагу на розподілі вихрових струмів на поверхні одного листа (сегмента) [14], це питання потребує додаткового дослідження. Оскільки це дослідження виходить за рамки цієї книги, вплив розсічення у зубцях крайніх пакетів на величину втрат у них враховано за допомогою аналітичного (класичного) підходу [76, с. 319], коли складова втрат у зубцях від радіального поля не змінюється, а складова втрат від аксіального потоку зменшується в 4 рази. У даному випадку це можна інтерпретувати як штучне зменшення вихрового струму в зубці у два рази. За таких умов сумарні втрати у зубці зменшуються на 33 %, що добре узгоджується з існуючими класичними уявленнями щодо впливу розрізів у зубцях на величину втрат [76, 82].

Необхідно тільки зазначити, отримані розбіжності розрахункових і експериментальних значень температурного поля не перевищили 7 % (табл. 2.4), що свідчить про високу достовірність застосованих підходів і припущень, а також можливість використання запропонованої моделі для інженерних цілей.

Таблиця 2.4

Результати розрахунку та експериментальні дані сталого нагріву крайнього пакета осердя статора турбогенератора типу ТГВ-500

Джерело інформації	Температура, °С			
	Зубець			Ярмо
	Коронка	Середина	Основа	Середина
Номінальний режим ($P = 495$ МВт, cos φ = 0,848)				
Розрахунок	50,9	51,25	72,37	56,63
Дослід	–	54,90	76,20	53,70
Розбіжність, %	–	6,65	5,03	5,46
Режим короткого замикання ($I_S = 0{,}6I_н$)				
Розрахунок	49,15	44,7	52,97	48,17
Дослід	46,30	47,70	57,00	45,60
Розбіжність, %	6,16	6,29	7	5,64

Необхідно зауважити, що у листах кінцевих пакетів статора ТГ під дією основного й осьового магнітних потоків спостерігається значний крайовий ефект у разі розтікання вихрових струмів [82]. Закономірність розподілу та величина густини вихрових струмів у крайніх і середніх секторах сегмента суттєво відрізняються один від одного. На додаток, у різних частинах кінцевих пакетів у тангенціальному напрямку може бути нерівномірне охолодження та виділення втрат, і тому має інтерес визначення впливу цих змін на величину температури. Як результат, під час рішення задач розрахунку температури в пакеті правильно було б за розрахункову область приймати не плоский розріз уздовж осьової довжини машини, а область, яка охоплює повний лист пакета статора. Однак для виявлення таких зон необхідні дослідження системи охолодження, електромагнітних і теплових процесів залежно від зміни тангенціальної координати, що передбачає тривимірне моделювання. Але як було показано вище (див. підрозділ 2.2), навіть за умов використання сучасної комп’ютерної техніки ці рішення все одно пов’язані з низкою спрощуючих факторів, не надають достовірного уточнення результатів і не придатні до варіаційних розрахунків [25, 60]. Одночасно, для формування змістовних і достатньо докладних висновків щодо параметрів і характеристик об’єкта за умов його конструктивної зміни необхідне проведення значної кількості розрахунків.

На кінець можна зазначити, що на сучасному етапі розвитку обчислювальної техніки врахувати усі фактори під час моделювання електромагнітних і теплових полів ТЗ ТГ неможливо. А ті фактори, які враховані у запропонованій моделі, необов'язково враховувати саме так, як це вказано. Їх можна враховувати будь-яким способом за умови, що цей спосіб забезпечує коректність урахування.

Кожен дослідник у своїх розрахунках приймає певні припущення, які мають одночасно переваги та недоліки. З алгоритму побудови ММ можна побачити, що розроблена модель відрізняється від тих, які використовуються та відомі на сьогодні, підходом до врахування руху ротора, перерізом взаємозв'язку активної частини генератора з його кінцевою зоною, математичним апаратом, комплексом ГУ, методикою визначення кута β, математично точним урахуванням струмів і геометрії лобових частин ОС та, що найсуттєвіше, режиму навантаження ТГ. Водночас розроблена модель дозволяє дослідити взаємопов'язані електромагнітні та теплові процеси за умов простоти програмної реалізації.

Іншими словами, було узагальнено дослідження, алгоритми та підходи відомих як українських, головним чином Мілих В.І. та Васьковського Ю.М., так і російських, китайських та японських вчених і дослідників, які розроблюють польові ММ, а також додано власні удосконалення, що надало можливість реалізувати іншу модель, яка за окремими показниками одночасно має переваги та недоліки порівняно з існуючими подібними розробками. На додаток, використання спеціалізованого програмного пакета дозволило розробити достатньо гнучку ММ в плані модифікації окремих її складових, що дозволяє досліднику *сконцентруватися на досягненні поставленої мети*, а не вирішувати утилітарні задачі. Це буде показано у розділах 3 і 4.

РОЗДІЛ 3
МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ І ТЕПЛОВИХ ПРОЦЕСІВ У ТОРЦЕВІЙ ЗОНІ ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА

3.1 Розрахунок електромагнітного поля та нагріву торцевої зони синхронного турбогенератора за умов різного навантаження

Основні результати розрахунку та їхній аналіз викладені у працях автора [35, 46, 47, 50], але доцільно надати матеріал щодо проведеного дослідження у більше розгорнутому вигляді.

Методи дослідження електромагнітного поля у кінцевих частинах ТГ дуже різноманітні. Серед них можна назвати експериментальні методи, методи математичного моделювання, фізичного моделювання, графічні методи побудови картини поля, а також аналітичні методи розрахунку поля.

Одним із основних методів дослідження поля у ТГ є експериментальний, який надає найбільше вірогідні результати під час проведення досліджень на діючих генераторах в умовах електростанцій. Однак, одержання експериментальних даних на діючих машинах дуже проблематичне і, не дивлячись на значну кількість робіт у цій області, ці дані, як правило, неповні та не дозволяють детально проаналізувати розподіл поля у деяких областях кінцевої зони. Такі специфічні особливості ТГ як висока напруга ОС відносно корпусу, герметизація внутрішньої порожнини машини, вібрація, великий проміжок часу між почерговими зупинами машини, проблематичність забезпечення потрібного режиму роботи (за умов експлуатації), накладають визначальні вимоги на проведення експерименту й обмежують коло дослідників [107].

З причини важкості проведення експериментальних досліджень поля у кінцевих частинах ТГ доцільно окремі закономірності вивчати на різного типу моделях. На сьогодні переважне поширення одержали ММ, які у своїй більшості побудовані на принципі відповідності між диференціальними рівняннями, що описують

процеси різноманітної фізичної природи. Це дозволяє перенести вивчення явища в оригіналі на модель, яка має відмінну від оригіналу фізичну природу.

Питання моделювання фізичних процесів у ТГ, викладене в цьому розділі, має виключно імітаційний характер, оскільки конкретне моделювання з урахуванням усіх факторів такої складної машини як ТГ, може здійснюватися тільки у великих конструкторських і технологічних відділах на заводах-виготовлювачах.

Існують чисельні дослідження електромагнітного поля ТЗ ЕМ на двовимірних і квазітривимірних моделях [12, 36, 59–67, 112, 113, 118, 122, 124, 131, 135, 138, 140, 148, 151, 152, 153], але на сьогодні мало досліджень, побудованих на комплексних ММ спільного розрахунку електромагнітного поля та теплообмінних процесів у торцевій частині статора [137, 145, 149].

Метою підрозділу є розрахункове дослідження розподілу магнітного поля та температури в елементах конструкції ТЗ статора потужного ТГ у режимах навантаження при різних коефіцієнтах потужності за допомогою розробленої ММ, яка у порівнянні з тими, що використовуються та відомі на сьогодні, дозволяє проводити якісно такі дослідження за рахунок математично точного опису струмів лобової частини ОС із строгим урахуванням геометричної форми лобових з’єднань і, що найсуттєвіше, за умов спільного електромагнітного та теплового розрахунків й простоти програмної реалізації.

Методами математичного моделювання розглянуто закономірності зміни електромагнітного поля та нагріву ТЗ ТГ для трьох режимів навантаження при різних коефіцієнтах потужності (0,85 – режим 1, номінальний; 1,0 – режим 2, перезбудження, -0,95 – режим 3, недозбудження) та номінальній швидкості обертання ротора (3000 об/хв). Обрана ТЗ генератора зі сторони турбіни, де магнітне поле не спотворюється впливом струмів з’єднувальних шин і виводів (як це спостерігається на стороні контактних кілець) [76].

Для цього дослідження ММ доповнюється такою методикою.

Фазний струм статора визначається за формулою

$$I_s = \frac{P_н}{mU_s \cos\varphi}. \qquad (3.1)$$

Струм збудження підбирається за методикою [12]. З векторної діаграми ТГ (рис. 3.1) випливає, що ЕРС фази обмотки якоря від результуючого магнітного потоку дорівнює

$$E_\delta = U_s + I_s\left(r_1 + jx_{\sigma a}\right). \qquad (3.2)$$

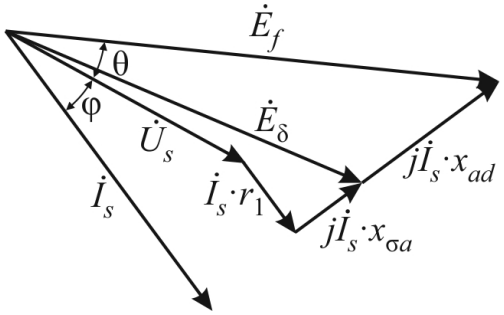


Рис. 3.1 Векторна діаграма турбогенератора

На векторній діаграмі позначено: E_f – ЕРС, що наводиться полем ОЗ; $r_1 I_s$ – падіння напруги на активному опорі; $jx_d I_s = j(x_{ad}+x_{\sigma a})I_s$ – падіння напруги на синхронному індуктивному опорі; x_{ad} – індуктивний опір реакції якоря за поздовжньою віссю.

Діюче значення ЕРС фази обмотки якоря розраховується як

$$E = \pi\sqrt{2}\, f_s \Psi_\Phi, \qquad (3.3)$$

де $\Psi_\Phi = \dfrac{2s_{n1}l_s}{S_{\Pi 1}} \int\limits_{S_q} A_z \cdot ds$ – магнітне потокозчеплення фази обмотки якоря, яке складається з потокозчеплень q послідовно з'єднаних котушок і знаходиться інтегруванням ВМП за сумарною площею поперечного перетину сторін усіх котушок фази S_q, що мають струми одного напрямку.

Загальна формула для магнітного потокозчеплення фази обмотки якоря заснована на аналізі розподілу реального поля в активній зоні машини. Тому в розрахунковому значенні потокозчеплення враховані всі основні особливості конструкції обмотки, такі як розподіл котушок у пазах в межах фазної зони, вкорочений крок котушок та ін. У класичній теорії машин ці конструктивні чинники враховуються за допомогою обмотувальних коефіцієнтів. Під час польового аналізу параметрів машини немає необхідності їхнього використання [12].

Для заданого режиму роботи, який визначається величинами струму статора I_s та коефіцієнтом потужності cos φ, послідовними наближеннями підбирається такий струм збудження i_f, при якому величини ЕРС, розраховані польовим методом за допомогою формули (3.3) та за рівнянням (3.2), співпадають в межах заданої похибки. Величини струмів в обмотках статора та ротора й кута β задаються відповідно до режиму роботи генератора.

Вихідні дані, розраховані згідно з (2.7)–(2.10), (3.1) та методики [12] для позиції ротора на рис. 3.2 в момент часу $t = 0$, наведено у табл. 3.1 та 3.2.

Таблиця 3.1

Вихідні дані для польового розрахунку

Номер режиму	Статор							Ротор
	$I_{sф}$, кА	P, МВт	Q, МВар	S, МВА	$\cos\varphi$	θ, °	β, °	i_f, А
1	17	500	310	588	0,85	36,7	158,5	5090
2	14,43	500	0	500	1,0	54	144	3598
3	15,19	500	-164	526	-0,95	68,3	140,1	3020

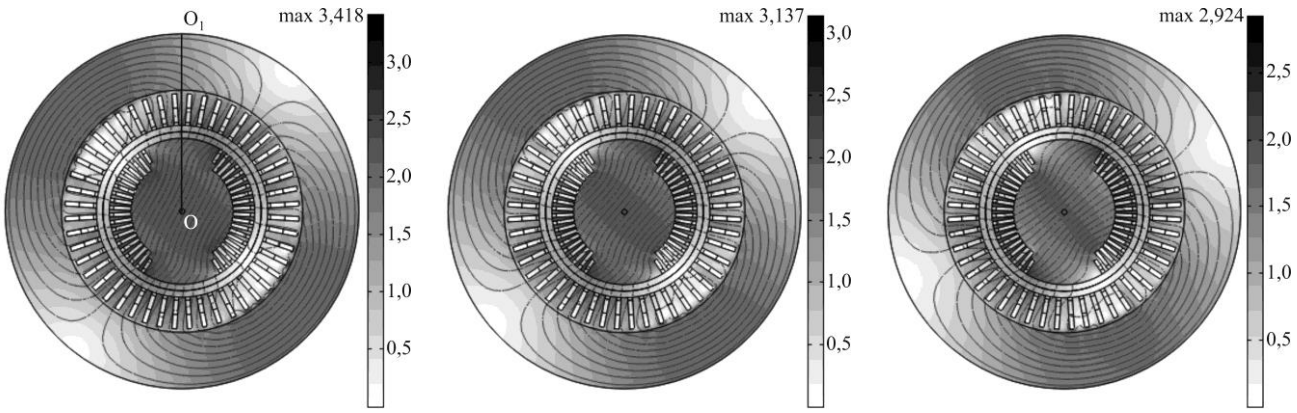
Таблиця 3.2

Вихідні дані для польового розрахунку

Ном. Реж.	Статор						Ротор	
	i_A, А	i_B, А	i_C, А	$J_{Azстор}$, А/мм^2	$J_{Bzстор}$, А/мм^2	$J_{Czстор}$, А/мм^2	J_{fmal}, А/мм^2	J_f, А/мм^2
1	-11184	9407,6	1776,8	-2,8	2,35	0,44	7,6	8,5
2	-8254,8	9321,4	-1066,6	-2,06	2,33	-0,267	5,4	5,9
3	-8240,1	10086,8	-1846,7	-2,06	2,52	-0,46	4,5	5,03

Далі наведено окремі результати моделювання.

На рис. 3.2 показано миттєвий розподіл МІ та ВМП центральної зони ТГ в момент часу t = 0,02 с (що відповідає одному повному оберту ротора): рис. 3.2, *а*, *б*, *в* відповідають режимам 1, 2, 3. Певним відтінком сірого кольору показано рівні МІ згідно з приведеною шкалою.



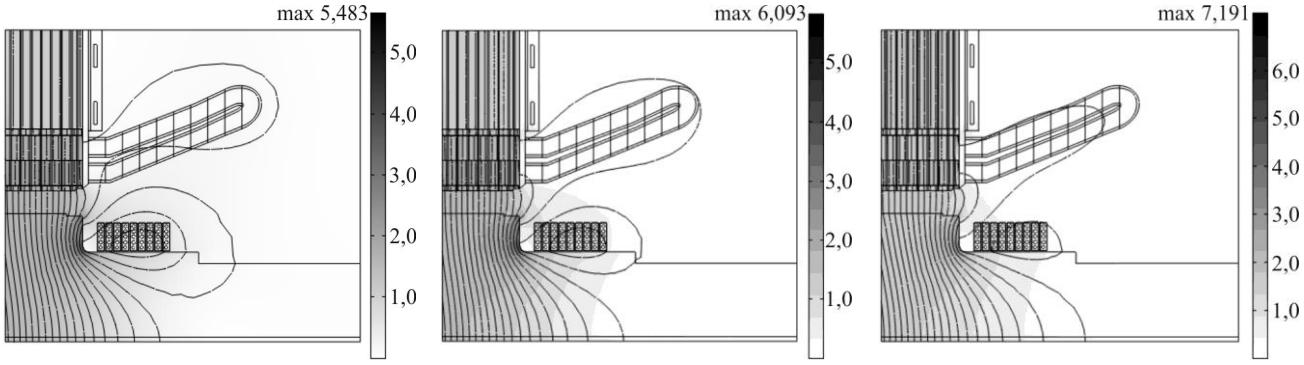
а ***б*** ***в***

Рис. 3.2 Розподіл магнітної індукції та векторного магнітного потенціалу в центральній частині турбогенератора за умов різних режимів роботи

Як видно, розподіл електромагнітного поля в активній зоні ТГ визначається рівнем його реактивного навантаження. Кут між векторами результуючого магнітного потоку статора та віссю поля ротора (кут навантаження θ) збільшується зі зменшенням струму збудження, що підтверджує достовірність моделювання [13].

В ярмі статора МІ розподілена нерівномірно: змінюється від нуля (на лінії результуючої МРС) до максимального значення (на лінії перпендикулярній результуючій МРС).

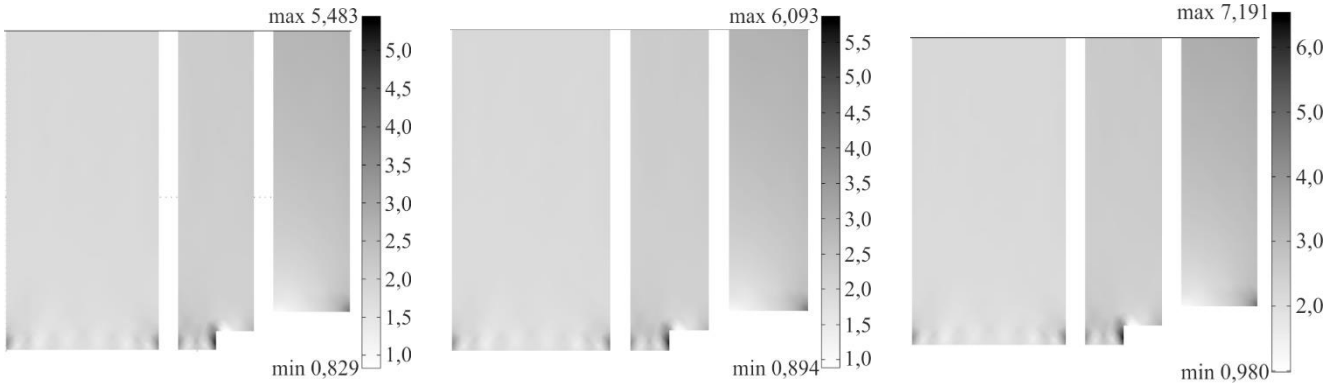
На рис.3.3 показано розподіл магнітного поля в ТЗ ТГ у режимах навантаження при різних значеннях cos φ. Рис. 3.3, *а*, *б*, *в* відповідають режимам 1, 2, 3.



а ***б*** ***в***

Рис. 3.3 Розподіл магнітної індукції та векторного магнітного потенціалу в торцевій частині турбогенератора за умов різних режимів роботи

На рис. 3.4 показано розподіл МІ в зоні коронки зубців перших трьох крайніх пакетів від торця осердя статора ТГ у різних режимах навантаження: рис. 3.4, *а*, *б*, *в* відповідають режимам 1, 2, 3.



а ***б*** ***в***

Рис. 3.4 Розподіл магнітної індукції в зоні коронки зубців перших трьох крайніх пакетів осердя статора за умов різних режимів роботи

Максимальні значення індукції у трьох крайніх пакетах осердя статора спостерігаються на торцевих поверхнях сходинок, тобто вони є шунтами магнітного потоку, на яких зосереджується аксіальний потік [37, 51, 73, 94].

На рис. 3.5 приведено розподіл аксіальної складової МІ на поверхні крайнього пакета осердя статора ТГ для трьох режимів навантаження: криві 1, 2, 3 відповідають режимам 1, 2, 3.

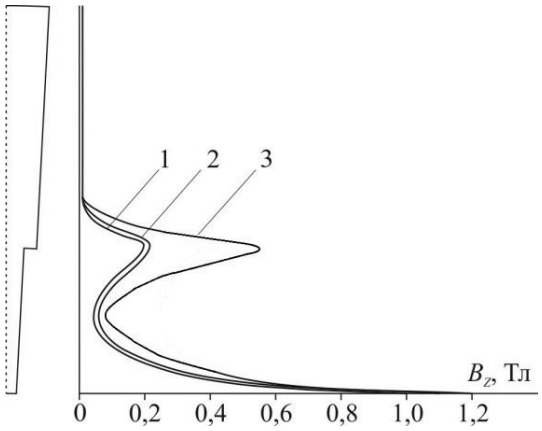
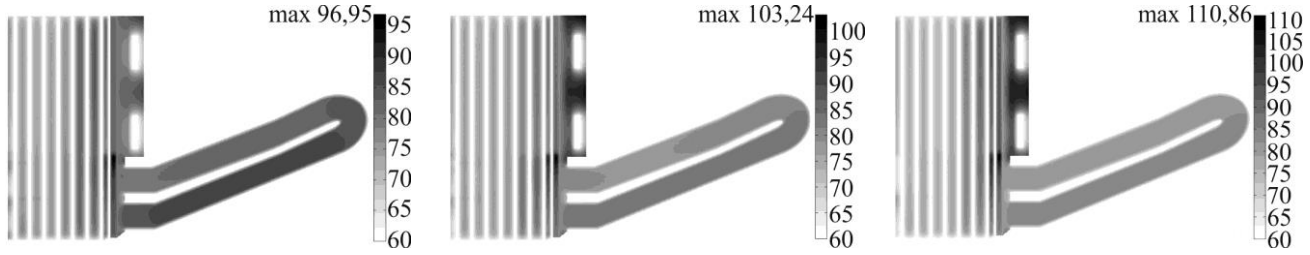


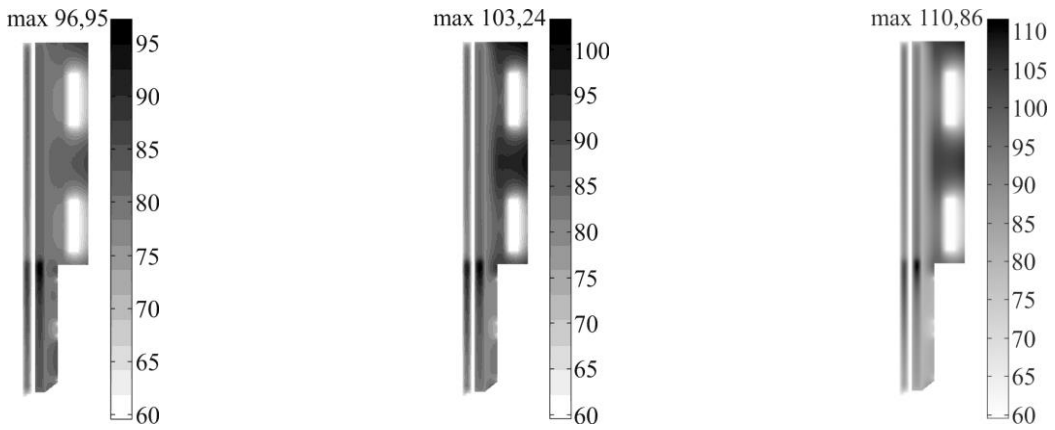
Рис. 3.5 Розподіл аксіальної складової індукції на поверхні крайнього пакета осердя статора за умов різних режимів роботи

На рис. 3.6 дано розподіл температури у ТЗ ТГ: рис. 3.6, *а*, *б*, *в* відповідають режимам 1, 2, 3. На рис. 3.7, *а*, *б*, *в,* відповідно, для наочності показано розподіл температури у двох крайніх пакетах, натискного пальця, мідного екрана та натискної плити у збільшеному масштабі.



а ***б*** ***в***

Рис. 3.6 Розподіл температури в торцевій частині осердя статора турбогенератора за умов різних режимів роботи



а *б* *в*

Рис. 3.7 Розподіл температури у двох крайніх пакетах, натискному пальці, мідному екрані та натискній плиті за умов різних режимів роботи

Таким чином, за допомогою розробленої моделі можна отримати розподіл і параметри магнітного поля та нагріву для окремих елементів і вузлів кінцевої зони ТГ за умов різних режимів навантаження.

За результатами проведених чисельних розрахунків отримані такі дані.

Найбільше зростання аксіальної складової індукції в зубці під час переходу від режиму 1 до режиму 3 спостерігається у коронці (на 30 %), менше – у середній частині (на 20 %). В ярмі біля кореня зубця індукція збільшується на 70 %. За умов номінального активного навантаження та переході від режиму 1 до режиму 2 поле в усіх елементах ТЗ у середньому збільшується на 10 %.

Це пояснюється тим (рис. 3.3), що крім радіального поля зубцева зона навантажена аксіальним потоком, створеним МРС лобових частин ОС, розсіюванням лобових частин ОР, а також «витисканням» частини основного потоку з повітряного проміжку й пазів статора. Результуюче аксіальне поле в ТЗ є геометричною сумою всіх складових, що обумовлює його залежність від режиму навантаження генератора (у тому числі від cos φ). У режимах перезбудження аксіальна складова поля від струму лобових частин ОС має знак, протилежний знаку поля від результуючої МРС, і поле у зубцевій зоні послаблюється. За умов недозбудження відповідні складові співпадають і поле підсумовується, підвищуються втрати та нагрів зубцевої зони крайніх пакетів [76]. Одночасно, ефект екранування поля натискною плитою є причиною його локальної концентрації саме в корні зубців.

В області «натискний палець - крайній пакет» з переходом у режим недозбудження індукція зростає майже на 35 %. У другому та третьому пакетах осердя це зростання значно менше, а у шостому пакеті взагалі відсутнє. Вздовж осі генератора аксіальна складова МІ змінюється за експоненціальним законом з максимумом у першому пакеті та затуханням з віддаленням від торця осердя. Підвищення цієї складової МІ в перших двох пакетах обумовлене додаванням магнітного потоку, який обтікає натискну плиту. Найбільші збільшення індукції спостерігаються у коронці та корні зубця. В спинці осердя МІ не перевищує 1,2 Тл, що пояснюється екрануючим впливом мідного кільця та натискної плити. Закономірність розподілу магнітного поля в зоні сходинок крайніх пакетів осердя статора за умов різного навантаження ТГ дозволяє встановити, що у режимі 3 найбільше значення аксіальної складової індукції (1,15–1,2 Тл) спостерігається у торці сходинки першого пакета.

Можна констатувати, що за умов зміни навантаження закономірність розподілу магнітного поля в ТЗ ТГ залишилася аналогічною, змінилися тільки кількісні співвідношення, які пояснюються зміною величин струмів і кутів зсуву між струмовими навантаженнями лобових частин обмоток статора та ротора ТГ.

Максимальні $T_{макс}$ та середні $T_{сер}$ абсолютні температури основних елементів кінцевої частини ТГ за умов різних режимів навантаження зведено у табл. 3.3.

Таблиця 3.3

Максимальні та середні абсолютні температури основних елементів торцевої зони турбогенератора за умов різних режимів роботи

Елементи кінцевої зони	$T_{макс}$ / $T_{сер}$, °C		
	Режим 1	Режим 2	Режим 3
Крайній пакет осердя статора	97/82	103/85	111/91
Натискний палець	85/75	92/84	99/87
Електропровідний екран	86/83	93/89	104/99
Натискна плита	91/79	100/87	108/95

Проникнення аксіальної складової МІ у крайні пакети зумовлює підвищення їхньої температури, причому максимальна температура спостерігається всередині

товщини пакета. У номінальному режимі роботи максимальна температура (97 ºС) спостерігається в зубцевій зоні крайнього пакета статора (корінь зубця). Розподіл нагріву натискної плити обумовлений наявністю каналів з охолоджуючою водою. Однак вони ефективні лише в локальній близькості та на нагрів мідного екрана суттєво не впливають. Натискні пальці знаходяться у найбільше несприятливих умовах, оскільки частково розміщені у зубцевій зоні, де магнітне поле особливо інтенсивне. Нагрів натискних пальців характеризується значною нерівномірністю вздовж довжини: від 25–30 ºС у зоні екрана до 35–45 ºС в області зубців. Поверхня пальців, яка повернута до плити, має температуру на 10–15 ºС вищу, ніж поверхня, що повернута до осердя. На стороні осердя температура поверхні пальців уздовж всієї зони контакту з пакетами незначно відрізняється від значення температури для торцевої поверхні осердя. З віддаленням від зубцевої зони крайніх пакетів з максимальною температурою у бік спинки осердя температура різко зменшується за рахунок екрануючої дії натискної плити та мідного екрана. Температура також зменшується з наближенням до повітряного проміжку. Аксіальна складова МІ в зоні коронки зубця складає 0,7–0,75 Тл (торець сходинки першого пакета), однак ця зона інтенсивно охолоджується газом, що циркулює у проміжку. Розподіл температури в пакетах, віддалених від торця осердя, досить рівномірний уздовж довжини осердя та у радіальному напрямку.

Під час переходу від режиму 1 до режиму 2 значення температури у зубцевій зоні підвищуються в середньому на 7–10 ºС, а в області ярма залишаються майже незмінними.

Нагрів області «крайній пакет - натискний палець - мідний екран - натискна плита» різко підвищується під час переходу в ємнісний квадрант (рис. 3.7). Цікаво відмітити, що у другому пакеті осердя температура зі зміною cos φ підвищується не суттєво, а у шостому пакеті зовсім не залежить від cos φ, що обумовлено відповідним розподілом МІ. Цей розподіл обумовлений тим, що у режимі недозбудження насичення пакетів основним магнітним потоком є меншим, ніж у режимах номінальному та перезбудження, тому аксіальний магнітний потік проникає на меншу глибину. Під час збільшення коефіцієнта потужності (при постійній повній

потужності) вплив струму ротора на формування втрат у крайньому пакеті зменшується, однак за таких умов різко підвищуються потоки розсіювання лобових частин ОС. Як результат, ця обставина є ще однією причиною зміщення максимуму нагріву в область кореня зубця. З розрахунків можна побачити, що рівень нагріву цієї зони у режимі 3 на 20–25 ºС вищий, ніж коронки. Максимальна температура крайнього пакета статора в зоні кореня зубця складає 111 ºС, натискної плити – 108 ºС, натискного пальця – 99 ºС, що відповідає результатам натурних випробувань ТГ [76]. Аксіальна складова МІ в зоні коронки зубця складає 1,15–1,2 Тл (торець сходинки першого пакета), однак за рахунок інтенсивного охолодження газом, що циркулює в зазорі, температура цієї зони невисока.

Із всього наведеного можна зробити висновок, що нагрів елементів ТЗ ТГ є вкрай нерівномірним, що обумовлено аналогічним розподілом втрат і наявною схемою охолодження. Максимальні значення температури в окремих елементах більше середнього майже втричі.

Результати моделювання підтверджують отримані раніше дані щодо збільшення поля, втрат і нагріву в ТЗ ТГ під час переходу з режиму перезбудження до режиму недозбудження [76]. Пояснюється цей факт тим, що хоча величини струмів в обмотках і зменшуються у разі збільшення cos φ, але за таких умов зменшується кут зсуву між векторами лінійної густини струмів обмоток, у результаті чого спостерігається ефект збільшення поля.

3.2 Розрахунок температури крайнього пакета осердя статора турбогенератора під час внутрішнього екранування

Основні результати розрахунку та їхній аналіз викладені у роботі автора [17], але доцільно надати матеріал щодо проведеного дослідження у більше розгорнутому вигляді.

Теоретичні дослідження та досвід експлуатації показали, що у ТГ з водневим охолодженням значно проявляється нерівномірність нагріву конструктивних елементів. Кінцеві елементи осердя статора мають підвищений нагрів, а центральна

частина осердя, обмотки статора та ротора мають температурний запас. Нерівномірність нагріву зростає при коефіцієнтах потужності, які перевищують номінальне значення, та під час переходу від режиму перезбудження до режиму недозбудження, коли струм ОР знижується, а поле розсіювання в зоні лобових частин ОС зростає (див. підрозділ 3.1).

Оскільки зазначений нагрів створює небезпеку для крайніх пакетів осердя статора, з метою зменшення локального перегріву застосовують різноманітні конструктивні заходи. Тому актуальним є обґрунтування технічних рішень і рекомендацій, спрямованих на зменшення негативних наслідків вказаних вище процесів.

Як зазначено у роботі [14], в деяких існуючих серійних генераторах (наприклад, ТГВ-200, ТГВ -300, ТГВ-500) з метою зменшення вихрових струмів і втрат у крайніх пакетах осердя статора посередині ширини зубців виконуються поздовжні розрізи. Проведений за однакових розрахункових умов аналіз вихрових струмів та втрат у суцільних і розрізаних зубцях крайніх пакетів статора показав, що виконання поздовжніх розрізів у зубцях ТГ типу ТГВ-300 обумовлює порівняно з суцільними зубцями зниження струмів у коронках до 1,4 разів. За рахунок підвищеної осьової вібрації крайніх пакетів розрізи зубців негативно впливають на надійність зубцево-пазової зони статора та скорочують гарантовані терміни роботи ТГ. З урахуванням великої механічної жорсткості суцільних зубців, що зменшує вірогідність їхньої руйнації та подальшого механічного ушкодження ізоляції ОС, варіанти зубців крайніх пакетів осердя статора без розрізів є перспективними для подальшої розробки і впровадження у конструкціях генераторів, що модернізуються. Відповідне збільшення втрат можна компенсувати застосуванням *нових методів екранування*.

Оскільки використання відомих на сьогодні конструкцій екранів [4, 9, 24, 39, 76, 85, 94, 95, 109, 121] не вирішує проблему нагрівання зубцевої зони крайніх пакетів, застосовують різні конструктивні рішення, у тому числі поздовжні розрізи зубців і скіс крайніх пакетів статора, а для надпотужних генераторів – дуже глибокий скіс, який не тільки значно послаблює механічну жорсткість магнітопроводу статора, але й є магнітним шунтом (див. підрозділи 1.1, 3.1).

У зв’язку з цим за участі автора було запропоновано конструктивне рішення осердя статора ЕМ змінного струму, на яке отримано охоронний документ України [73], спрямоване на вирішення проблеми нагрівання зубців крайніх пакетів без застосування поздовжніх розрізів і глибокого скосу пакетів, суть якого така. Крайній пакет ЕМ змінного струму набирається (шихтується) почергово зі штампованих феромагнітних і ВЕП листів, виконаних, наприклад, з міді. Листи зубцево-пазової конструкції як феромагнітних, так і мідних пакетів повністю ізольовані між собою. Вказані ВЕП сегменти набираються так, що кожний наступний шар сегментів у аксіальному напрямку перекриває стики між ними. За рахунок методу перекриття країв тангенціальні струми на краях сегментів будуть розосереджені та, як наслідок, максимальне значення густини цих струмів зменшиться. З метою підвищення механічної жорсткості осердя статора ВЕП пакет (певна кількість листів) установлюється за феромагнітним, для екранування першого феромагнітного пакета його товщина не повинна перевищувати глибину проникнення аксіального електромагнітного поля, а ВЕП сегменти набираються на відстані від торцевої поверхні, меншій за глибину проникнення цього поля в осерді.

Пристрій працює таким чином. Під час роботи ЕМ електромагнітне поле в ТЗ, що складається з радіального поля, аксіальних потоків лобових частин обмоток статора і ротора та частини основного потоку, «витисненої» з повітряного проміжку й пазів статора, внаслідок високої відбивної властивості структури екранування не буде повністю проникати як у зубцеву зону, так і в область ярма осердя статора. Це зменшує втрати в крайніх пакетах від аксіального потоку. Оскільки мідні сегменти шихтуються в осьовому напрямку й електрично ізольовані між собою, основний радіально спрямований потік наводить незначні вихрові струми. За таких умов максимальна температура крайніх пакетів стане нижчою та наближеною до температури середніх пакетів. Отже, досягається новий технічний результат: підвищення ефективності екрана з високою технологічністю під час його виготовлення та, в результаті, підвищення безпеки, надійності, навантажувальної здатності й ефективності роботи ЕМ змінного струму, наприклад потужних ТГ, а також розширення їхніх функціональних можливостей.

Наукове обґрунтування ефективності нових екранів, завданням яких є зменшення електричних та магнітних втрат і, відповідно, нагріву найбільше важливих вузлів потужних ТГ, здійснюється на основі результатів розрахункових досліджень за допомогою ММ, експериментальних досліджень на ФМ і натурних об'єктах за умов експлуатації. В експлуатаційних умовах дослідно-промислова перевірка ефективності екранів ТГ проводиться лише після розрахункових і експериментальних досліджень. Розрахункові дослідження ефективності екранів доцільно проводити при розгляді однієї з конструкцій ТГ за умов його реального електромагнітного навантаження. На ФМ цього важко досягти, оскільки в таких моделях заздалегідь задають значно нижчі струми та напруги в обмотках, які збуджують поле, й, отже, мають місце менш інтенсивні електромагнітні поля. Для дослідження ефективності екранів складних геометричних форм, композитних і неоднорідних, які вміщують систему деталей з різними магнітними й електричними характеристиками, складно реалізувати достовірні ММ. Розрахункові дослідження доцільно проводити для визначення особливостей впливу окремих чинників: розмірів, геометрії та характеристик матеріалу екранів у широкому діапазоні їхніх змін. Тому дослідження ефективності таких екранів проводяться комплексно із застосуванням математичного та фізичного моделювання. Є два підходи до таких досліджень: порівняльний аналіз різних варіантів конструкцій і масштабне моделювання з подальшими розрахунками електромагнітних параметрів для певного типу ТГ.

У цьому підрозділі обґрунтування ефективності нових екранів здійснено на основі результатів математичного моделювання взаємопов'язаних електромагнітних і теплових процесів у ТЗ осердя статора потужного ТГ.

Так, у працях автора [37, 51, 101, 102] наведені результати експериментальних досліджень ефективності екранів зубцево-пазової конфігурації. Отримані залежності аксіальної складової магнітної індукції B_z від певної послідовності чергування товщини та матеріалу систем екранування зубцево-пазовими сегментами й їхнього місця розташування в осерді статора. Доведено, що на відміну від існуючих, такі екрани захищають не лише ярмо осердя статора, але й найбільше нагріту зону крайніх пакетів осердя – зубці. За критерієм максимального зменшення

B_z, яка є причиною підвищеного нагріву зубців, визначено оптимальну конструкцію екрана та місце його розташування у масиві крайнього пакета (відстань від торця осердя статора). Обґрунтовано ідею структурного екранування, в основі якої полягає застосування феромагнітних (залізо статора) й електропровідних елементів рівної товщини, а також експериментально показано, що для будь-яких інших відношень товщини елементів екранування стають менш ефективними. Результати експериментальних досліджень щодо ефективності екранів на масштабній ФМ дозволили одержати базу даних, необхідну для чисельного розрахунку електромагнітного поля та розподілу температури за допомогою ММ. Це надало можливість дослідити зміну максимальної температури крайнього пакета осердя статора ТГ за умов різних варіантів внутрішнього екранування сегментами зубцево-пазової конфігурації.

Враховуючи граничне використання матеріалів оцінку ефективності будь-якої нової конструкції ТЗ потужного ТГ необхідно проводити шляхом визначення нагріву всіх деталей цієї зони за умов перерозподілу потоків розсіювання у разі заміни матеріалу окремих деталей, установці екранів і шунтів. Особливо це важливо для елементів, які знаходяться в зоні концентрації потоків розсіювання (крайні пакети осердя статора, натискні пальці та плити, стрижні лобових частин ОС).

Зниження нерівномірності розподілу струмів і втрат можна досягти на основі вибору оптимального розміщення внутрішнього екрана в крайньому пакеті осердя статора, що дозволяє зменшити його максимальну температуру. Таке оптимальне розміщення можна дослідити щляхом фізичного та математичного моделювання взаємопов’язаних електромагнітних параметрів і температури.

У цьому дослідженні визначення ефективності екрана під час варіації товщини та місця розташування останнього в залізі осердя статора проведено шляхом порівняння розподілу температури крайнього пакета статора у вихідному варіанті конструкції та досліджуваному варіанті.

Надалі представлені тільки безпосередні результати математичного моделювання, оскільки вибір конструкції екрана *обґрунтовано* на основі експериментальних досліджень (розділ 4). Необхідно підкреслити, що прийняті під час побудови

ММ припущення не впливають на достовірність результатів моделювання з дослідження ефективності екранування осердя статора ТГ, оскільки ця ефективність визначається шляхом порівняння даних розрахунку для різних варіантів екрана у рівних умовах, і для її оцінки визначальним є зміна поля в зубцевій зоні крайнього пакета статора.

З аналізу розподілу електромагнітного поля та температури в елементах кінцевої зони ТГ у режимах навантаження при різних коефіцієнтах потужності виявлено, що область крайнього пакета осердя статора біля кореня зубця є найбільше проблематичною з точки зору підвищеного нагріву, і для оцінки ефективності екранування визначальним критерієм є зміна максимальної температури в цій зоні.

На рис. 3.8 показано зміну максимальної температури феромагнітного пакета статора (корінь зубця) й мідного екрана залежно від товщини та місця розташування останнього у масиві крайнього пакета, або, що є аналогічним, відстані від торця магнітопроводу статора за умов роботи ТГ у номінальному режимі.

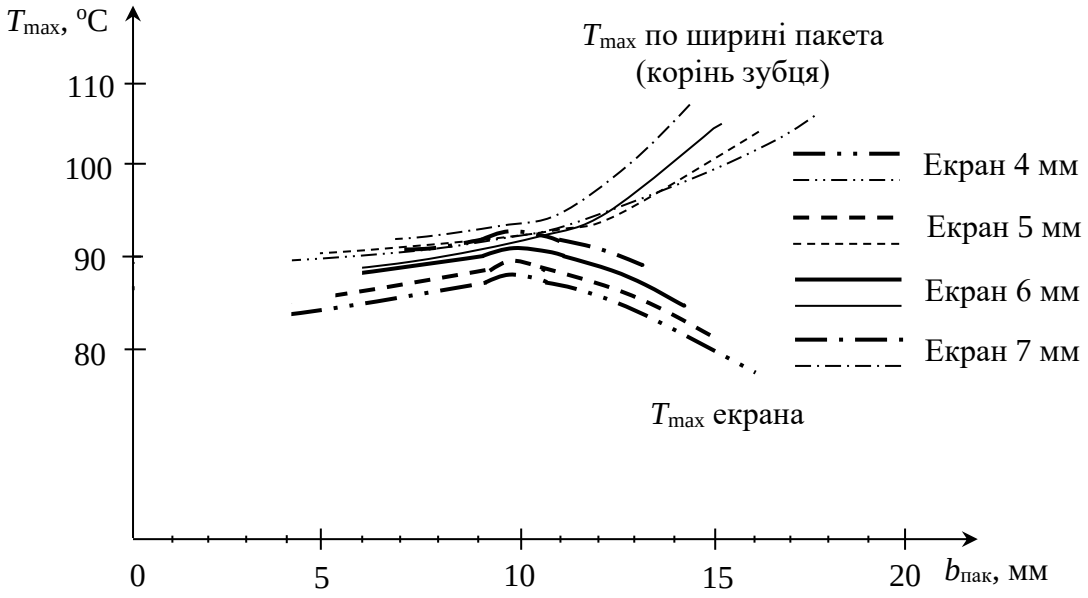


Рис. 3.8 Максимальна температура феромагнітного та мідного пакетів залежно від товщини та місця розташування екрана у масиві крайнього пакета

З наведеного рисунку можна побачити такі закономірності. Товщина екрана (мідного пакета) впливає на його нагрів, який має максимальну величину посередині феромагнітного пакета (заліза статора) та зменшується з наближенням до його

бокових поверхонь за рахунок охолодження газом, що циркулює у радіальних вентиляційних каналах. Максимальна температура мідного пакета у разі його встановлення на самому торці магнітопроводу статора більша за максимальну температуру феромагнітного пакета без вказаного встановлення, ця невідповідність зменшується зі збільшенням відстані від торця, що пояснюється відбиттям від поверхні екрана магнітних потоків та їхнім затуханням під час проходження крізь шихтовані листи осердя статора, а також більше рівномірним розподілом струмів у самому екрані за рахунок його високої електропровідності. Водночас ефективність екрана зменшується з причини підігріву крайнього пакета самим екраном. Отже, з віддаленням від торця осердя в осьовому напрямку в межах крайнього пакета нагрів внутрішнього екрана збільшується зі зниженням його ефективності, а на певній відстані це зниження має «лавиноподібну» закономірність з одночасним зменшенням температури екрана. Збільшення товщини мідного пакета більше підвищує його температуру, ніж властивості екранування. Товщини мідного пакета 4 і 7 мм є граничними, оскільки зі зменшенням або збільшенням вказаних значень екранування крайнього пакета втрачає сенс з причини суттєвого зниження відбивної властивості або підвищеного нагріву екрана, відповідно.

З точки зору надання системі (крайній пакет з внутрішнім екраном) механічної жорсткості найбільше перспективним є ВЕП пакет товщиною 6 мм, який розміщений посередині феромагнітного пакета. Внаслідок радіальної симетричності структури екранування та затискання екрана стальними пакетами з обох боків така система набуває цілісності.

Як відомо з основних положень і властивостей металевих екранів [110], ефективність екранування підвищується не за рахунок збільшення товщини матеріалу, а завдяки застосуванню декількох більше тонких екранів.

На рис. 3.9 наведено отриманий за допомогою математичного моделювання розподіл температури посередині крайнього пакета $T_{\text{пак}}$ осердя статора вздовж радіуса R генератора під час застосування внутрішнього структурного екрана для номінального режиму роботи. З метою зручності запису прийняті деякі скорочення, наприклад, позначення Ст 4 – М 4 – Ст 4 – М 4 – Ст 4 відповідає розміщенню

структурного екрана типу стальний сегмент товщиною 4 мм – мідний, товщиною 4 мм і т.д., останній – ближче до торця магнітопроводу статора.

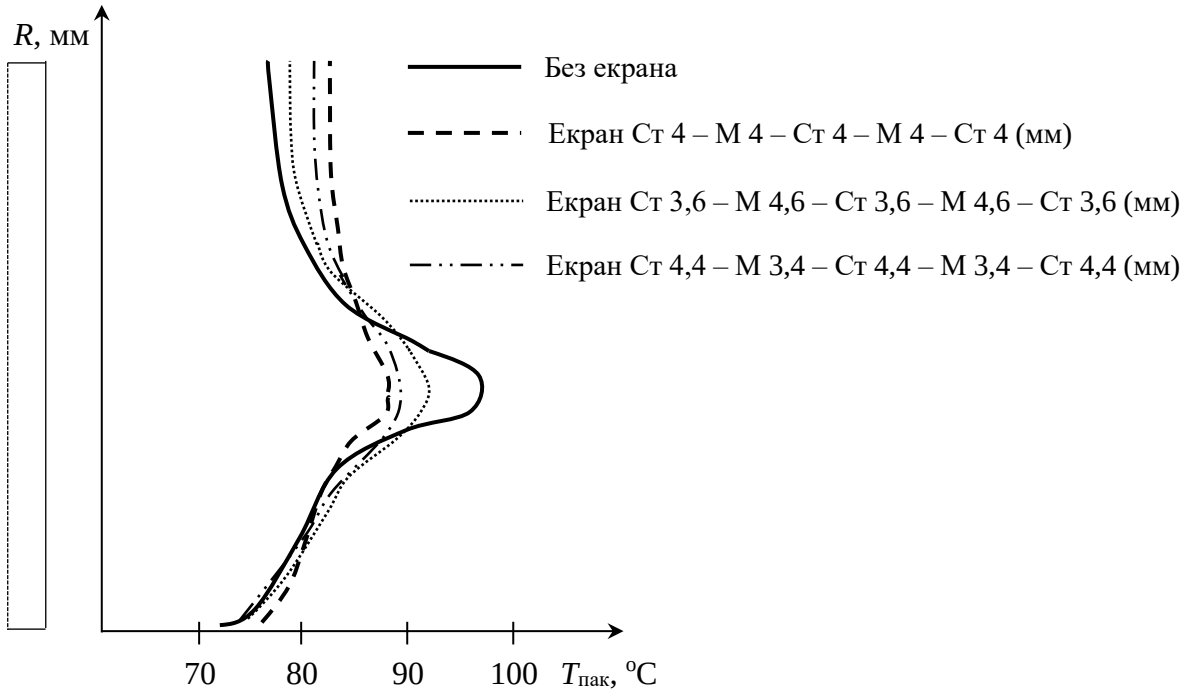


Рис. 3.9 Розподіл температури посередині
крайнього пакета під час розміщення структурного екрана

Ефективність екрана (зниження температури зубцевої зони крайнього пакета) максимальна під час застосування феромагнітних (залізо статора) й електропровідних пакетів рівної товщини. Для будь-яких інших співвідношень товщини елементів екрана його ефективність зменшується. Це корелює з експериментальними дослідженнями [37, 101] на масштабній ФМ кінцевої зони аналогічного ТГ, проведеними за безпосередньої участі автора.

З точки зору надання системі (крайній пакет з внутрішнім екраном) механічної жорсткості першим і останнім від торця магнітопроводу статора необхідно розміщувати феромагнітний пакет (умова 1), оскільки, як підкреслювалося вище, внаслідок радіальної симетричності структури екранування та її затискання стальними пакетами з обох боків така система набуває цілісності. На додаток, товщина всіх пакетів, як феромагнітних, так і мідних повинна бути однаковою (умова 2). Оскільки крайній пакет ТГ типу ТГВ-500 має товщину 20 мм, послідовними логічними розмірковуваннями можна прийти до висновку, що аби одночасно виконати дві

умови товщина всіх феромагнітних і мідних пакетів повинна бути 4 мм (надалі – оптимальний екран). Усі інші комбінації товщини не задовольняють або першій, або другій умові. Іншими словами, товщину крайнього пакета (20 мм) необхідно ділити на кількість розміщуваних внутрішніх пакетів, кількість яких є непарним числом.

З рис. 3.9 можна зробити висновок, що збільшення товщини мідних пакетів (за рахунок відповідного зменшення стальних) або збільшення товщини стальних пакетів (за рахунок відповідного зменшення мідних) має тенденцію до зниження ефективності структури екранування. Якщо ж перших два від торця магнітопроводу статора (стальних і мідних) пакети структурного екрана зробити товщиною 2 мм кожен, а інші (наступні) залишити рівної товщини 4 мм, то, по-перше, порушується умова 2, що зумовлює зниження ефективності системи екранування, по-друге, зменшується зусилля затискання системи та, по-третє, порушується радіальна симетричність структури. Останні два фактори спричиняють зменшення жорсткості магнітопроводу статора ТГ.

Сам крайній пакет необхідно розглядати як одну структуру, тобто структурний екран, за максимальної ефективності якого буде відбуватися й екранування другого пакета від торця осердя статора.

Конструкція крайнього пакета ТГ з розміщенням структурного екрана є найбільш ефективною (рис. 3.9) за рахунок багаторазового відбиття від його поверхні падаючих потоків розсіювання лобових частин обмоток статора та ротора, а також потоку, який обтікає натискну плиту, й затухання їх під час проходження крізь товщу метала. Відбиття потоків обумовлено невідповідністю характеристик металу, в якому розміщений екран, і матеріалу самого екрана. Чим більше ця невідповідність, тим більша відмінність опорів екрана та металу й, відповідно, інтенсивніший ефект екранування. Таким чином, аксіальні потоки розсіювання не будуть повністю проникати як у зубцеву зону, так і зону ярма. Одночасно, струми в самому екрані більше рівномірно розподіляються та підвищуються у верхній його частині (зоні ярма), розвантажуючи зубцеву зону. Рівномірний розподіл струмів в екрані обумовлює рівномірність розподілу струмів у залізі статора, в якому

розміщений екран. Оскільки мідні сегменти шихтуються в осьовому напрямку, то основний радіально спрямований потік наводить незначні вихрові струми. За наявності ступінчатої форми крайнього пакета досягається зменшення втрат у самому екрані за рахунок сприятливого проникнення магнітного потоку, який «витискається» з пазів осердя статора та повітряного проміжку машини. За таких умов максимальна температура стане нижчою та наближеною до температури основних пакетів, але зі збільшенням середньої температури у радіальному напрямку крайнього пакета. Вирівнювання температури осердя статора в аксіальному напрямку підвищує його механічну жорсткість, особливо в динамічних режимах, і одночасно не допускає зменшення механічної жорсткості шихтованого магнітопроводу статора, оскільки виключається необхідність застосування інших спеціальних заходів для зниження нагріву крайніх пакетів, наприклад, виконання шліців і глибокого скосу (дозволяє зменшити розміру скосу) та, завдяки цьому, підвищується надійність конструкції осердя статора. Це надає нові можливості роботи ТГ у позаштатних режимах, які вимагає сучасна енергосистема.

Необхідно підкреслити, за результатами математичного моделювання та розрахунку втрат від радіально спрямованого потоку можна зробити такий висновок: щоби втрати від основного радіального поля в мідних листах (на вихрові струми) не перевищували основні втрати в сталевих листах (перемагнічування), товщина мідних не повинна перевищувати 2 мм.

На основі математичного моделювання отримано розподіл температурного поля у ТЗ ТГ за умов номінального навантаження для трьох варіантів конструкції крайнього пакета: без внутрішнього екрана (базова конструкція 1); під час розміщення всередині крайнього пакета мідного екрана товщиною 6 мм (конструкція 2) й оптимального екрана (конструкція 3).

На рис. 3.10 показано розподіл температурного поля у кінцевій частині конструкції 1 генератора. З рис. 3.10 можна побачити, що максимальна температура (97 ^{o}C) спостерігається в зубцевій зоні крайнього пакета (корінь зубця).

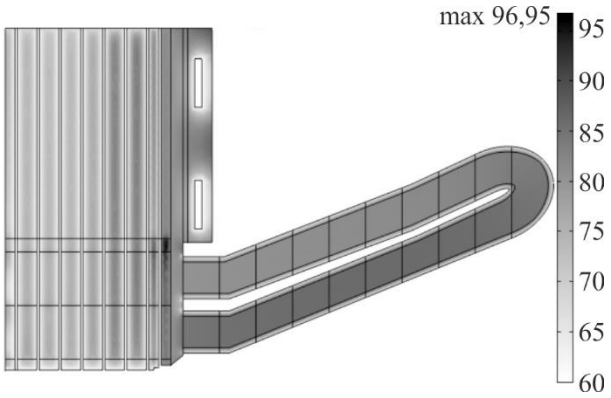


Рис. 3.10 Розподіл температури в торцевій зоні конструкції 1 турбогенератора за умов номінального навантаження

На рис. 3.11 показано температурне поле у кінцевій зоні конструкції 2 ТГ. Для цієї конструкції максимальна температура (89,4 ºС) спостерігається в зоні кореня зубця внутрішнього мідного екрана. Тобто така конструкція крайнього пакета осердя статора дозволяє зменшити його максимальний нагрів на 8,12 %.

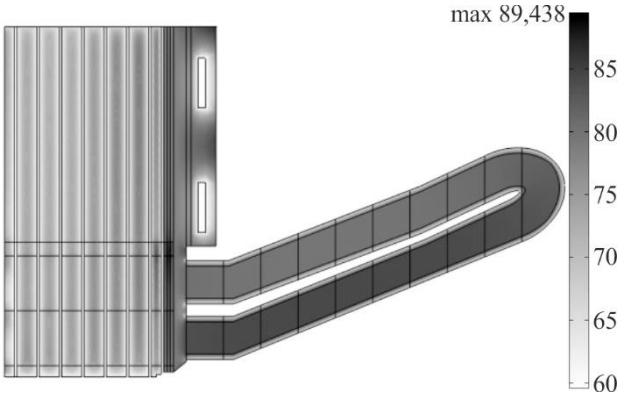


Рис. 3.11 Розподіл температури в торцевій зоні конструкції 2 турбогенератора за умов номінального навантаження

На рис. 3.12 представлено розподіл температурного поля у кінцевій частині конструкції 3 генератора. З рис. 3.12 можна побачити, що розподіл температури у радіальному напрямку крайнього пакета є більше рівномірним (порівняно з констукціями 1 і 2), максимальне значення фіксується у середньому феромагнітному елементі та складає 87,8 ºС. Така конструкція крайнього пакета дозволяє зменшити його нагрів на 9,8 % порівняно з базовим варіантом, але за дещо більшої витрати міді порівняно з конструкцією 2.

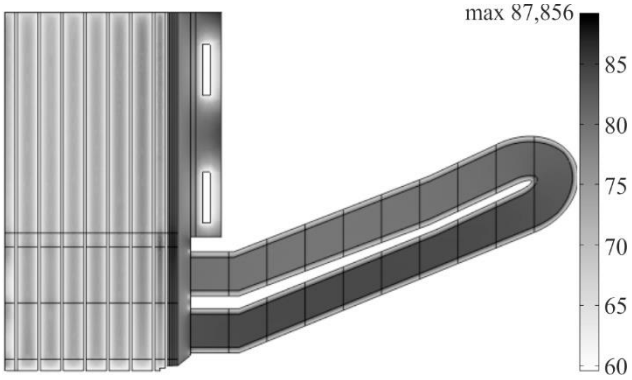


Рис. 3.12 Розподіл температури в торцевій зоні конструкції 3 турбогенератора за умов номінального навантаження

Застосування структурної системи екранування у кінцевій частині ТГ не тільки зменшує величину вихрових струмів у листах пакетів і, відповідно, електродинамічних зусиль, що збільшує механічну жорсткість магнітопроводу статора та навантажувальну здатність генератора у цілому, але й підвищує ефективність екранування незамкненими електропровідними екранами з високою технологічністю під час їхнього виготовлення. Все це у сукупності дозволяє підвищити безпеку та надійність потужних ЕМ, у тому числі ТГ енергоблоків АЕС, а також розширює їхні функціональні можливості.

Результати проведеного математичного моделювання підтверджено експериментально за безпосередньої участі автора [37, 51, 101, 102].

3.3 Дослідження ефективності конструкції торцевої зони осердя статора турбогенератора

Метою підрозділу є визначення температурного поля в елементах кінцевої частини ТГ для низки варіантів її конструктивного виконання та порівняльний аналіз їхньої ефективності за умов режиму навантаження зі споживанням реактивної потужності (cos φ = -0,95).

Параметри охолодження незмінні для всіх варіантів торцевої частини ТГ, які розглядаються. Оскільки ефективність різних варіантів конструкції ТЗ визначається з порівняння максимальних і середніх температур основних елементів осердя

статора, надалі приводяться тільки результати теплового розрахунку, які викладені у працях автора [16, 34, 56, 99, 108].

Для скорочення часу розрахункових робіт спочатку виконано розрахунок одного з варіантів ТЗ, результати якого вибрані як еталонні з метою порівняння та паралельного перерахунку за умов зміни конструкції шляхом виконання певної послідовності геометричних операцій.

Варіант 1. Базова (заводська) конструкція кінцевої частини ТГ.

Хоча тепловий розрахунок для конструкції ТЗ серійного ТГ типу ТГВ-500 за умов режиму навантаження зі споживанням реактивної потужності (недозбудження) виконано у підрозділі 3.1, його результати надаються з метою наочності порівняння (рис. 3.13). Максимальна температура в зубцевій зоні крайнього пакета осердя статора складає 111 ºС, натискної плити – 108 ºС, а натискного пальця – 99 ºС, що відповідає результатам натурних випробувань [76].

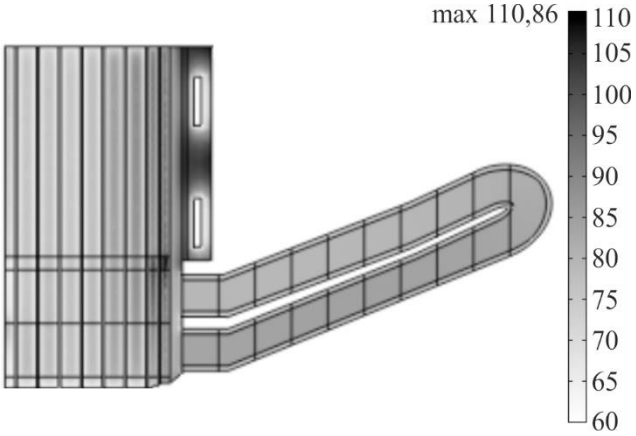


Рис. 3.13 Розподіл температури в торцевій частині варіанта 1 турбогенератора за умов режиму недозбудження (cos φ = -0,95)

Вихрові струми у натискній плиті розподілені нерівномірно, збільшуючись з наближенням до лобових частин ОС. Найбільша концентрація поверхневої густини струму спостерігається на краю натискної плити зі сторони лобових частин ОС та складає 2,8–3 А/мм^2.

Варіант 2. Глибокий скіс крайніх пакетів осердя статора.

Деякими виробниками ТГ застосовується глибокий скіс крайніх пакетів осердя статора (наприклад, Акціонерне товариство «Силовые машины», Росія). Значне

вкорочення зубців крайніх пакетів дозволяє знизити їхній нагрів, але недоліками такої конструкції є зменшення магнітної провідності повітряного проміжку машини у цій зоні та складнощі забезпечення зусилля пресування в зубцях. На додаток, у цьому випадку на лобові частини ОС діють додаткові механічні сили електромагнітного «походження». На рис. 3.14 представлено розподіл температурного поля в ТЗ генератора такої конструкції за умов режиму споживання реактивної потужності.

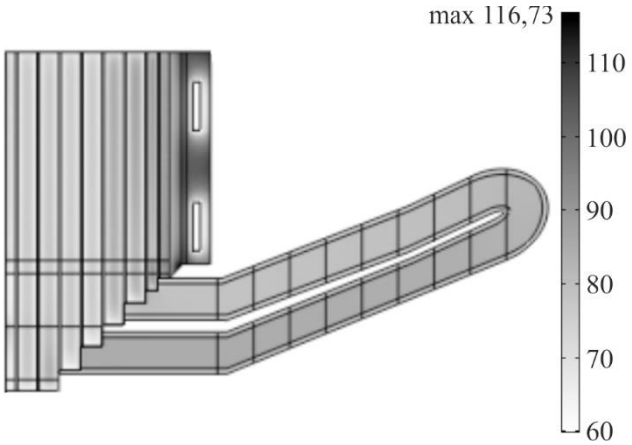


Рис. 3.14 Розподіл температури в торцевій частині варіанта 2 турбогенератора за умов режиму недозбудження (cos φ = -0,95)

З рис. 3.14 можна побачити, що максимальна температура в зубцевій зоні крайнього пакета осердя статора складає 95 ºС, натискної плити – 108 ºС, натискного пальця – майже 117 ºС. З причини вкорочення натискного пальця його торець навантажений магнітним потоком створеним МРС лобових частин ОС, частиною основного потоку, що «витискається» з повітряного проміжку й пазів статора, а також потоком, який обтікає натискну плиту. Тому за умов такого виконання ТЗ осердя статора доцільно змінювати конструкцію натискного пальця, наприклад, виконувати його подовженим у бік повітряного проміжку машини, як це реалізовано у ТГ типу ТВВ-1000 або запропоновано у роботі [84].

Варіант 3. Встановлення *L*-подібного екрана.

Електропровідний екран, який охоплює нижню кромку натискної плити з боку осердя та повітряного проміжку машини використовується, наприклад, у генераторах ДП завод «Електроважмаш» (м. Харків). На рис. 3.15 представлено розподіл

температурного поля в ТЗ генератора такої конструкції за умов режиму споживання реактивної потужності.

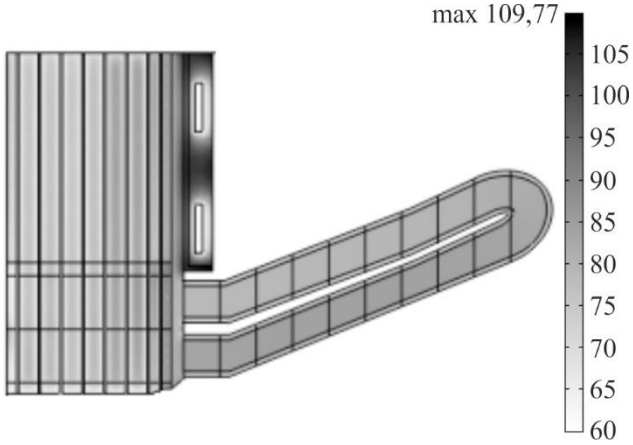


Рис.3.15 Розподіл температури в торцевій частині варіанта 3 турбогенератора за умов режиму недозбудження (cos φ = -0,95)

З рис. 3.15 можна побачити, що максимальна температура в корні зубця крайнього пакета статора складає 92 ºС, натискної плити – 105 ºС, натискного пальця – 95 ºС. Висока ефективність *L*-подібного екрана пояснюється «віддаленням» («витисненням») магнітних потоків із зони кореня зубця ділянкою екрана, яка охоплює нижню кромку натискної плити. За рахунок цієї дії максимальна температура зубцевої зони зменшується, але спостерігається значний нагрів саме цієї ділянки екрана (максимальне значення на рис. 3.15). Це пояснюється зосередженням струму у відігнутій частині екрана. На додаток, має місце певне теплове розвантаження натискної плити з причини великої відмінності електричного опору матеріалів останньої та електропровідного екрана.

Варіант 4. Застосування внутрішнього структурного екранування крайніх пакетів осердя статора.

На рис. 3.16 представлено результат розрахунку під час розташування у масиві крайнього пакета оптимального екрана (конструкція 3, див. підрозділ 3.2). За таких умов максимальна температура зубцевої зони крайнього пакета осердя статора складає 95,7 ºС, натискної плити – 108 ºС, натискного пальця – 98 ºС. Таким чином, максимальна температура крайнього пакета під час застосування такого екрана у режимі недозбудження ТГ наближається до температури пакета за умов

номінального навантаження (див. рис. 2.18, 3.6 *а*, 3.7 *а* , 3.10), що дозволяє для ТГ потужністю 500 МВт не мати обмежень з нагріву крайнього пакета осердя статора у режимі недозбудження.

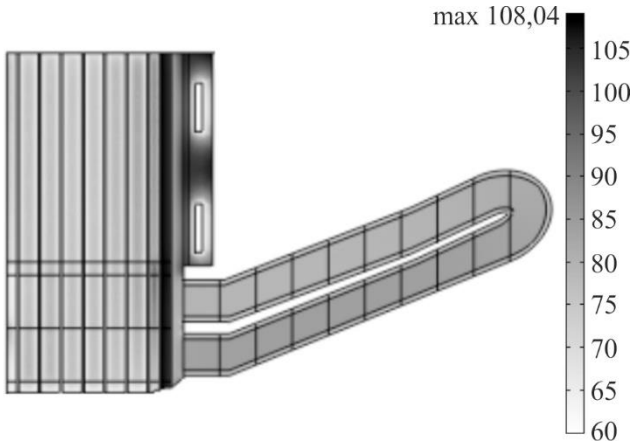


Рис.3.16 Розподіл температури в торцевій частині варіанта 4 турбогенератора за умов режиму недозбудження (cos φ = -0,95)

Максимальні $T_{макс}$ та середні $T_{сер}$ абсолютні температури основних елементів кінцевої частини осердя статора генератора у разі різних варіантів конструкції зведені у табл. 3.4.

Таблиця 3.4

Максимальні та середні абсолютні температури основних елементів торцевої зони турбогенератора у разі різних варіантів конструкції

Елементи кінцевої зони	$T_{макс}$ / $T_{сер}$, ºС			
	Варіант 1	Варіант 2	Варіант 3	Варіант 4
Крайній пакет	111/91	95/86	92/84	95,7/88
Натискна плита	108/88	108/87	105/85	108/88
Натискний палець	99/85	116,7/89	95/80	98/83

З табл. 3.4 можна побачити, що з розглянутих варіантів конструкції торцевої частини статора у варіанті 3 з електропровідним *L*-подібним екраном між натискною плитою та натискними пальцями максимальне перевищення температури основних елементів конструкції над холодним газом є найнижчим, а саме: крайнього пакета осердя – 52 ºС, натискної плити – 65 ºС, натискного пальця – 55 ºС. Застосування оптимального екрана (варіант 4) дозволяє зменшити максимальну

температуру крайнього пакета осердя статора, але зі збільшенням середньої температури пакета за рахунок мідних елементів (підвищення струмів у ярмі). Структурний екран не впливає на нагрів натискних плити та пальців. Максимальна температура крайнього пакета під час застосування оптимального структурного внутрішнього екрана у режимі недозбудження наближається до рівня максимальної температури пакета за умов номінального навантаження ТГ. Його ефективність сумірна з ефективністю глибокого скосу крайніх пакетів осердя статора.

Для потужних ТГ з глибоким скосом крайніх пакетів (варіант 2), який виконує функцію магнітного шунта [37, 51, 73, 94], застосування ефективних екранів дозволяє зменшити розмір скосу та підвищити механічну жорсткість конструкції магнітопроводу статора, а також збільшити коефіцієнт магнітного зв’язку між обмотками, поліпшити технологію виготовлення ТГ, знизити трудовитрати.

Практичний інтерес має конструкція кінцевої зони осердя статора з використанням комбінації (поєднання) *L*-подібного та внутрішнього екранів.

РОЗДІЛ 4
ФІЗИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПРОЦЕСІВ У ТОРЦЕВІЙ ЗОНІ ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА

4.1 Фізична модель кінцевої частини потужного турбогенератора

Існуючі розрахункові методи аналізу конструктивного виконання кінцевої зони ТГ не завжди надають можливість змістовно оцінити ефективність конструкції, що пов’язано зі складністю вибору та побудови ММ, яка з певними припущеннями враховує складну картину реального поля, фактичну конфігурацію деталей, наявність вторинних джерел поля і т.д. Експериментальні дослідження електромагнітного поля та його параметрів дозволяють отримати об’єктивну інформацію щодо стану навантаження елементів конструкції кінцевої зони ТГ, а також з’ясувати особливості електромагнітних процесів у цій області, які потім можуть бути застосовані для створення нових й удосконалення існуючих ММ і розрахункових методів [107].

Метою даного розділу є надання результатів експериментальних досліджень, суть яких полягала у відпрацюванні методів фізичного моделювання електромагнітних процесів, уточненні закономірності розподілу магнітного поля в ТЗ потужного ТГ та отриманні на її основі необхідної інформації для розвитку й удосконалення методів розрахунку закладених у ММ, а також аналізі ефективності екранів зубцево-пазової конструкції та впливу їхнього місця розташування в осерді статора на магнітні потоки розсіювання у кінцевій частині ТГ.

Дослідження проведено на фізичній масштабній моделі ТЗ ТГ, оригіналом якої є кінцева зона серійного генератора типу ТГВ-500 потужністю 500 МВт (ДП завод «Електроважмаш» м. Харків). Необхідно ще раз підкреслити, що побудована ММ також відповідає ТЗ аналогічного ТГ.

Масштабна ФМ розроблена та виготовлена в Інституті електродинаміки НАН України [4, 76, 93].

Коротко можливості ФМ можна сформулювати так.

Масштабна ФМ кінцевої зони потужного ТГ розрахована та виготовлена відповідно до відомих положень теорії подібності електромагнітних процесів у провідних середовищах [15], які встановлюють основні масштабні співвідношення між моделлю й оригіналом. Для квазістаціонарного поля в лінійному ізотропному середовищі критерій подібності має вигляд:

$$m_{\mu} m_{\sigma} m_l^2 m_f = 1, \tag{4.1}$$

де m_{μ}, m_{σ}, m_l, m_f – масштаби магнітної проникності, електропровідності, лінійних розмірів і частоти, відповідно.

У разі виконання умови (4.1) отримаємо співвідношення масштабів:

$$\frac{m_H}{m_l} = m_{\sigma} m_E = m_j, \tag{4.2}$$

$$\frac{m_E}{m_l} = m_{\mu} m_H m_f. \tag{4.3}$$

Вибір масштабів m_H і m_E обумовлений низкою факторів, з яких найважливіший – отримання на моделі допустимих значень густини струму та питомих втрат. Необхідно також враховувати характеристики джерела живлення моделі та забезпечення відповідної величини сигналу на виході вимірювального датчика під час використання відповідних приладів.

Оскільки модель кінцевої частини ТГ виконана у порівнянні з оригіналом менших розмірів ($m_l < 1$), частота струму живлення порівняно з частотою оригіналу підвищується.

Масштаби m_{μ} і m_{σ} доцільно мати рівними одиниці, що можна досягти вибором для моделі тих самих матеріалів як і в оригіналі. Задля немагнітних матеріалів ці умови достатньо легко здійснюються. Умова $m_{\mu}=1$ для феромагнітних матеріалів виконується лише при $m_H = 1$, що не завжди можна досягти з причини значного збільшення питомих втрат у моделі. Якщо $m_H = 1$, масштаб втрат $m_w = \sqrt{m_f}$, тобто при $m_f > 1$ масштаб втрат також більше одиниці. Оскільки величини питомих втрат у багатьох деталях оригіналу досить великі, виконати умову $m_H = 1$ на практиці дуже складно.

Для досліджуваної моделі прийняті такі масштаби:

$m_l \approx 1/3{,}5$, $m_f \approx 12$, $m_\sigma = 1$, $m_I = 1/200$, $m_H = 1/57{,}2$, $m_B = 1/57{,}2$, $m_j = 1/16{,}3$.

Прийнята як перше наближення умова $m_\mu = 1$ придатна задля немагнітних натискних пальців та плити, а також областей з великим насиченням, де зміна величини $\mu(H)$ відносно невелика.

Масштаб m_l для деяких областей моделі відмінний від 1/3,5, оскільки для окремих вузлів моделі використовувалися готові деталі певних розмірів (сегменти активної сталі статора та ротора підібрані зі штамповок листів двополюсного асинхронного двигуна). Тобто у цьому випадку має місце порушення геометричної подібності, оскільки активне залізо моделі виготовлено з листів сталі Е21 товщиною 0,35 мм, а залізо оригіналу – з листів сталі Е330 товщиною 0,5 мм; і за умов моделювання товщина листа ФМ повинна бути 0,2 мм. Відхилення значення m_l в межах *75 %* розрахункового складає похибку моделювання. Однак для проведення досліджень *якісного* порівняння ефективності різноманітних конструктивних рішень ТЗ статора масштабна ФМ, по суті, замінює експеримент у натурі, що особливо має цінність для потужних ТГ.

За частоти струму близької до 600 Гц буде забезпечено досить близьке співвідношення для подібності полів:

$$m_l^2 \cdot m_f = 1 \ (m_\mu = 1,\ m_\sigma = 1). \tag{4.4}$$

З метою моделювання ТГ ($m_l < 1$) придатні статичні моделі, які не вміщують обертових частин. Однак у статичній моделі можуть бути виконані умови подібності електромагнітних процесів в одній із областей (статора чи ротора). У цій моделі виконані умови наближеної подібності для електромагнітного поля тільки в області статора. В області ротора поле не моделюється.

Масштабна ФМ виконана у вигляді статора з трифазною обмоткою, кінцева частина вміщує лобові частини ОС, кілька кінцевих крайніх пакетів активного заліза осердя статора, натискні плиту та пальці. Шихтоване осердя статора виконано з листів електротехнічної сталі марки Е21 товщиною 0,35 мм і стягнуто стяжними шпильками. Нерухомий ротор виконано з тієї ж сталі, що й осердя статора. Натискні плита та пальці виготовлені зі сталі ІХ18Н9Т (як в оригіналі). Конструкція

моделі суттєво спрощена: ротор виконано у вигляді суцільного беззубцевого циліндру, відсутні вал та ОР, підшипниковий щит і корпус підшипника.

На рис.4.1 показано ескіз моделі, де 1 – залізо осердя статора, 2 – стяжна шпилька, 3 – натискна плита, 4 – лобова частина ОС, 5 – бочка ротора, 6 – натискний палець.

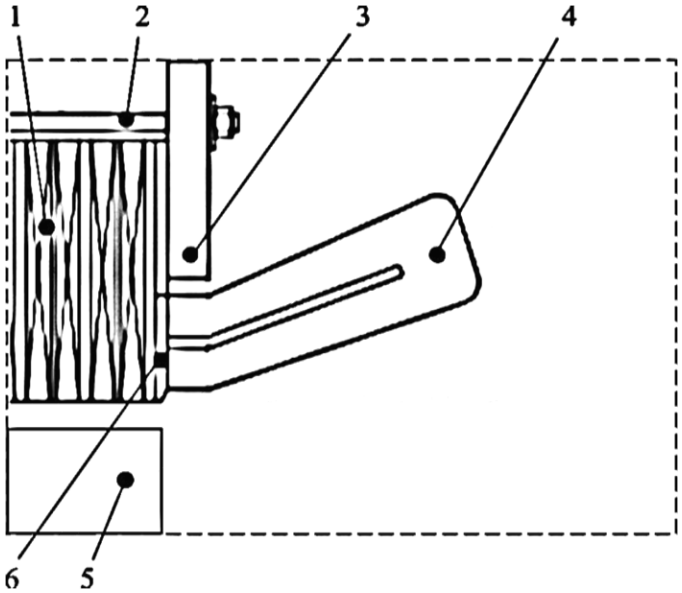


Рис. 4.1 Ескіз фізичної масштабної моделі
кінцевої зони турбогенератора типу ТГВ-500

Масштабна ФМ, яка представлена на рис. 4.2, має наступні основні електричні та геометричні дані: напруга ОС $U_ф$ = 250 В, число фаз m = 3, число полюсів p = 1, номінальний струм $I_{1н}$ = 100 А, число паралельних гілок a = 1, обмотку виконано з укороченим кроком β = 0,833, число витків у фазі W_1 = 16, розрахункове лінійне навантаження A_1 = 80 А/см, виліт лобової частини ОС $l_{лоб}$ = 260 мм, число пазів статора Z_1 = 48, діаметр розточки активного заліза D_a = 340 мм, зовнішній діаметр активного заліза D_1 = 760 мм, висота зубців h_{z1} = 77 мм, висота спинки $h_{сп}$ = 133 мм, аксіальна довжина активного заліза осердя статора $l_{ст}$ = 490 мм, діаметр натискної плити $d_{пл}$ = 900 мм, товщина натискної плити $b_{пл}$ = 25 мм, висота натискного пальця $h_{пал}$ = 140 мм, ширина натискного пальця $b_{пал}$ = 10 мм, діаметр стяжних шпильок $d_{шп}$ = 20 мм, кількість стяжних шпильок $n_{шп}$ = 6, діаметр бочки ротора $d_р$ = 300 мм, величина повітряного проміжку δ = 20 мм.

Рис. 4.2 Загальний вигляд фізичної масштабної моделі
кінцевої зони серійного турбогенератора типу ТГВ-500

Необхідно відмітити, що моделювання на ФМ у більшості випадків дозволяє оцінити закономірність розподілу поля, але обмежується неможливістю отримання необхідної точності.

З причини відсутності теплової подібності моделі та оригіналу, вимірювання температури не проводилося.

4.2 Дослідження ефективності екранів зубцево-пазової конструкції за допомогою фізичного моделювання

На сьогодні під час виготовлення потужних ЕМ використовуються різноманітні пристрої екранування, які дозволяють зменшити або перерозподілити потоки розсіювання лобових частин обмоток, що проникають у крайні пакети осердя статора. За принципом дії екрани можна розділити на два основних типи: ті, що демпфірують та ті, що шунтують магнітний потік. Екрани першого типу виконуються з

провідного матеріалу, який має малий питомий опір, переважно з міді; екрани другого типу (магнітні шунти) набираються з електротехнічної сталі.

Як зазначалося вище, для захисту крайніх пакетів осердя статора потужних ЕМ від полів розсіювання ТЗ розроблено низку демпфіруючих екранів різноманітної конструкції , але основним недоліком цих пристроїв є відсутність або неефективність екранування зубцевої зони крайніх пакетів. З метою зменшення нагріву цієї зони статора на практиці застосовують різні конструктивні рішення, у тому числі поздовжні розрізи зубців і скіс крайніх пакетів, а для надпотужних генераторів – дуже глибокий скіс, який не тільки зменшує коефіцієнт використання магнітопроводу та його механічну жорсткість, але й виконує функцію магнітного шунта. Водночас оскільки за умов сучасної енергосистеми необхідні модернізація діючих і створення нових типів ТГ з розширеними функціональними можливостями, доцільно здійснювати подальший пошук систем екранування, які би були позбавлені від вказаних недоліків. Широке використання електропровідних і феромагнітних екранів під час експлуатації потужних ЕМ вимагає дослідження фізичних процесів, які виникають у разі електромагнітного екранування, а також удосконалення їхнього конструктивного виконання. Тому пропонується зубцево-пазова конфігурація екранів аналогічної геометрії з залізними сегментами, за допомогою яких формується магнітопровід статора, екрани розміщуються у крайньому пакеті осердя статора та набираються в осьовому напрямку почергово з сегментами заліза. Така конструкція є досить простою за технологію виготовлення та ефективно захищає зубцеву зону крайніх пакетів, що дозволяє відмовитися від виконання поздовжніх розрізів зубців і глибокого скосу крайніх пакетів.

Експерименти щодо дослідження ефективності таких екранів проведено на масштабній ФМ при зусиллях затягування магнітопроводу статора (гайок натискної плити) 3 Н·м. Величини ЕРС, які наводяться у листах, вимірювалися за допомогою мілівольтметра В3-38 (*1977 року випуску*). Для електропровідних екранів використовувалася листова мідь товщиною 0,35, 0,5, 1 і 1,5 мм (два екрани товщиною 0,35 мм мають три та шість зубців, інші – три зубці), для шунтів – три- та шестизубцевий екрани товщиною 0,35 мм (рис. 4.3).

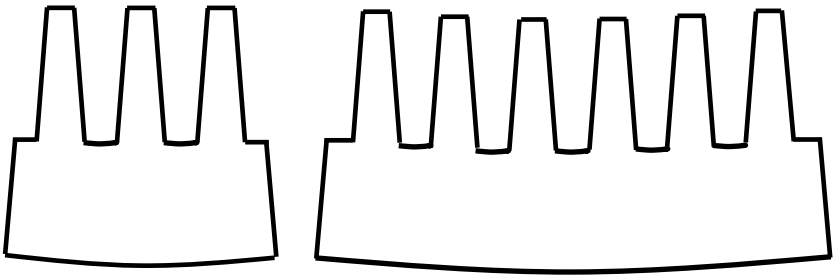


Рис. 4.3 Три- та шестизубцевий екрани

Висновки щодо ефективності екранів зроблено з порівняння результатів вимірювання аксіальної (осьової) складової МІ B_z. Для вимірювання аксіальної складової індукції на поверхні листів заліза статора від часток до кількох одиниць тесла використовувались датчики індукції, які є плоскими безкаркасними котушками. З метою забезпечення зручності установлення та надійності кріплення групу таких датчиків індукції змонтовано у спеціальних планках, одну з трьох таких планок показано на рис. 4.4.

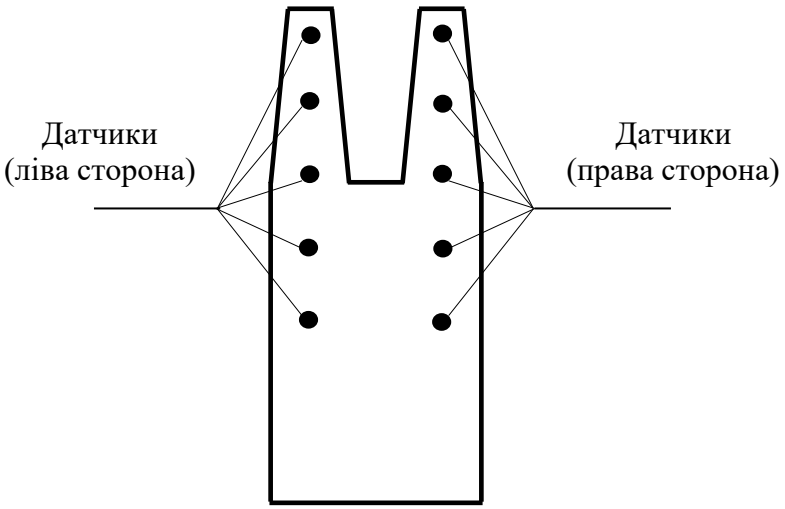


Рис. 4.4 Спеціальна текстолітова планка з датчиками магнітного поля

Для кожного датчика необхідно визначити градуювальний коефіцієнт C. Це вимагало скористатися такими положеннями. Діюче значення ЕРС, індукованої у вимірювальному елементі змінним магнітним полем, дорівнює [40]

$$E = 4,44 B_m w S f \ , \tag{4.5}$$

де B_m – амплітудне значення складової МІ, напрямленої вздовж осі котушки, Тл; w – кількість витків котушки; S – площа перерізу витка котушки, м^2; f – частота магнітного поля, Гц. Звідси

$$B_m = \frac{E}{4,44wSf} = CE,$$

де $C = \frac{1}{4,44wSf}$.

Коефіцієнт 4,44 у формулі (4.5) справедливий для синусоїдальної форми кривої ЕРС. Для датчиків, установлених на поверхні масивних деталей ФМ кінцевої зони ТГ далеко від повітряного проміжку, криві ЕРС з даних гармонійного аналізу майже синусоїдальні [76]. У інших випадках спостерігається певна похибка за рахунок відхилення закономірності зміни магнітного поля від синусоїди. Однак цією обставиною можна знехтувати, оскільки отримувана точність прийнятна для інженерних розрахунків, а врахування похибки під час обробки результатів дослідження пов’язане з певними ускладненнями [40]. Таким чином, за умов синусоїдальної зміни магнітного поля коефіцієнт C характеризує геометричні розміри вимірювального елемента.

Після тарування постійні датчиків задля вимірювання аксіальної складової індукції магнітного поля мали розкид (2,1–2,2)·10^5 А·В/м. Під час вимірювання МІ на поверхні листів заліза статора ФМ постійні датчиків не усереднювалися, а застосовувалися індивідуально для кожного датчика. З метою усунення наведень кінці датчиків ретельно перевивалися та виводилися до вимірювальної апаратури.

Експерименти на масштабній ФМ проведено за участі та допомогою Мишастого М.Д. Окрему подяку за допомогу у вигляді цінних порад автор висловлює Крамарському В.А. Основні експериментальні результати та їхній аналіз викладені у працях автора [37, 51, 101, 102], але доцільно надати матеріал щодо проведеного дослідження у більше розгорнутому вигляді.

Для порівняльного аналізу розглянуто чотирнадцять варіантів систем екранування ТЗ осердя статора, з яких дев’ять у вигляді структурних систем за умов різної варіації матеріалу та товщини екранів.

На рис. 4.5–4.11 (де N – номер листа, на якому вимірювалась індукція) зображено графіки залежності аксіальної індукції магнітного поля у кінцевих листах осердя статора ФМ за умов різних варіантів застосування екранів зубцево-пазової конструкції. Амплітудне значення аксіальної складової МІ приведено у мТл.

На рис. 4.5–4.7 представлено результати дослідження у разі розміщення мідних екранів зубцево-пазової конструкції різної товщини на поверхні осердя статора ФМ, у дужках показано кількість зубців цих екранів. На рис. 4.8–4.11 показано результати структурного екранування. Для зручності запису було прийнято деякі скорочення, наприклад, позначення М 0,35 (6) – Ст 0,35 (6) – М 0,35 (3) відповідає розміщенню структурного екрана типу мідний шестизубцевий сегмент товщиною 0,35 мм – шестизубцевий стальний товщиною 0,35 мм і тризубцевий мідний, який має товщину 0,35 мм, останній з них – ближче до торця магнітопроводу статора.

Планки встановлювалися спочатку під перший, третій та п’ятий листи ФМ, потім переставлялися під шостий, дев’ятий та одинадцятий. Було обрано внутрішню поверхню листів, оскільки на цій поверхні значення аксіальної складової МІ більші ніж на зовнішній стороні.

Необхідно зауважити, що через повну чи часткову непрацездатність деяких датчиків, на жаль, не було можливості отримати докладні результати.

Не зайвим буде додати, що тривалість півциклу дослідження одного варіанта екрана, який передбачав відкручування гайок натискної плити, видалення певної кількості натискних пальців, установлення екрана, вимірювальних планок і пальців, а потім затягування гайок плити, пуску ФМ та зчитування показів з приладів, складала приблизно 40–50 хвилин. Повний цикл передбачав усі перераховані дії окрім установлення екрана, оскільки планки з вимірювальними датчиками переставлялися під інші листи, тому тривав приблизно півтори години, відповідно. За рахунок повторення досліджень з деякими варіантами екранів (переважно структурними) проведення експериментів, які викладені у цьому підрозділі, тривало більше 30 годин. Автор висловлює глибоку вдячність Мишастому М.Д., який під час виконання досліджень завжди був поряд.

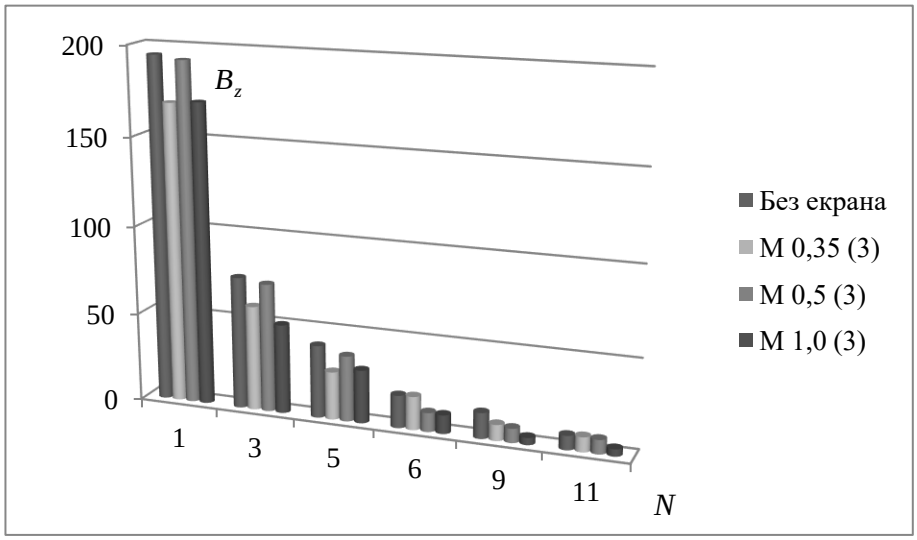


Рис. 4.5 Аксіальна складова індукції у коронках зубців (ліва сторона)

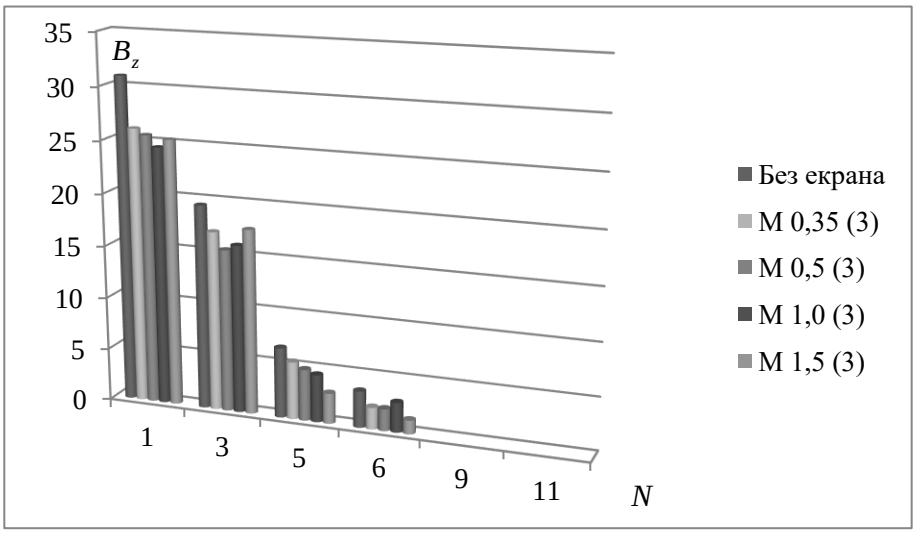


Рис. 4.6 Аксіальна складова індукції, верх ярма (права сторона)

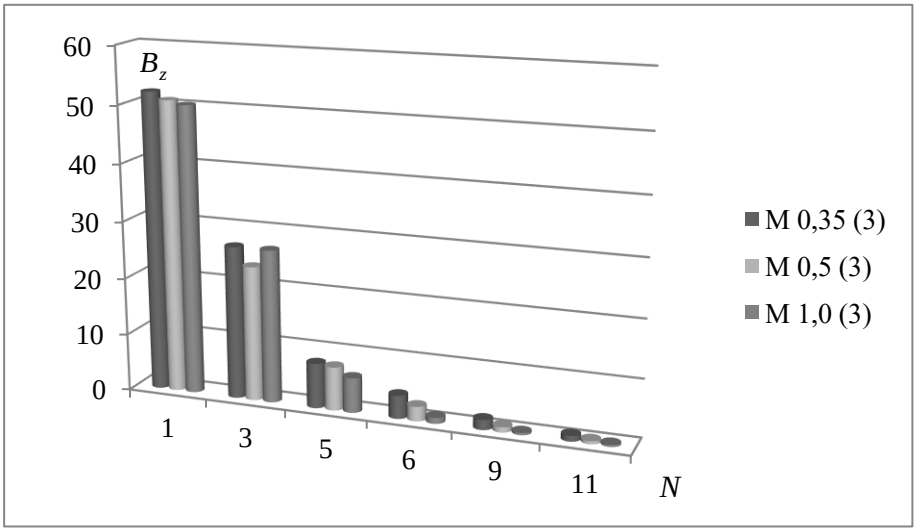


Рис. 4.7 Аксіальна складова індукції у середній частині ярма (права сторона)

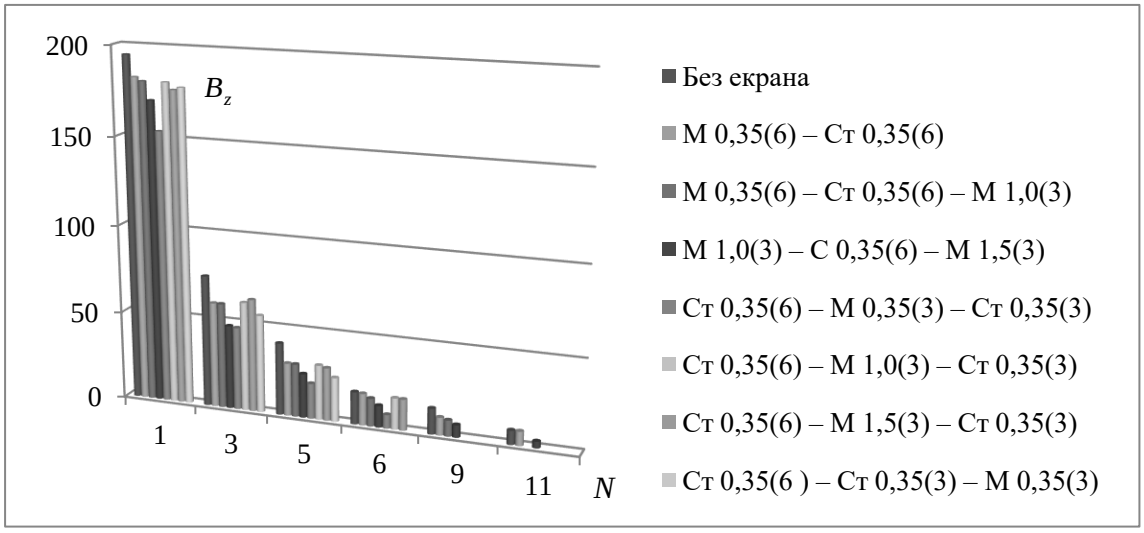


Рис. 4.8 Аксіальна складова індукції у коронках зубців (ліва сторона)

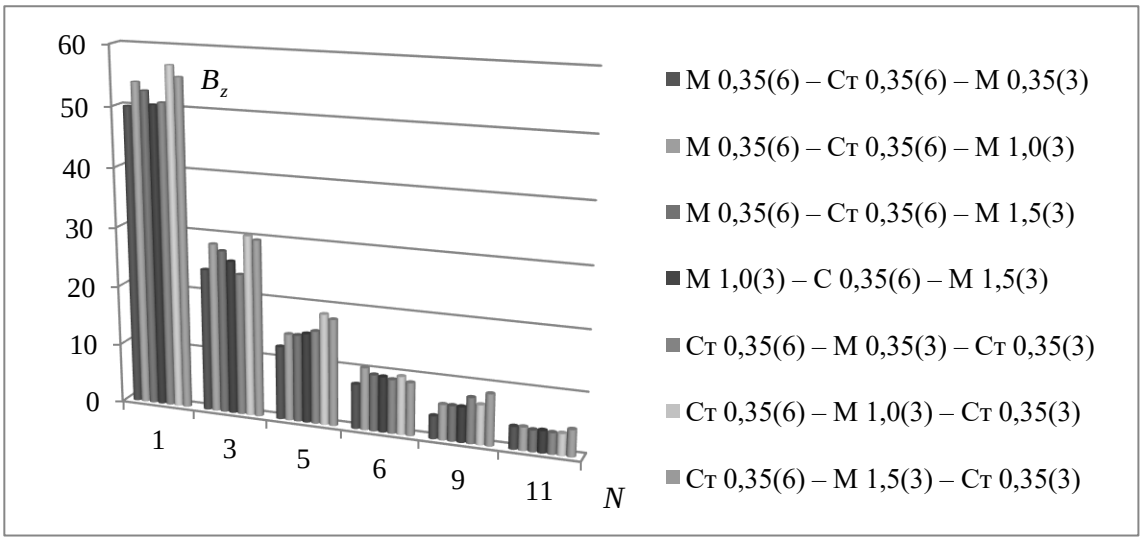


Рис. 4.9 Аксіальна складова індукції у середній частині зубців (ліва сторона)

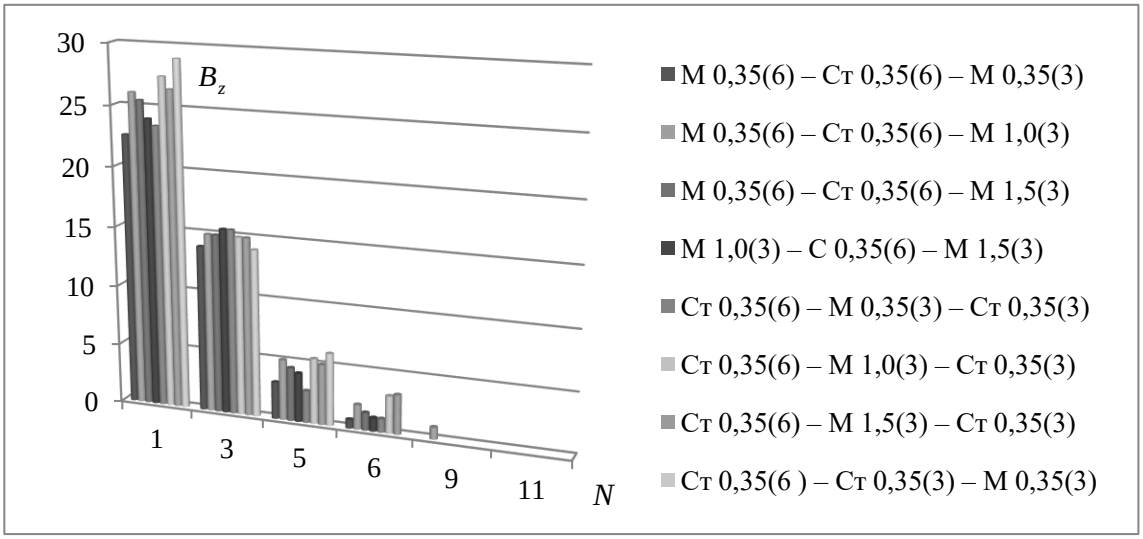


Рис. 4.10 Аксіальна складова індукції, верх ярма (права сторона)

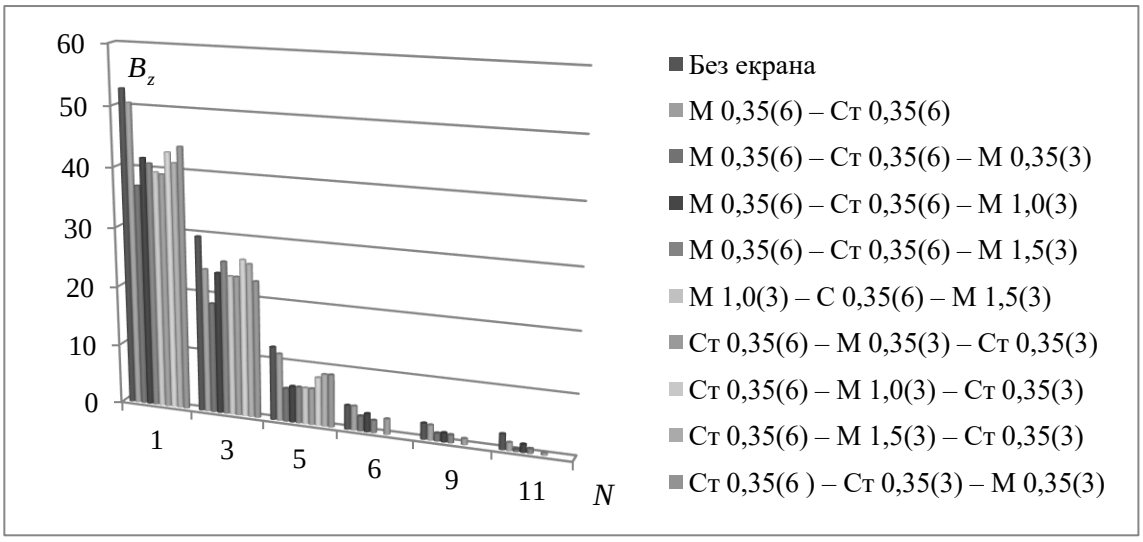


Рис. 4.11 Аксіальна складова індукції у середній частині ярма (права сторона)

Під час аналізу даних експерименту необхідно враховувати відповідність товщини зубцево-пазових сегментів для моделі та генератора (f = 50 Гц). Аналіз свідчить, що ефективність електромагнітного екранування такими сегментами є високою. Для допустимої товщини екрана (в генераторах застосовуються екрани товщиною 10 мм) зменшення аксіальної складової індукції магнітного поля в крайніх листах осердя статора у середньому складає до 1,3–1,5 разів залежно від точки вимірювання, тобто питомі витрати зменшуються у 1,7–2,3 рази.

Необхідно зауважити, що наведені результати отримано за умов відсутності електроізоляції поверхні екранів і листів заліза статора. Як показують дослідження, у тому числі на ФМ, екранування осердя статора у разі забезпечення електроізоляції мідних і залізних сегментів більш ефективне, ніж за наявності контакту та відповідного перетікання струмів [94]. Це пояснюється як «розривом» контурів струмів, що унеможливлює їхнє перетікання та концентрацію на внутрішньому краю сегментів, так і перерозподілом струмів у самому екрані. Струми в екрані більше рівномірно розподіляються підвищуючись у верхній його частині (зоні ярма), що зумовлює рівномірність розподілу струмів у залізі статора, в якому розміщений екран, і «розвантаження» зубцевої зони. Як показано у [94], забезпечення електроізоляційного шару товщиною 0,001 м між мідним і залізним сегментом підвищує ефективність екранування та водночас не сприяє помітному збільшенню нагріву осердя статора.

На додаток, отримані експериментальні дані є середньостатистичними, оскільки залежать від різних факторів, у тому числі від деформації листів заліза статора, яка змінюється з кожним наступним варіантом системи екранування, а також ідентичного розміщення вимірювальних планок щодо зразків екранів і т.д.

Під час проведення експериментів фактори, які впливають на точність отриманих результатів, було враховано шляхом декількох повторень одного й того ж варіанта екранування.

З отриманих залежностей на рис. 4.5–4.11 можна зробити висновок, що ефективність незамкнених екранів зубцево-пазової конструкції неоднакова для різних областей зубцевої зони сегментів заліза статора.

Встановлено, зокрема, що у радіальному напрямку підвищене значення аксіальної складової МІ B_z, яка є причиною підвищеного нагріву, спостерігається у зубцевій зоні, найбільше – у коронках зубців. На глибині 2–3 см від нижньої частини зубців (у сторону спинки) аксіальна складова магнітного потоку значно затухає, що зумовлено досить надійним екрануванням масивним кільцем натискної плити. В аксіальному напрямку найбільші значення B_z фіксуються у внутрішній частині першого листа, а після третього листа аксіальна складова поля значно послаблюється. У кінцевій зоні осердя статора спостерігається тангенціальна нерівномірність B_z залежно від розташування фазних зон ОС [31, 55, 83, 91]. Для проведення експерименту вибиралися зубці, розміщені у міжфазній зоні, оскільки на ФМ тільки в них фіксується помітна відмінність поля.

Під час екранування в електромагнітному полі багатошаровими структурами досліджено «канал-ефект». Його суть така: у разі розміщення магнітних сегментів всередині ВЕП сегментів (або ВЕП сегментів всередині магнітних) значно підвищується ефективність екранування таких структур порівняно зі структурами, в яких спочатку розміщені магнітні елементи, а за ними ВЕП елементи, або навпаки. Представлені на рис. 4.5–4.11 залежності вказують на значний прояв «канал-ефекту».

Необхідно акцентувати увагу на дуже важливій особливості – екстремальний прояв «канал-ефекту», який спостерігається у разі рівності товщини непровідних

магнітних і електропровідних мідних елементів. Для будь-яких інших відношень товщини елементів структури ефективність екранування зменшується.

Викладені дослідження обґрунтовують ідею структурного електромагнітного екранування ЕМ та інших пристроїв як найбільш ефективного, в основі якого застосування оптимальної структури магнітних і електропровідних елементів, тобто розміщення їх таким чином, щоби забезпечити максимальний екрануючий ефект.

Для збільшення коефіцієнта екранування як екран може бути застосована гібридна система. Вона має вигляд три- чи багатошарового екрана, у якому всередині двох стальних сегментів розміщено сегмент з ВЕП матеріалу. Такий екран внаслідок прояву «канал-ефекту» у разі мінімальної товщини (маси та габаритів) має високий коефіцієнт екранування. Лінійні теплові розширення електропровідних шарів такої системи та, відповідно, внутрішні механічні напруження зменшуються внаслідок зниження їхнього нагрівання. На додаток, окремі сегменти рекомендується ізолювати один від одного.

Таким чином, застосування гібридної системи екранування у кінцевих частинах ЕМ значно збільшує ефективність екранування незамкненими електропровідними екранами.

На основі проведених експериментів на ФМ кінцевої частини ТГ можна зробити висновок, що електропровідні екрани, які повторюють геометрію сегментів заліза статора та розміщуються в осерді, ефективно захищають як зубцеву зону, так і спинку осердя статора від полів розсіювання, а їхнє застосування суттєво підвищить механічну жорсткість крайніх пакетів за рахунок відмови від виконання поздовжніх розрізів і глибокого скосу зубців (зменшення розміру скосу).

Створення системних екранів у потужних ЕМ визначається їхньою здатністю максимально захищати деталі та вузли машин від змінних магнітних потоків, технологічністю виготовлення та невеликим нагріванням самих екранів у експлуатаційних режимах. Ефективність розроблених екранів доведено проведеними дослідженнями.

4.3 Дослідження ефективності екранів зубцево-пазової конструкції за допомогою математичного моделювання

З метою підвищення достовірності експериментальних даних, отриманих на основі фізичного моделювання, а також тестування побудованої у підрозділі 2.6 ММ, за допомогою останньої були проведені чисельні експерименти щодо дослідження ефективності екранів зубцево-пазової конфігурації. Для цього вже побудована розрахункова область ММ кінцевої зони ТГ типу ТГВ-500 шляхом певної послідовності геометричних операцій за допомогою редактора програмно-обчислювального комплексу COMSOL Multiphysics 3.5a була змінена на масштабну ФМ цього генератора. Кожному вузлу задані фізичні параметри матеріалу, з якого він виготовлений. Для сталі Е21 побудована відповідна крива намагнічування.

Оскільки масштабна ФМ кінцевої зони ТГ не передбачає теплову подібність оригіналу, розрахунок розподілу температури не виконувався.

Надалі представлені основні результати моделювання.

На рис. 4.12 показаний розподіл МІ та ВМП у поперечному перерізі масштабної ФМ.

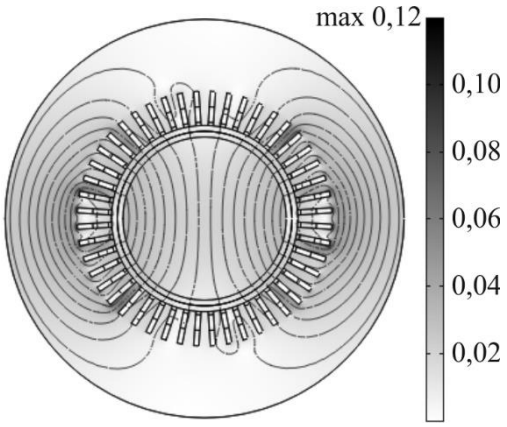


Рис. 4.12 Розподіл електромагнітного поля
у поперечному перерізі фізичної моделі турбогенератора

На рис. 4.13 і 4.14 наведені розподіли напруженості магнітного поля та магнітної проникності вздовж радіуса OO_1, які використовуються для забезпечення зв’язку поперечного та поздовжнього перетинів ФМ.

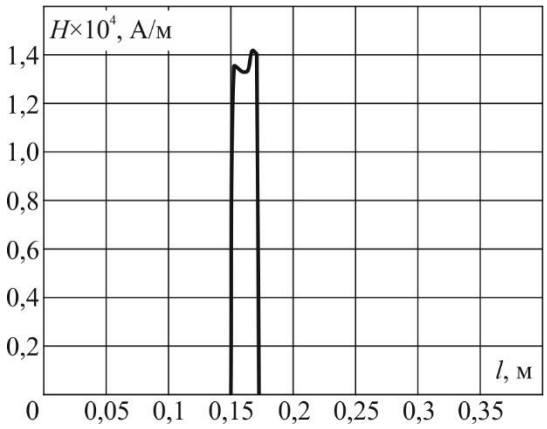


Рис. 4.13 Розподіл напруженості поля вздовж радіуса OO_1

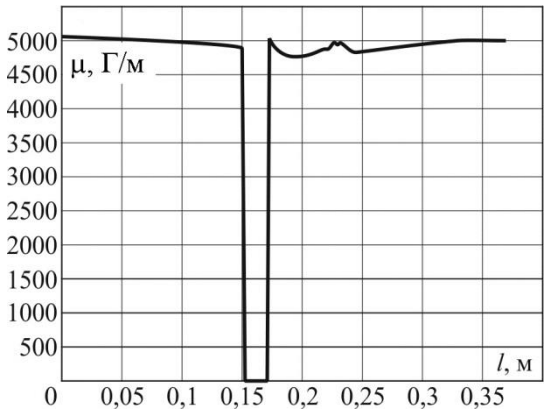


Рис. 4.14 Розподіл магнітної проникності вздовж радіуса OO_1

На рис. 4.15 показаний розподіл магнітного поля у поздовжньому розрізі ФМ синхронного генератора типу ТГВ-500.

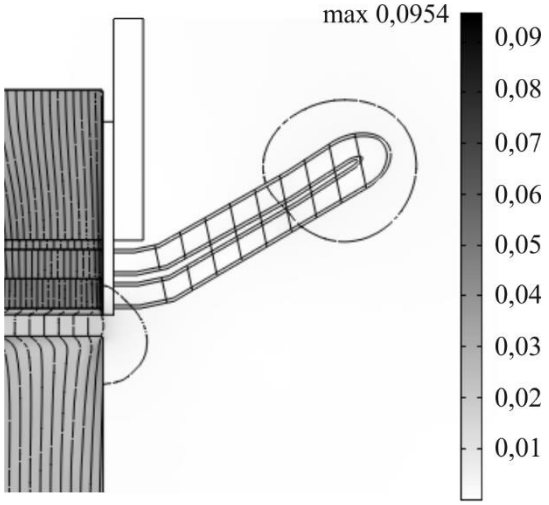


Рис. 4.15 Розподіл електромагнітного поля у поздовжньому перерізі фізичної моделі турбогенератора типу ТГВ-500

На рис. 4.16–4.22 (де N – відстань від торця статора, яка згідно з позначенням відповідає номеру листа ФМ, на якому вимірювалась індукція) зображено графіки залежності аксіальної складової МІ за умов різних варіантів застосування екранів зубцево-пазової конструкції, з яких рис. 4.16–4.18 відповідають результатам математичного моделювання у разі розміщення мідних екранів різної товщини на поверхні осердя статора, рис. 4.19–4.22 – результатам моделювання структурного екранування. Скорочення запису аналогічні прийнятим у підрозділі 4.2.

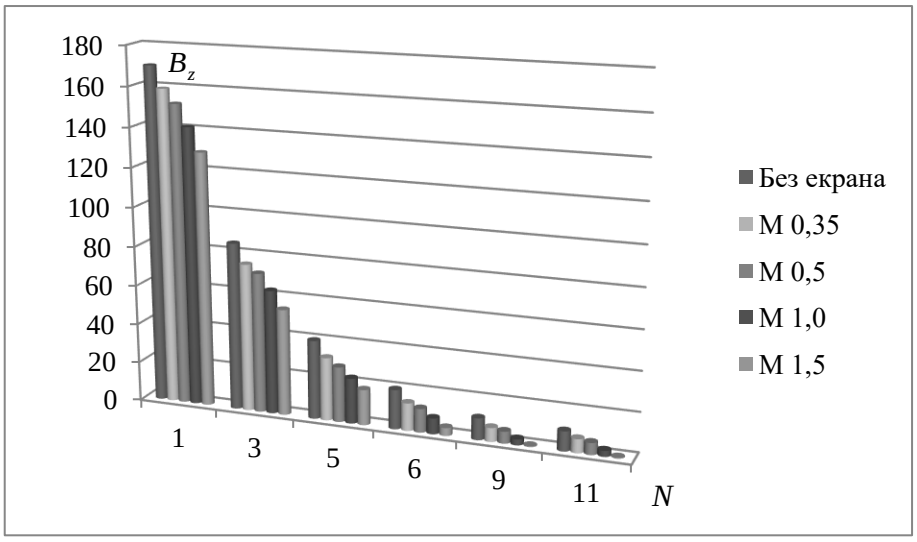


Рис. 4.16 Аксіальна складова індукції у коронках зубців

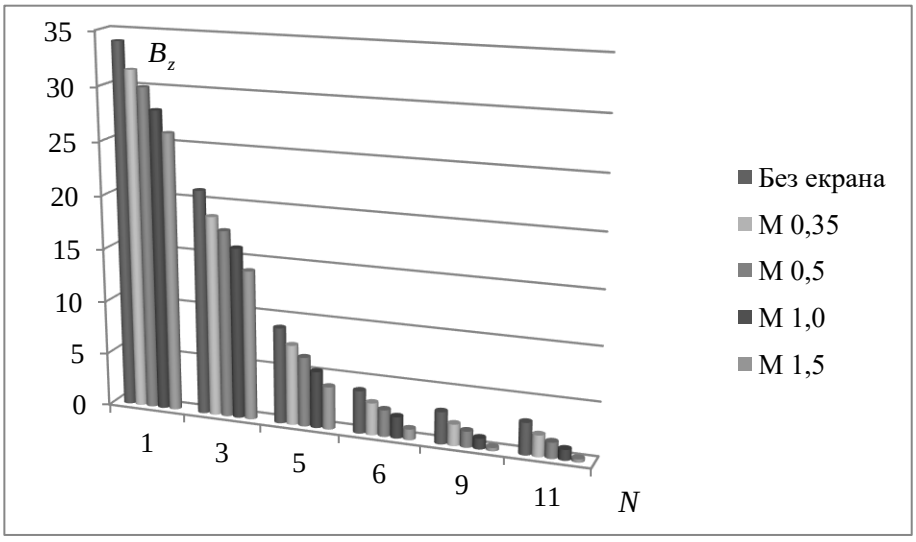


Рис. 4.17 Аксіальна складова індукції, верх ярма

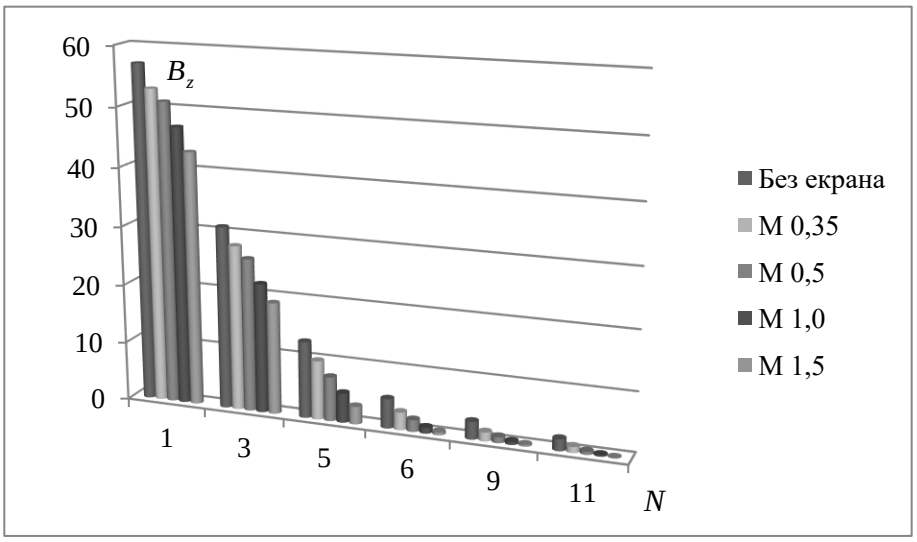


Рис. 4.18 Аксіальна складова індукції у середній частині ярма

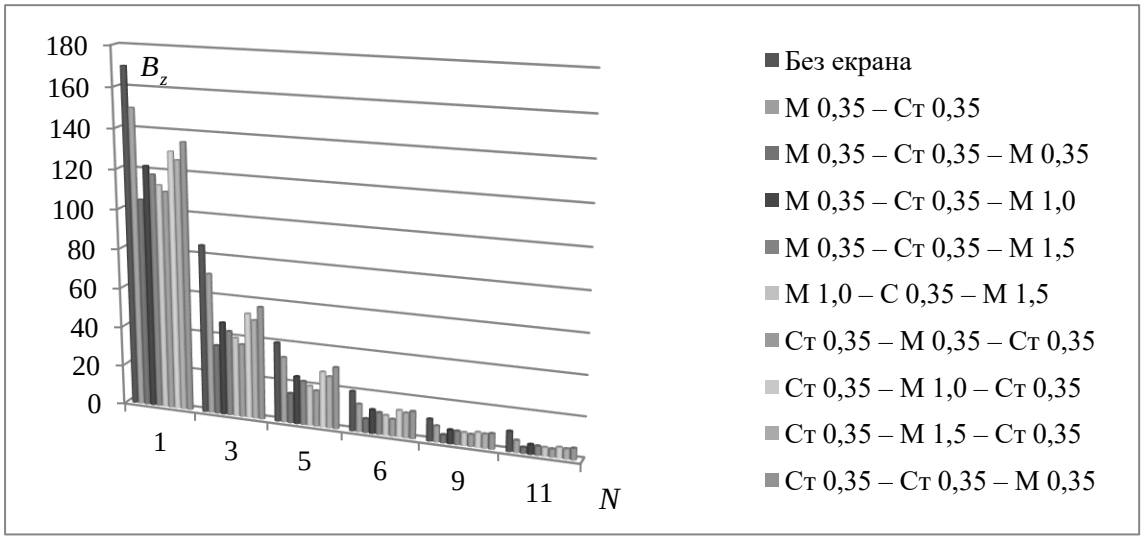


Рис. 4.19 Аксіальна складова індукції у коронках зубців

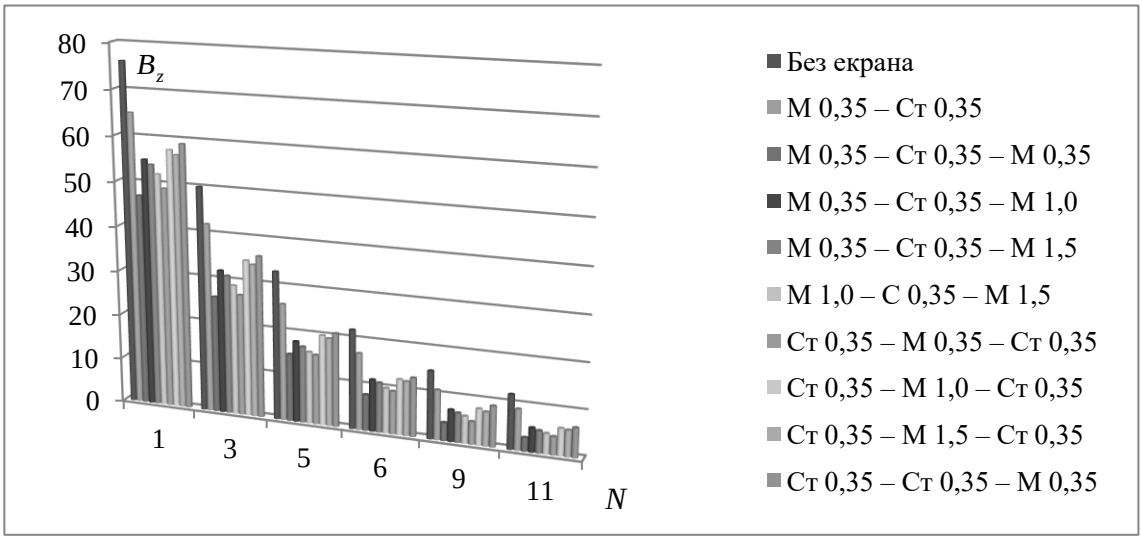


Рис. 4.20 Аксіальна складова індукції у середній частині зубців

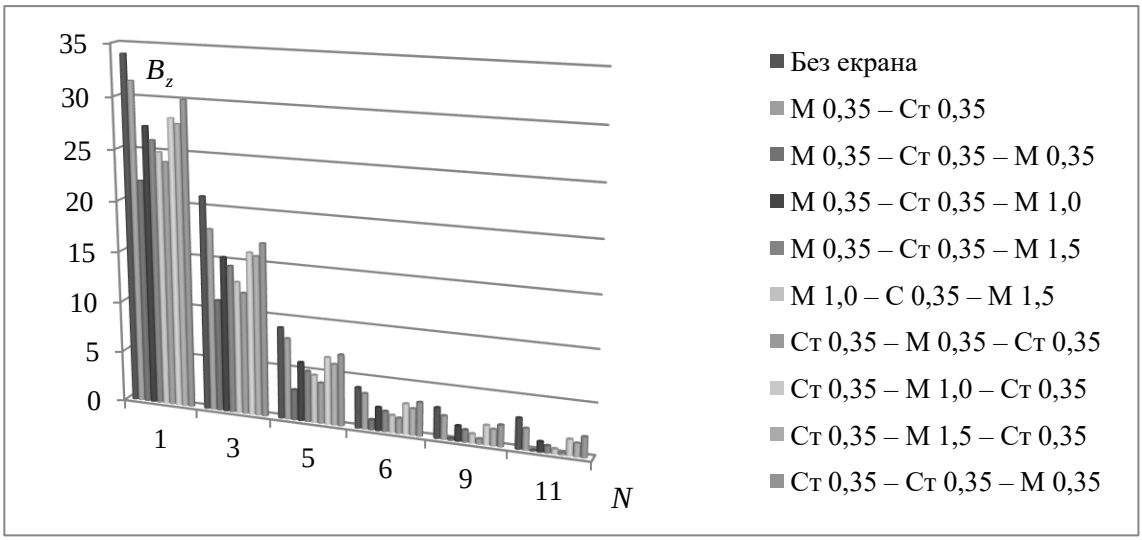


Рис. 4.21 Аксіальна складова індукції, верх ярма

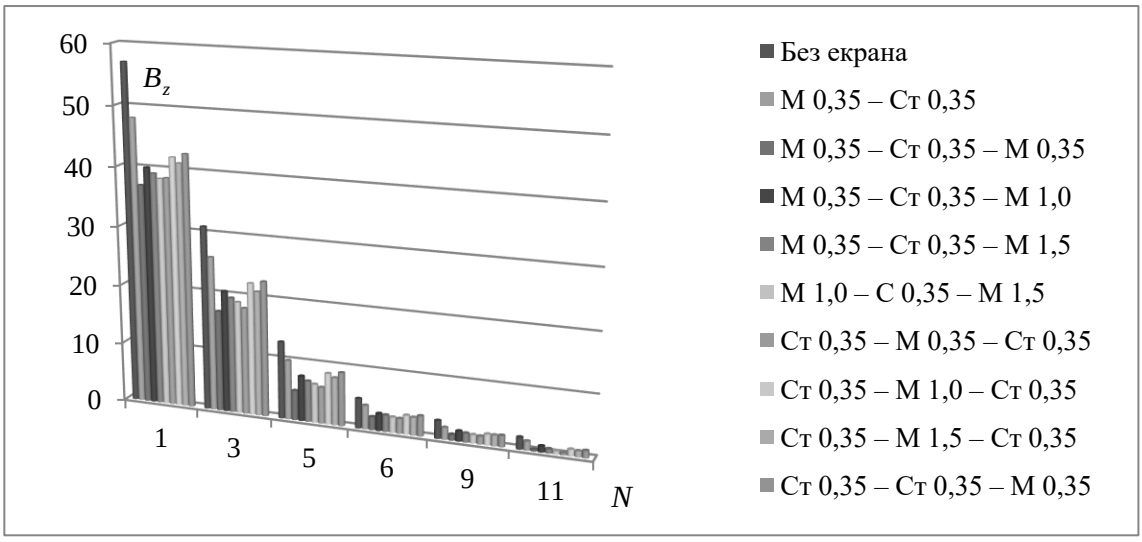


Рис. 4.22 Аксіальна складова індукції у середній частині ярма

З аналізу отриманих на фізичній та математичній моделях графічних залежностей можна побачити «стрибкоподібність» деяких результатів, отриманих за допомогою фізичного моделювання (рис. 4.5, 4.6, 4.9, 4.10), що легко пояснюється похибкою вимірювання, наприклад, затисканням вимірювального датчика, помилкою показів як самого датчика, так і мілівольтметра. На додаток, ця «стрибкоподібність» проявляється починаючи з шостого листа ФМ і глибше, де значення аксіальної складової МІ найменші, тобто у місцях з найбільшою вірогідністю зростання похибки вимірювання. Також можна помітити строгу послідовність «випадання» деяких точок. Це може свідчити про те, що на деяких планках певні датчики заздалегідь надають помилкові результати вимірювання (іншими словами, працездатні, але несправні).

Необхідно підкреслити, по-перше, залежності побудовано згідно з реальними вимірювальними даними, а не усередненими, по-друге, як вже зазначалося, деякі датчики були повністю чи частково непрацездатними, що, з однієї сторони, не дозволяє отримати повні результати, а з іншої – змушує апроксимувати для отримання більше наочної залежності (рис. 4.6, 4.8, 4.10, 4.11).

Максимальні відхилення значень аксіальної складової МІ спостерігаються у точках з найменшими значеннями індукції та не перевищують 20–25 %, а середні значення – 11 %.

Хоча масштабна ФМ має об’ємну конструкцію, що дозволяє одержати вимірювальні дані враховуючи просторові закономірності розподілу електромагнітного поля у тангенціальному напрямку, наприклад, значення аксіальної складової МІ у різних перетинах за шириною листа осердя статора, але з причини надмірної спрощеності, фактичної невідповідності реальному об’єкту як згідно масштабу, так і матеріалу, а також «віку» (більше 40 років), собівартості (приблизно 20 000 крб. станом на 1978 рік), використання застарілих і несправних вимірювальних пристроїв, вимоги великого відрізку часу на проведення експериментів, результати яких не завжди відповідають дійсності, напевно, для деяких досліджень доцільно використовувати математичне моделювання, навіть не зважаючи на двовимірність (плоский переріз) моделі (у цьому випадку ММ квазітривимірна за рахунок двох зв’язаних між собою плоских перерізів). За умов, звичайно, що ММ точно «налагоджена», достовірна й апробована. Цього можна досягти шляхом математичного моделювання різних режимів роботи та порівняння результатів з експериментальними даними, отриманими на реальному об’єкті, що і було зроблено під час дослідження. Це у свою чергу забезпечує достовірність результатів математичного моделювання, які неможливо отримати на реальному об’єкті з різних причин об’єктивного та суб’єктивного характеру [107].

Цікаво відмітити, що собівартість масштабної ФМ станом на сьогодні складає приблизно 10 000 USD, в той час як *вартість ПК, на якому була побудована ММ і реалізовані чисельні експерименти, – 400 USD*; *проведення серії експериментів* (дослідження ефективності запропонованих екранів та їхнього оптимального розміщення у масиві осердя статора) *на ФМ тривало майже 80 годин, на «налагодженій» ММ – близько 30 годин*; *виготовлення ФМ* (з відповідних джерел) *– біля двох років*, в той час як *ММ* за умов наявності відповідних досвіду та навиків роботи у програмному середовищі COMSOL Multiphysics 3.5a можна побудувати за *кілька місяців*. Не зайвим буде додати, що через відсутність останніх на побудову комплексної ММ автор витратив приблизно 900 годин (500 годин на електромагнітну частину, 400 годин – теплову частину).

4.4 Дослідження впливу місця розташування екранів зубцево-пазової конструкції на ефективність екранування крайніх пакетів осердя статора турбогенератора

На фізичній масштабній моделі кінцевої частини серійного ТГ типу ТГВ-500 також було проведено експериментальне дослідження впливу місця розташування екранів зубцево-пазової конструкції у масиві осердя статора на ефективність екранування крайніх пакетів. Основні експериментальні результати та їхній аналіз викладені в опублікованій роботі автора [102].

Експерименти проведено за участі та допомогою Мишастого М.Д.

Суть експериментального дослідження така. Мідний екран у кожному наступному досліді послідовно переміщувався у глибину заліза осердя статора ФМ почерговим переставлянням під кожний наступний лист. Планку зі змонтованими датчиками індукції (рис. 4.4), які є плоскими безкаркасними котушками для вимірювання аксіальної складової індукції на поверхні листів заліза статора, було розміщено під першим листом. Обрано також внутрішню поверхню листів. Для скорочення часу на це дослідження, по-перше, розглядалася тільки зубцева зона сегментів, оскільки з попередніх експериментів встановлено, що зона ярма знаходиться у більше сприятливих умовах за рахунок екрануючої дії немагнітної натискної плити; по-друге, використовувались тільки мідні екрани різної товщини, оскільки метою досліджень було визначення оптимального місця розташування екрана у масиві осердя статора, а найбільш ефективний екран було досліджено у попередніх експериментах (див. підрозділ 4.2).

Проведення низки дослідів, результати яких викладені надалі у цьому підрозділі, тривало більше 40 годин.

Під час експериментального дослідження виявлені такі закономірності. Зі збільшенням відстані між торцем осердя та екраном ефективність останнього знижується з причини послаблення поля, яке збуджується струмами екрана. Одночасно, струми екрана зі збільшення цієї відстані зростають за рахунок зменшення індуктивного опору екрана. На додаток, якщо наближати екран до джерела

магнітного поля, то аксіальна складова МІ B_z за ним суттєво знижується у всій області, та навпаки, з наближенням магнітного середовища величина B_z за екраном зростає. Тобто, з однієї сторони, у разі його розташування далеко від торця екрануючі дії будуть незначні, а з іншої – у разі розміщення на боковій поверхні осердя при максимальній ефективності збільшується ймовірність поломки зубців мідного екрана (у припущенні його застосування на реальному ТГ за умов експлуатації). Водночас, як можна побачити з рис. 4.23 та 4.24 (де N – номер листа, на якому розміщено мідний екран зубцево-пазової конструкції відповідної товщини, амплітудне значення аксіальної складової індукції наведено у мТл), з віддаленням від торця осердя в осьовому напрямку ефективність внутрішнього екрана знижується, але для цієї ФМ у разі розміщення екрана в 5, 6 та 7 крайніх листах статора зниження ефективності незначне, а зі збільшенням відстані від торця надалі воно має «лавиноподібну» закономірність. Це визначається, насамперед, зубцево-пазовою геометрією екранів.

Отримані залежності показують, що є можливість розташування екрана зубцево-пазової конструкції у масиві крайнього пакета осердя статора ТГ, що дозволяє підвищити механічну жорсткість пакета з екраном.

На основі проведеного за допомогою масштабної ФМ експериментального дослідження можна зробити висновок, що найвища ефективність екрана зубцево-пазової конструкції спостерігається у разі його встановлення на самому торці осердя статора, або з метою надання магнітопроводу механічної жорсткості екран необхідно розміщувати у масиві заліза статора на відстані 1,7–2,45 мм від торця, але за таких умов дещо знижується ефективність екранування (до 15 % залежно від товщини екрана).

Таким чином, існує можливість визначити оптимальну відстань від внутрішнього екрана до торця осердя статора за умов максимального значення коефіцієнта екранування та збереження механічної жорсткості пакета листів сталі, який затискає сегменти екрана. Це було зроблено на основі математичного моделювання взаємопов’язаних електромагнітних і теплових процесів у кінцевій зоні ТГ, яка відповідає масштабній ФМ (див. підрозділ 3.2)

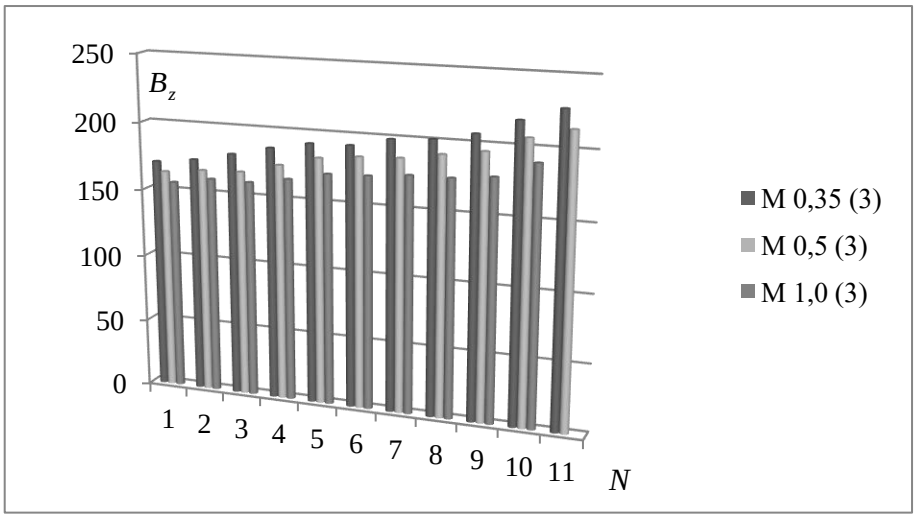


Рис. 4.23 Аксіальна складова магнітної індукції у коронках зубців

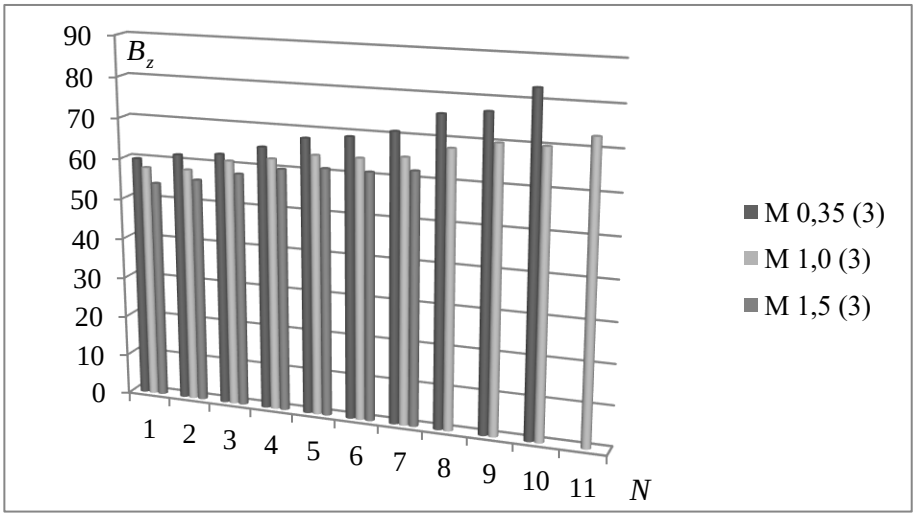


Рис. 4.24 Аксіальна складова магнітної індукції у середині зубців

4.5 Крайовий ефект незамкнених екранів

Як вже зазначалося вище (див. підрозділ 2.6), у листах крайніх пакетів осердя статора ТГ під дією основного й осьового магнітних потоків спостерігається значний крайовий ефект у разі розтікання вихрових струмів. Закономірність розподілу та величина густини вихрових струмів у крайніх і середніх секторах сегмента суттєво відрізняються один від одного. Тому існує необхідність «фізичного» обґрунтування методу внутрішнього екранування крайніх пакетів статора ТГ.

Особливості розподілу поля у листах крайніх пакетів статора ТГ на основі фізичного моделювання можна охарактеризувати так [94].

Струм, лінії якого замикаються у вигляді контурів області *AB* зубця, створюється інтенсивним магнітним потоком, що «витискається» з пазів осердя статора та повітряного проміжку машини та підсумовується з потоком розсіювання OP за його наявності (рис. 4.25). Струм у середній частині сегмента заліза в зоні кореня зубців (область *TC*) обумовлений сумарним потоком, складовими якого є: потік, що «витискається» з пазів статора та повітряного проміжку, й потоки розсіювання лобових частин обмоток, частина котрих обтікаючи натискну плиту концентрується саме в цій зоні. Нижня частина сегмента (область *ST*) пронизується екранованим натискною плитою (та за наявності мідним кільцем) потоком розсіювання лобової частини OC. Магнітні потоки, які пронизують області *ST* і *TC*, напрямлені зустрічно, що й визначає закономірність розподілу густини струму в листі. За зміни умов екранування розмір області *QD* змінюється. Одночасно змінюються значення тангенціальних струмів в зоні кореня зубців. Чим менше розмір області *QD*, тим менші струми зони кореня зубців і, як наслідок, вони підвищуються в області *QT*. Коли магнітний потік, який пронизує зону кореня зубців, стає мінімальним, у спинці осердя буде тільки один замкнений контур, тоді й струми зони кореня зубців стають мінімальними.

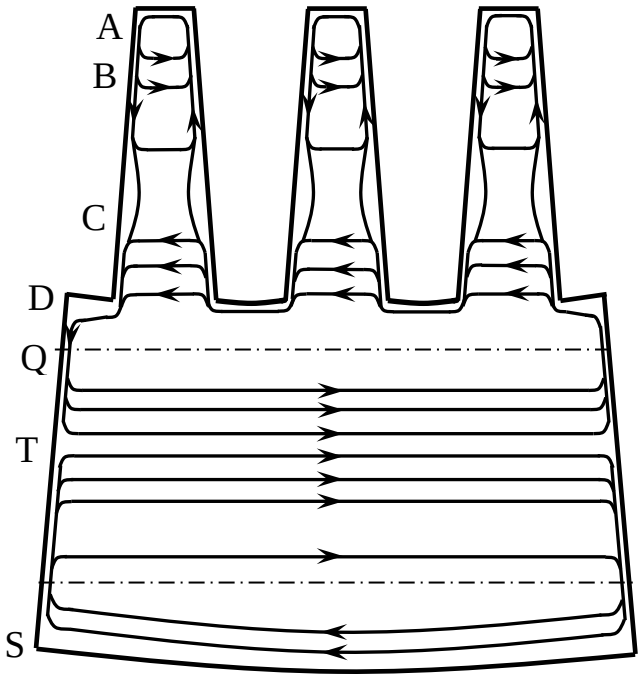


Рис. 4.25 Замкнуті лінії струму в крайньому сегменті заліза осердя статора фізичної моделі

Якщо крайовий ефект характеризувати як відношення значень векторів поля на краю або в зоні стику екрана до значень на його середині, можна стверджувати, що він більше проявляється на внутрішній поверхні екрана ніж на зовнішній, повернутій до обмотки. Струми на краю екрана з зовнішньої поверхні перетікають на внутрішню.

З причини малих на моделі радіальних розмірів екранів і відстанню до осердя статора крайові ефекти в екранах більш істотно впливають на поле у спинці осердя та в зоні коренів зубців. Крім цього, внаслідок малих радіальних розмірів екранів у разі збільшення їхньої товщини поле в ярмі осердя статора підвищується. Результати дослідження показують, що для ефективного електромагнітного екранування крайніх пакетів осердя статора ТГ від полів розсіювання доцільно застосовувати метод ізольованого перекриття та укриття країв системи незамкнених екранів. Також експериментальні дані підтверджують, що крайовий ефект послаблюється у разі зменшення відмінності електропровідності двох деталей, що стикуються, й вказують на можливість вибору найбільше оптимального екрана з необхідним коефіцієнтом екранування та мінімальним проявом крайового ефекту за рахунок підбору матеріалів складених його частин.

4.6 Основні положення та властивості металевих екранів

Результати електромагнітних досліджень на фізичній і математичній моделях пристроїв екранування осердя статора узгоджуються з основними положеннями та властивостями металевих екранів [94, 110], а саме:

– фізична сутність електромагнітного екранування, якщо її розглядати з точки зору електромагнітного поля та теорії електричних кіл, зводиться до того, що під дією джерела електромагнітної енергії на стороні екрана, поверненої до джерела, виникають заряди, а в його стінках – струми, поля яких у зовнішньому просторі за інтенсивністю близькі до поля джерела, а за напрямком протилежні йому, тому й має місце взаємна компенсація полів. Такий розгляд є спрощеним, а «природа» (сутність) електромагнітного екранування є значно складнішою;

– дія екранування металевого екрана обумовлена двома причинами: відбиттям поля від екрана та затуханням поля під час проходження крізь метал. Кожне з цих явищ не залежить одне від одного, хоча загальний ефект екранування є результатом обох;

– ефективність екранування необхідно підвищувати не за рахунок збільшення товщини матеріалу, а завдяки застосуванню декількох більше тонких екранів;

– з точки зору хвильових уявлень ефект структурного екранування спостерігається за рахунок багаторазового відбиття електромагнітних хвиль від поверхні екрана та затухання енергії хвиль в його металевій товщі. Відбиття електромагнітної енергії обумовлено невідповідністю хвильових характеристик метала, у якому розміщений екран, і матеріалу самого екрана. Чим більше ця невідповідність, тим більша відмінність хвильових опорів екрана та металу й, відповідно, інтенсивніший частковий ефект екранування, який визначається відбиттям електромагнітних хвиль;

– у конструкції екрана необхідно уникати наявності стиків і швів з великим магнітним опором в областях зі значною інтенсивністю магнітних силових ліній поля, яке зумовлює ефект екранування.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Анемподистов В.П., Смолин П.М. Метод расчёта теплового поля в нажимной плите статора мощного турбогенератора. В кн.: Высокоиспользованные турбо- и гидрогенераторы. М.: Наука, 1971. С. 148–156.

2. Анемподистов В.П., Смолин И.М. Нагрев полого проводника с водяным охлаждением при перегрузках по току. В кн.: Турбо- и гидрогенераторы больших мощностей и перспективы их развития. Л.: Наука, 1969. С. 203–218.

3. Асталош П. Нагрев лобовой части статора турбогенераторов в режиме недовозбуждения. Торгово-промышленная палата СССР. Пер. № 2306 (с англ.). Л., 1977.

4. Бабяк А.А. Исследование экранирующих устройств концевых частей турбогенераторов с использованием физической модели. Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / Ин-т электродинамики АН УССР. К., 1973. 28 с.

5. Басова А.В. Вдосконалені методи електромагнітних і теплових розрахунків елементів конструкції силових трансформаторів та реакторів на основі чисельних і аналітичних моделей. Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / Ін-т електродинаміки НАН України. К., 2018. 21 с.

6. Битюцкий Н.Л., Каплунов В.Б., Лицов В.И. Уточнённая методика прогнозирования нагрузочной диаграммы мощных турбогенераторов. *Электротехническая промышленность*. 1979. № 6. С. 1–3. *Серия: Электрические машины*.

7. Борисенко А.И., Данько В.Г., Яковлев А.И. Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах. М.: Энергия, 1974. 559 с.

8. Борисенко А.И., Костиков О.Н., Яковлев А.И. Охлаждение промышленных электрических машин. М.: Энергоатомиздат, 1983. 296 с.

9. Брынский Е.А., Данилевич Я.Б., Яковлев В.И. Электромагнитные поля в электрических машинах. Л.: Энергия, 1979. 176 с.

10. Васьковский Ю.Н., Шумилов Ю.А., Штогрин А.В. Анализ вибровозмущающих осевых сил в сердечнике статора мощного турбогенератора. *Електротехніка і електромеханіка*. 2009. № 2. С. 21–26.

11. Васьковський Ю.М. Математичне моделювання електромеханічних перетворювачів енергії : [навч. посіб. для студ. електротехн. та електромех. спец. вищ. навч. закл.]. К.: НТУУ «КПІ», 2003. 164 с.

12. Васьковський Ю.М. Польовий аналіз електричних машин: [навч. посібник]. К.: НТУУ «КПІ», 2007. 191 с.

13. Васьковський Ю.М., Мельник А.М. Електромагнітні віброзбуджуючі сили турбогенератора в маневрених режимах роботи. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 2. С. 35–41.

14. Васьковський Ю.М., Титко О.І. Математичне моделювання вихрових струмів і втрат в крайніх пакетах статора турбогенератора. *Технічна електродинаміка*. 2013. № 3. С. 50–56.

15. Веников В.А., Иванов-Смоленский А.В. Физическое моделирование электрических систем. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1958. 359 с.

16. Виговський О.В., Хвалін Д.І. Дослідження ефективності глибокого скосу зубців крайніх пакетів в потужних турбогенераторах. *Матеріали XVII Міжнар. наук.-тех. конф. молодих вчених і спеціалістів* [*«Електромеханічні та енергетичні системи, методи моделювання та оптимізації»*], (Кременчук, 11-12 квіт. 2019 р.) / М-во освіти і науки України, Кременчуцький держ. ун-т ім. М. Остроградського. 2019. С. 78–80.

17. Виговський О.В., Хвалін Д.І. Температура крайнього пакета осердя статора турбогенератора при внутрішньому екрануванні. *Електромеханічні та енергетичні системи, методи моделювання та оптимізації*: мат. XVI Міжнар. наук.-тех. конф. молодих вчених і спеціалістів, Кременчук, 12-13 квіт. 2018 р. / М-во освіти і науки України, Кременчуцький держ. ун-т ім. М. Остроградського. 2018. С. 158–159.

18. Виговський О.В., Хвалін Д.І., Мистецький В.А. Нова система ізоляції потужних електричних машин на основі поліуретанових композицій з застосуванням штучних алмазів. *Технічні вісті*. 2018. № 1(47), 2(48). С. 22–26.

19. Вознесенский А.С. Компьютерные методы в научных исследованиях. Часть 2. Компьютерное моделирование физических объектов и процессов горного

производства: [учебник для студ. спец. 130401 «Физические процессы горного или нефтегазового производства»]. М.: МГГУ, 2011. 107 с.

20. Войтеко Н.С. и др. Опытное определение поперечной теплопроводности пакета сердечника статора турбогенератора. *Электротехническая промышленность*. 1977. № 6. С. 1–3. *Серия: Электрические машины.*

21. Войтеко Н.С. Тепловой расчёт торцового пакета статора мощного турбогенератора. *Электротехника*. 1978. № 3. С. 17–19.

22. Войтеко Н.С. Усовершенствование инженерных методов теплового расчёта статора высокоиспользованных синхронных генераторов на основе исследования стационарных температурных полей. Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / Ленинградский политехнический ин-т. Л, 1979. 25 с.

23. Войтеко Н.С. и др. Экспериментальное исследование тепловых процессов в крайних пакетах статора турбогенераторов мощностью 800 МВт. *Электротехника*. 1978. № 3. С. 22–25.

24. Вольдек А.И., Данилевич Я.Б., Косачевский В.И. Электромагнитные процессы в торцевых частях электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1983. 216 с.

25. Гайденко Ю.А., Вишневский Т.С., Штогрин А.В. 3D-моделирование для определения осевых сил, действующих на элементы торцевой зоны мощного турбогенератора. *Електротехніка і електромеханіка*. 2013. № 6. С. 21–26.

26. Генедер И.С. Климовицкий В.Д. Магнитное поле, вихревые токи и потери в торцовой зоне турбогенератора типа ТВМ-300. В кн.: Высокоиспользованные турбо- и гидрогенераторы с непосредственным охлаждением. Л.: Наука, 1971, С. 31–35.

27. Готтер Г. Нагревание и охлаждение электрических машин. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1961, 480 с.

28. Гуревич Э.И. Тепловые испытания турбогенераторов большой мощности. Л.: Энергия, 1969. 168 с.

29. Данилевич Я.Б. Добавочные потери в турбо- и гидрогенераторах. Л.: Наука, 1973. 180 с.

30. Данилевич Я.Б., Косачевский В.И, Яковлев А.И. Распределение аксиальной составляющей индукции и потерь по глубине сердечника статора турбогенератора. *Электротехника*. 1975. № 12. С. 14–18.

31. Данилевич Я.Б., Пипко Р.М. Магнитное поле в торцевой зоне сердечника статора электрической машины переменного поля с учетом влияния пазового рассеяния. *Электротехника*. 1982. № 9. С. 36–39.

32. Данько В.Г. Тепловой расчёт нажимного фланца мощного турбогенератора. *Электротехника*. 1970. № 10. С. 11–13.

33. Данько В.Г., Мілих В.І., Поляков І.В. Деякі проблеми турбогенераторів з повітряним охолодженням. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. 2000. № 84. С. 73–76. *Серія: Нові рішення у сучасних технологіях.*

34. Дослідження ефективності конструкції торцевої зони осердя статора турбогенератора / Кенсицький О.Г., Крамарський В.А., Кобзар К.О., Хвалін Д.І. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2018. № 50. С. 56–62.

35. Дослідження розподілу електромагнітного поля та температури в торцевій зоні осердя статора турбогенератора / Кенсицький О.Г., Крамарський В.А., Кобзар К.О., Хвалін Д.І. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2018. № 51. С. 47–53.

36. Дубініна О.М. Чисельне моделювання магнітного поля і вихрових струмів у кінцевих частинах турбогенератора з метою підвищення його надійності. Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / НТУ «ХПІ». Х., 2007. 20 с.

37. Експериментальні дослідження ефективності екранів зубцево-пазової конструкції статорів турбогенераторів / Титко О.І., Мишастий М.Д., Воронін А.І., Хвалін Д.І. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2017. № 46. С. 34–42.

38. Закрытая электрическая машина: а.с. № 564686 (СССР); опубл. в Б.И., 1977, Бюл. № 25.

39. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины: учебник для вузов. 3-е изд., стереот. В двух томах. М.: Издательский дом МЭИ, 2006. 652 с.

40. Езовит Г.П. Справочник электроэнергетика. К.: Наукова думка, 1974. 272 с.

41. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. М.: Энергия, 1975. 486 с.

42. Каплунов В.Б. Исследование нестационарного нагрева крупных турбогенераторов с непосредственным водяным охлаждением обмоток в аномальных эксплуатационных режимах. Автореф. дис. канд. техн. наук. Л., 1975. 24 с.

43. Кенсицький О.Г., Виговський О.В., Хвалін Д.І. Перспективи застосування синтетичних алмазів у поліуретанових композиціях для розробки нової високотеплопровідної системи ізоляції потужних турбогенераторів. *Проблеми безпеки атомних електростанцій і Чорнобиля*. 2017. № 28. С. 17–24.

44. Кенсицкий О.Г., Выговский А.В., Хвалин Д.И. Моделирование электромагнитных и тепловых процессов в концевой зоне статора турбогенератора. *East European Scientific Journal*. 2018. Т. 2. № 10(38). С. 41–47.

45. Кенсицький О.Г., Власенко Т.С., Хвалін Д.І. Аналіз нагріву потужної електричної машини при порушенні охолодження. *East European Scientific Journal*. 2019. Т. 4. № 3(43). С. 43–48.

46. Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І. Електромагнітне поле у торцевій зоні турбогенератора при зміні реактивного навантаження. *Технічна електродинаміка*. 2018. № 1. С. 62–68.

47. Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І. Квазітривимірна модель електромагнітного поля у торцевій зоні турбогенератора. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2017. № 48. С. 59–64.

48. Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І. Нагрів обмотки статора турбогенератора при порушенні циркуляції холодоагенту. *Проблеми безпеки атомних електростанцій і Чорнобиля*. 2018. № 31. С. 31–35.

49. Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І. Оптимізація системи охолодження та підвищення навантажувальної здатності гідрогенератора-двигуна Дністровської ГАЕС. *Гідроенергетика України*. 2014. № 1. С. 1–4.

50. Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І. Розподіл електромагнітного поля в торцевій зоні турбогенератора при номінальному навантаженні. *Технічні вісті*. 2018. № 1(47), 2(48). С. 11–14.

51. Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І., Виговський О.В. Екрани зубцево-пазової конструкції в електричних машинах змінного струму. *Гідроенергетика України*. 2017. № 3-4. С. 26–28.

52. Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І., Кобзар К.О. Математична модель спільного розрахунку електромагнітного та температурного полів торцевої зони потужного турбогенератора. *Гідроенергетика України*. 2018. № 1-2. С. 32–35.

53. Кенсицкий О.Г., Хвалин Д.И., Кобзарь К.А. Математическая модель совместного расчёта электромагнитного поля и нагревов торцевой зоны мощного турбогенератора. *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2019. Т. 62. № 1. С. 37–46.

54. Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І., Сорокіна Н.Л. Зниження нерівномірності нагріву торцевого пакета осердя статора потужного турбогенератора. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2018. № 49. С. 27–32.

55. Костяев Б.В., Пташкин А.В. О нагреве крайних пакетов сердечника статора крупных турбогенераторов при недовозбуждении. *Электрические станции*. 1979. № 5. С. 40–44.

56. Крамарський В.А., Хвалін Д.І., Мистецький В.А. Ефективність виконання торцевої зони осердя статора в потужних турбогенераторах атомних електростанцій. *Технічні вісті*. 2019. №1(49), 2(50). С. 46–49.

57. Кузьмин В.В., Шпатенко В.С. К расчёту осевых сил в сердечнике статора мощного двухполюсного турбогенератора. *Електротехніка і електромеханіка*. 2010. № 2. С. 13–15.

58. Мангилёв В.И., Сычёв Ю.П. Работа турбогенераторов типа ТВФ в режиме недовозбуждения. *Электрические станции*. 1978. № 8. С. 40–42.

59. Милых В.И., Высочин А.И. Принципы расчета магнитного поля в торцевой зоне турбогенератора в различных режимах его работы. *Електротехніка і електромеханіка*. 2010. №3. С.19–24.

60. Милых В.И., Высочин А.И. Расчет трехмерного распределения магнитного поля мощного турбогенератора в режиме холостого хода. *Електротехніка і електромеханіка*. 2011. № 3. С. 30–32.

61. Милых В.И., Дубинина О.Н. Сравнительный анализ вариантов граничных условий при численном расчёте магнитного поля в концевой зоне турбогенератора методом плоско-ортогональных расчётных моделей. *Технічна електродинаміка*. 2002. С. 10–15. *Тематичний випуск. Проблеми сучасної електротехніки. Частина 5.*

62. Милых В.И., Полякова Н.В. Организация численного расчёта магнитного поля турбогенератора в режиме нагрузки с обеспечением заданных его выходных параметров. *Електротехніка і електромеханіка*. 2012. № 1. С.36–41.

63. Милых В.И., Полякова Н.В. Расчетный и гармонический анализ магнитных полей в активной зоне турбогенератора в режиме нагрузки. *Електротехніка і електромеханіка*. 2013. № 6. С. 40–45.

64. Милых В.И., Полякова Н.В. Система направлений и фазовых соотношений электромагнитных величин при численных расчетах магнитных полей в турбогенераторе. *Електротехніка і електромеханіка*. 2011. № 5. С. 33–38.

65. Милых В.И., Полякова Н.В. Численно-полевой анализ режимов возбуждения и разных видов реакции якоря в мощном турбогенераторе. *Електротехніка і електроенергетика*. 2013. № 1. С. 61–69.

66. Милых В.И., Полякова Н.В. Численно-полевые расчеты электромагнитных параметров турбогенераторов. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. 2014. № 38 (1081). С. 3–18. *Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії.*

67. Милых В.И., Полякова Н.В. Численные расчеты магнитных полей в торцевой зоне турбогенераторов. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. 2015. № 5. С. 3–11. *Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії.*

68. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977. 341 с.

69. Москвитин А.И. Непосредственное охлаждение электрических машин. М.: Изд-во АН СССР, 1962. 224 с.

70. Нагрів кінцевої зони статора турбогенератора при різних варіантах її конструктивного виконання / Кенсицький О.Г., Крамарський В.А., Кобзар К.О., Хвалін Д.І. *East European Scientific Journal*. 2018. Т. 1. № 9(37). С. 46–51.

71. Николаев В.Н. Исследование и расчёты тепловых процессов в концевых частях мощных турбогенераторов. Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / Ин-т электродинамики АН УССР. К., 1968. 23 с.

72. Огородников А.С. Моделирование в среде MATLAB – COMSOL 3.5a: учебное пособие. Ч. 1. Томский политехнический университет. Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2012. 117 с.

73. Осердя статора електричної машини змінного струму: пат 111154 Україна МПК H02K 3/42. № u 20151257; заявл. 21.12.2015; опубл. 10.11.2016, Бюл. № 21.

74. Партыка В. Аналитическое определение теплового поля в элементах торцовой зоны статора турбогенератора. *Электротехника*. 1978. № 1. С. 6–9.

75. Постников И.М. Проектирование электрических машин. К.: Гостехиздат УССР, 1960. 736 с.

76. Постников И.М., Станиславский Л.Я., Счастливый Г.Г. Электромагнитные и тепловые процессы в концевых частях мощных турбогенераторов. К.: Наукова думка, 1971. 360 с.

77. Потапов Л.А. Бутарев И.Ю. COMSOL Multiphysics: моделирование электромеханических устройств [Текст]+[Электронный ресурс]: учеб. пособие. Брянск: БГТУ, 2011. 112 с.

78. Прахт В.А., Дмитриевский В.А., Сарапулов Ф.Н. Моделирование тепловых и электромагнитных процессов в электротехнических установках. Программа COMSOL: учебное пособие. М.: Издательство «Спутник+», 2011. 158 с.

79. Сахнов М.Ю., Лелеков А.Т., Галочкин С.А. Распределённая энерготепловая модель никель-водородной аккумулярной батареи 40НВ-70. *Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета имени академика М.Ф. Решетнёва*. 2010. С. 114–120.

80. Смолин И.М. Исследование нагрева элементов мощных турбогенераторов с водяным охлаждением обмотки. Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / ВНИИэлектромаш. Л., 1975. 31 с.

81. Смолин И.М. Распределение перегрева в крайнем пакете сердечника статора турбогенератора от потерь, обусловленных полями рассеяния в торцовой зоне. В кн.: Методы расчёта и исследования турбо- и гидрогенераторов. Л.: Наука, 1974.

82. Смородин В.И. Экспериментальные исследования и анализ особенностей электромагнитных процессов в торцевых зонах статоров мощных турбогенераторов. Препр. № 709. К.: Ин-т электродинамики АН УССР, 1991. 28 с.

83. Смородин В.И., Карацуба А.С., Руденко Л.Н. Некоторые особенности электромагнитных процессов на торце статора турбогенератора. *Техническая электродинамика*. 1983. № 3. С. 65–72.

84. Статор електричної машини: пат 99571 Україна МПК H02K 5/04. № u 201414220; заявл. 31.12.2014; опубл. 10.06.2015, Бюл. № 11.

85. Створення нових типів та модернізація діючих турбогенераторів для теплових електричних станцій / Зозулін Ю.В., Антонов О.Є., Бичік В.М., Боричевський А.М., Кобзар К.О. та ін. Х.: ПФ Колегіум, 2011. 228 с.

86. Счастливый Г.Г. Неравномерности тепловыделения и нагрева концевых частей высокоиспользованных машин переменного тока. Дис. на соискание уч. степени докт. техн. наук: 05.09.01 / Ин-т электродинамики АН УССР. К., 1973. 457 с.

87. Счастливый Г.Г., Федоренко Г.М., Выговский В.И. Прибор для измерения теплоотдачи в электрических машинах и аппаратах. *Электротехническая промышленность*. 1978. № 7. С. 10–13. *Серия: Электрические машины*.

88. Счастливый Г.Г., Федоренко Г.М., Выговский В.И. Турбо- и гидрогенераторы при переменных графиках нагрузки. К.: Наукова думка, 1985. 208 с.

89. Счастливый Г.Г., Федоренко Г.М., Терешонков В.А., Выговский В.И. Электрические машины с жидкостным охлаждением. К.: Наукова думка, 1989. 288 с.

90. Счастливый Г.Г., Федоренко Г.М., Титко А.И., Коваленко В.П. Надёжность современных и перспективных турбогенераторов. К.: Наукова думка, 1978. 224 с.

91. Тангенциальная неравномерность электромагнитных и тепловых характеристик в крайних пакетах турбогенератора при изменении нагрузки / Титко А.И., Федоренко Г.М., Лившиц А.Л., Кобзарь К.А. *Гідроенергетика України*. 2012. № 3. С. 48–53.

92. Тепловые испытания гидрогенератора-двигателя типа СВО 1255/255-40 УХЛ4 ст. № 1 Днестровской ГАЭС. Заключительный отчет по НИР. ГР 0111U001474. Х.: Электротяжмаш, 2010. 32 с.

93. Титко А. И., Счастливый Г. Г. Математическое и физическое моделирование электромагнитных полей в электрических машинах переменного тока. К.: Наукова думка, 1976. 200 с.

94. Титко А.И. Электромагнитное экранирование незамкнутыми структурами в электрических машинах. К.: Наукова думка, 1994. 304 с.

95. Титов В.В., Хуторецкий Г.М. и др. Турбогенераторы. Расчет и конструкция. Л: Энергия, 1967. 896 с.

96. Титков В.В. Электроэнергетика. Высоковольтная электротехника и электромагнитная совместимость: [сборник практич. заданий Matlab и COMSOL Multiphysics.] С.-П.: Санкт-Петербургский госуд. политехн. ун-т., 2009. 70 с.

97. Федоренко Г.М., Кенсицький О.Г., Хвалін Д.І. Магнітні та високотеплопровідні клини в потужних синхронних генераторах. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2016. № 43. С. 53–58.

98. Хвалін Д.І. Внутрішнє екранування крайніх пакетів осердя статора потужного синхронного генератора. Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / Ін-т електродинаміки НАН України. К., 2019. 21 с.

99. Хвалін Д.І. Дослідження ефективності екранування торцевої зони осердя статора потужного турбогенератора. *Матеріали XVIII Міжнар. наук.-тех. конф. молодих вчених і спеціалістів* [*«Електромеханічні та енергетичні системи, методи моделювання та оптимізації»*], (Кременчук, 4-6 лист. 2020 р.) / М-во

освіти і науки України, Кременчуцький держ. ун-т ім. М. Остроградського. 2020. С. 77–79.

100. Хвалін Д.І. Підвищення надійності роботи гідрогенератора-двигуна Дністровської ГАЕС. *Електромеханічні та енергетичні системи, методи моделювання та оптимізації*: мат. XIV Міжнар. наук.-тех. конф. молодих вчених і спеціалістів, Кременчук, 14-15 квіт. 2016 р. / М-во освіти і науки України, Кременчуцький держ. ун-т ім. М. Остроградського. 2016. С. 162–163.

101. Хвалін Д.І. Дослідження ефективності внутрішнього екранування статорів турбогенераторів. *Сучасні наукові інновації*: мат. Міжнар. наук.-практ. конф., Київ, 15-16 лют. 2017 р. / Міжнар. центр наук. досліджень. 2017. С. 38–40.

102. Хвалін Д.І. Екрани зубцево-пазової конструкції в потужних синхронних генераторах. *Електромеханічні та енергетичні системи, методи моделювання та оптимізації*: мат. XV Міжнар. наук.-тех. конф. молодих вчених і спеціалістів, Кременчук, 11-12 квіт. 2017 р. / М-во освіти і науки України, Кременчуцький держ. ун-т ім. М. Остроградського. 2017. С. 165–166.

103. Хвалін Д.І. Підвищення ефективності енергоблоків турбогенераторів та гідрогенераторів за рахунок використання високотеплопровідних матеріалів. *Шляхи і методи підвищення економічності та надійності роботи турбогенераторів ТЕС, АЕС, ГЕС, ТЕЦ, що відпрацювали парковий ресурс. Сучасні методи і засоби контролю технічного стану турбогенераторів. Шляхи та методи дослідження і усунення вібрації турбогенераторів і допоміжного обладнання*: мат. IV Міжнар. наук.-практ. конф., смт. Славське, 23-27 трав. 2016 р. / Енергетика та електрифікація. 2016. № 11-12. С. 49–50.

104. Хвалін Д.І. Принципи чисельного розрахунку електромагнітного поля торцевої зони турбогенератора. *Перспективні шляхи розвитку наукової думки*: мат. Міжнар. наук.-практ. конф., Київ, 27-28 січ. 2018 р. / Міжнар. центр наук. досліджень. 2018. С. 15–17.

105. Хвалін Д.І., Виговський О.В. Вимірність математичної моделі електромагнітного поля в торцевій зоні потужних електричних машин. *Матеріали III*

Міжнар. наук.-практ. конф. [*«Сучасні наукові інновації»*], (Київ, 16-17 лют. 2019 р.) / Міжнар. центр наук. досліджень. 2019. С. 38–40.

106. Хвалін Д.І., Виговський О.В. Комп'ютерне моделювання потужних електричних машин. *Матеріали II Міжнар. наук.-практ. конф.* [*«Перспективні шляхи розвитку наукових знань»*], (Київ, 26-27 січ. 2019 р.) / Міжнар. центр наук. досліджень. 2019. С. 34–36.

107. Хвалин Д.И., Кенсицкий О.Г., Кобзарь К.А. Моделирование электромагнитного поля мощной электрической машины. *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64. № 2. С. 130–142.

108. Хвалін Д.І., Крамарський В.А., Мистецький В.А. Підвищення ефективності екранування торцевої зони потужного турбогенератора. *Технічні вісті*. 2020. №1(51), 2(52). С. 88–91.

109. Хуторецкий Г.М., Токов М.И., Толвинская Е.В. Проектирование турбогенераторов. Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1987. 256 с.

110. Шапиро Д.Н. Электромагнитное экранирование. Издательский дом «Интеллект», 2010. 120 с.

111. Шевченко В.В. Минко А.Н. Сравнительная оценка массогабаритных параметров турбогенераторов с воздушной и водородной системами охлаждения. *Вестник НТУ «ХПИ»*. 2010. № 3. С. 108–112.

112. Штогрін О.В. Науково-технічні заходи по зменшенню пошкоджуваності статорів потужних турбогенераторів, спричинених вібрацією в торцевих зонах. Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / «ОНПУ». Одеса, 2016. 19 с.

113. Штогрин А.В. Научно-технические мероприятия по уменьшению повреждаемости статоров мощных турбогенераторов, вызванной вибрацией в торцевых зонах. Дис. на соискание уч. степени канд. техн. наук: 05.09.01 / НТУУ «КПИ». К., 2016. 160 с.

114. Электрическая машина: а.с. № 465694 (СССР); опубл. в Б.И., 1975, Бюл. № 12.

115. A High Voltage Insulating System with Increased Thermal Conductivity for Turbo generators / Tari M., Yoshida K., Sekito S., Allison J., Brutsch R., Lutz A. *Coil Winding. Insulation and Electrical Manufacturing Conference*, Berlin, 2001.

116. A. Boglietti, A. Cavagnino and D. Staton. Evolution and modern approaches for thermal analysis of electrical machines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2009. Vol. 56. № 3. P. 871–882.

117. Bytnar Andrnej, Przybysz Jerzy. Model matematyczny pola temperatyr turbogeneratora 500 MW. *Energetyka*, (PRL), 1978. № 11, S. 456–458.

118. Calculation of end region magnetic field and circulating losses for turbo-generator using a coupled field and circuit equation method / Tang Renyuan, Xu Guangren, Tian Lijian, Zhao Danqun. *IEEE Transactions on Magnetics.* 1990. Vol. 26. № 2. P. 497–500.

119. Coil for electrical machines and method of manufacturing the coil. European Patent Specification 0 266 602 (ASEA AB). Published 1993.

120. COMSOL Multiphysics modeling and simulation software. http://www.comsol.com/

121. Das J.C. Power system analysis: short-circuit load flow and harmonics. New York: Taylor & Francis, 2002. 868 p.

122. Eddy current analysis considering lamination for stator core ends of turbine generators / K. Yamazaki, S. Tada, H. Mogi, Y. Mishima, C. Kaido, S. Kanao, K. Takahashi, K. Ide, K. Hattori, and A. Nakahara. *IEEE Transactions on Magnetics*. Jun. 2008. Vol. 44. № 6. P. 1502–1505.

123. F. Huo, Y. Li and W. Li. Calculation and Analysis on Stator Ventilation Structure of Different Optimum Proposal in Air-Cooled Turbogenerator. *Proceedings of the CSEE*. 2010. Vol. 30. № 6. P. 69–75.

124. Fujita M., Ueda T., Tokumasu T. Eddy current analysis in the stator end structures of large capacity turbine generators. *International Conference on Electrical Machines and Systems*. Nov. 2009, Tokyo, Japan. P. 1–6.

125. G. Jiao, C. Guan and W. Li. Influences of different cooling medium in turbogenerator on stator heat transfer characteristics. *Electric Machines and Control*. 2011. Vol. 15, № 2. P. 54–62.

126. Hawley R. End-region analysis for large generators. *Electrical Times*. 1967. Vol. 152. № 20. P. 771–774.

127. Hvalin D.I., Mystetskyi V.A. Design peculiarity of a 1000 MW turbogenerator. *Conference proceedings of the V International scientific and practical conference* [*«Theoretical and applied aspects of science progress»*] (Kyiv, January 30-31, 2020) / International Center for Science and Research. 2020. P. 21–23.

128. Hvalin D.I., Mystetskyi V.A. Electromagnetic field distribution in the end zone of a powerful turbogenerator. *Conference proceedings of the IV International scientific and practical conference*. [*«Theory and practice of scientific knowledge progress»*] (Kyiv, February 19-20, 2020) / International Center for Science and Research. 2020. P. 45–46.

129. In Giebharz oder Giebharzmassen eingebette Teile hochtemperaturbestandiger Wscklungen von Elektromotoren. Kallas H. Pat. № 1613296 (ФРГ).

130. Insulation paper with high thermal conductivity materials. James D. Smith, Gary Stevens, John W. Wood. Pat. № 0274774 (США), МПК B23K 1/00. № 60/580,023; заявл. 15.06.2004; опубл. 15.12.2005, Бюл. № 11.

131. J. Faiz, B. Rezaeealam and S.Yamada. Coupled finite-element boundary element analysis of a reciprocating self-excited induction generator in a harmonic domain. *IEEE Transactions on Magnetics*. Nov. 2005. Vol. 41. № 11, P. 4250–4256.

132. J. Li, S. Ma and H. Li. Analysis and calculation on stator temperature field of turbogenerators based on couple physical field. *Journal of North China Electric Power University*. 2008. Vol. 35. № 5. P. 6–10.

133. Khvalin D. A power turbogenerator design. *Conference proceedings of the IV International scientific and practical conference* [*«Prospects and achievements in applied and basic sciences»*]. (Budapest, Hungary, February 9-12, 2021) / International Science Group. 2021. P. 609–612.

134. Khvalin D. Physical processes particularly in a powerful electrical machine. *Conference proceedings of the X International scientific and practical conference* [*«Topical issues, achievements and innovations of fundamental and applied sciences»*] (Lisbon, Portugal, March 9-12, 2021) / International Science Group. 2021. P. 299–301.

135. K. R. Davey and E. I. King. A three dimensional scalar potential field solution and its application to the turbine generator end region. *IEEE Trans. Power Delivery*. May 1981. Vol. 100, № 5, P. 2302–2310.

136. L. Wei-li, D. Shuye and Z. Feng. Diagnostic numerical simulation of large hydro generator with insulation aging. *Heat Transfer Eng*. Oct. 2008. Vol. 29. P. 902–909.

137. Li Wei-li, Guang Chunwei, Zheng Ping. Calculation of a Complex 3-D Model of a Turbogenerator With End Region Regarding Electrical Losses, Cooling, and Heating. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 2010. Vol. 26. № 4. P. 1073–1080.

138. Li Wei-li, Li Yong, Yang Xue-feng. Temperature and fluid flow field calculation an analysis of stator end of air cooled turbo-generator. *Proceedings of CSEE*. 2009. Vol. 29. № 36. P. 80–87.

139. M. Fujita, Y. Kabata and T. Tokumasu. Air-cooled large turbine generator with multiple-pitched ventilation ducts. *Proceedings IEEE Int. Conf. Electr. Mach. Drives*. May 2005. San Antonio, TX, United States. № 15, P. 910–917.

140. M. Fujita, T. Tokumasu, H. Yoda. Magnetic field analysis of stator core end region of large turbogenerators. *IEEE Transactions on magnetics*. 2000. Vol. 36. № 4. P. 1850–1853.

141. Marek P., Grubelnik W., Koerbler B. High Performance Insulation System For HV Rotating Machines. *10th Insucon International Conference Birmingham*. Isovolta AG, System Development, A-8402 Werndorf, Austria. 2006.

142. Miller M.L., Emery F.T. Thermal Conductivity of High Voltage Stator Coil Groundwall Insulation. *EIC Conference in Chicago*. 1997. P. 619–622.

143. Stephan C.-E., Liptak G., Schuler R. An improved insulation system for the newest generation of stator windings of rotating machines. *CIGRE Session*. 1994. P. 91–101.

144. Residual life and heat control of a turbogenerator stator winding insulation / Kuchynskyi K.A., Kramarskyi V.A., Hvalin D.I., Mystetskyi V.A. *East European Scientific Journal*. 2020. Vol. 5. № 2(54). P. 63–66.

145. Study on temperature distribution in the end region of large turbogenerator / Du Yansen, Huang Xueliang, Liu Lei, Hu Minqiang. *Proceedings of CSEE*. 1996. Vol. 16. № 2. P. 95–101.

146. Tari M., Yoshida K., Sekito S. A High Voltage Insulating System with Increased Thermal Conductivity for Turbo generators. *Conf. IEEE*. 2003. P. 613–617.

147. Thermomechanical parameters of stator winding insulation of a turbogenerator with controllable cooling / Kuchynskyi K.A., Kramarskyi V.A., Hvalin D.I., Mystetskyi V.A. *East European Scientific Journal*. 2020. Vol. 3. № 1(53). P. 74–77.

148. Three dimensional harmonic field and eddy current analysis for rotor end region of turbine generator / K. Takahashi, K. Hattori, A. Nakahara and M. Saeki. *Proceedings IEEE Int. Electric Mach. Drives Conf*. May 2007. Vol. 1. P. 477–481.

149. V. Hatziathanassiou, J. Xypteras and G. Archontoulakis. Electricalthermal coupled calculation of an asynchronous machine. *Electrical Engineering*. Jan. 1994. Vol. 77. P. 117–122.

150. Vlasenko T.S., Hvalin D.I., Mystetskyi V.A. Complex mathematical simulation of physical processes in powerful generator. *East European Scientific Journal*. 2019. Vol. 4. № 4(44). P. 22–30.

151. Weise J., Stephens C.M. Finite Elements for Three-Dimensional Magnetostatic Fields and its Application to Turbine-Generator End Regions. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*. 1981. Vol. 100. № 4. P. 1591–1596.

152. Xia Hai-xia, Yao Ying-ying, Xiong Su-ming. Magnetic-thermal coupling analysis of end region of 1000 MW turbine-generator. *Proceedings of CSEE*. 2008. Vol. 28. № 14. P. 118–122.

153. Y. Liu and S. Hjarne. Computations of losses and temperatures in the core end of high voltage turbogenerator. *Proceedings Int. Elect. Mach. Syst*. Sep. 2005. Vol. 3, P. 2091–2096.

Наукове видання

Хвалін Денис Ігорович

ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ТА ЕФЕКТИВНОСТІ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТУРБОГЕНЕРАТОРІВ ЕЛЕКТРИЧНИХ СТАНЦІЙ

Монографія

В авторській редакції
Надруковано з оригінал-макета замовника

Підп. до друку 31.05.2021. Формат 60х90 1/8. Папір офс. Гарнітура Times.
Спосіб друку – ризографія. Ум. друк. арк. 6,5. Наклад 150 пр. Зам. № 7244.

Інститут проблем безпеки атомних електростанцій НАН України
Київська обл., 07270, м. Чорнобиль, вул. Кірова, 36-а
Свідоцтво суб’єкта видавничої справи ДК № 2114 від 25.02.2005 р